

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR RICARDO MICARONI
E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 28/3/2001
Anselmo Eduardo Diniz
ORIENTADOR

200006335

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Otimização dos Parâmetros de Usinagem Visando a
Viabilização do Torneamento a Seco do Aço
ABNT 1045 em Operação de Acabamento**

Autor: **Ricardo Micaroni**
Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

72/01

**UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE**

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

**Otimização dos Parâmetros de Usinagem Visando a
Viabilização do Torneamento a Seco do Aço
ABNT 1045 em Operação de Acabamento**

Autor: Ricardo Micaroni

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Engenharia Mecânica

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de mestrado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Campinas, 2001
S.P. - Brasil**

UNIDADE	BC
N.º CHAMADA:	T/00103777
	M5810
V.	47697
T.º	837/02
P.	
C	<input type="checkbox"/>
D	<input checked="" type="checkbox"/>
PREC.º	R\$ 11,00
DATA	07-02-02
N.º CPD	

CM00163690-1

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

M5810 Micaroni, Ricardo
Otimização dos parâmetros de usinagem visando a
viabilização do torneamento a seco do aço ABNT 1045
em operação de acabamento / Ricardo Micaroni.--
Campinas, SP: [s.n.], 2001.

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

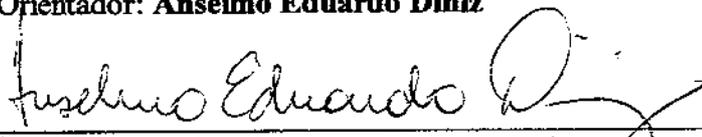
1. Usinagem. 2. Fluidos de corte. 3. Doenças
profissionais. 4. Revestimentos. 5. Ferramentas para
cortar metais. 6. Reciclagem - Indústria. I. Diniz,
Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Otimização dos Parâmetros de Usinagem Visando a
Viabilização do Torneamento a Seco do Aço
ABNT 1045 em Operação de Acabamento**

**Autor: Ricardo Micaroni
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz**



**Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Universidade Estadual de Campinas - Unicamp**



**Prof. Dr. Olívio Novaski
Universidade Estadual de Campinas - Unicamp**



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

Campinas, 28 de setembro de 2001

Dedicatória

Dedico este trabalho a meu pais, Giovanni e Giuseppina, e irmão, Antônio, os quais me proporcionaram incentivo e apoio ao longo de todas as etapas de minha vida.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser realizado sem a ajuda e competência de diversas pessoas e instituições às quais presto minha homenagem e têm meu respeito:

Ao meu orientador Anselmo Eduardo Diniz pela oportunidade, paciência e auxílio constante

À Márcia Regina Rios, da Agena Resinas e Colas Ltda, pelo fornecimento do fluido de corte

À Sandvik pela doação do material de corte

Ao CNPq pelo apoio financeiro

À Unicamp

As vitórias de ontem são menos importantes que os planos de amanhã.

Resumo

MICARONI, Ricardo, *Otimização dos Parâmetros de Usinagem Visando a Viabilização do Torneamento a Seco do Aço ABNT 1045 em Operação de Acabamento*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001. 119p. Dissertação (Mestrado).

A criação e regulamentação de novas leis ambientais estão eliminando em grande parte a flexibilidade na utilização dos fluidos de corte. Ainda existe um longo caminho a ser investigado antes que os fluidos de corte sejam considerados totalmente inofensivos e aceitáveis. Os custos associados estão estimados em bilhões de dólares ao ano e a sua eliminação pode representar um significativo incentivo econômico. Então, a usinagem totalmente a seco parece ser, a médio prazo, uma escolha viável. Para diminuir ao máximo a utilização dos fluidos de corte nos meios produtivos será necessário um maior desenvolvimento das ferramentas de corte. A pesquisa e fabricação de materiais com usinabilidade melhorada e a mudança dos parâmetros de corte com a finalidade de se otimizar o corte a seco também são outras alternativas que se somam para que os objetivos sejam alcançados. Este trabalho avalia os resultados na mudança dos parâmetros de corte para o torneamento cilíndrico do aço ABNT 1045, procurando a condição de corte a seco que mais se aproxima ao corte com fluido em abundância em termos de vida da ferramenta. Uma comparação entre a rugosidade da peça e a potência de corte obtida também é objetivo deste trabalho. Os resultados experimentais mostram que o aumento do avanço torna o corte a seco mais adequado e que quando o fluido de corte é retirado do processo, é necessário aumentar o avanço, o raio de ponta da ferramenta e ao mesmo tempo diminuir a velocidade de corte. Com isto, pode-se conseguir maior vida útil da ferramenta, menor rugosidade da peça e potência de corte consumida no processo.

Palavras Chave

- Fluidos de corte , Meio Ambiente, Usinagem a seco

Abstract

MICARONI, Ricardo, *Cutting Parameters Optimization to Make Feasible the Dry Turning of ABNT 1045 Steel in Finish Cutting*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001. 119p. Dissertação (Mestrado).

The advent and regulation of new environmental laws are largely responsible for eliminating the flexibility in the use of cutting fluids. There is still a long way to be investigate before the cutting fluids are considered totally acceptable and not harmful. The associated costs are estimated in several billion dollars a year and their elimination may represent a significant economical incentive. Then, at medium term, the totally dry cutting seems to be a feasible choice. To maximize the cutting fluids usage in productive lines a large development on the cutting tools will be necessary. The research and production of materials with improved machinability and the change of the cutting parameters with the purpose of optimizing dry cutting are other alternatives to reach these objectives. This work evaluates the effects of changing the cutting parameters in cylindrical turning of ABNT 1045 steel, seeking the cutting condition that makes dry cutting as close as possible to the cutting with flood fluid in terms of tool wear. It is also the aim of this work to compare the surface roughness and the cutting energy obtained. The experimental results show that the increase of the feed turns dry cutting more appropriate and that when the cutting fluid is removed of the process, it is necessary to increase the feed, the nose radius of the tool and at the same time to reduce cutting speed. With this, life of the tool, surface roughness of the workpiece and energy consumed in the process are improved.

Key Words

- Cutting Fluids, Environment, Dry Cutting

Índice

Lista de Figuras	ii
Lista de Tabelas	vi
Nomenclatura	vii
1.Introdução	1
2.Fluidos de Corte	6
3.Usinagem a Seco	32
4.Materiais, Equipamentos e Métodos Experimentais	63
5.Resultados e Discussões	71
6.Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	111
Referências Bibliográficas	113

Lista de Figuras

2.1 Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta	8
2.2 As três direções possíveis de aplicação do fluido de corte	9
2.3 Consumo mundial de lubrificantes industriais utilizados no setor metal-mecânico	28
3.1 Dureza a quente de alguns principais materiais de corte	33
3.2 Tempo de vida das ferramentas de aço rápido em função do teor de cálcio nos aços para o torneamento a seco dos aços da tabela 3.1	36
3.3 Desgaste de flanco de diferentes tipos de ferramentas cerâmicas em função do tempo de corte no torneamento do aço AISI 1045	47
3.4 Dureza a quente dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN	52
3.5 Quantidade de furos no corte do aço inoxidável AISI 400 em função das diferentes coberturas e condições de lubrificação	54
3.6 Broca recoberta por diferentes tipos de revestimentos	54
3.7 Desgaste de cratera em insertos de metal duro não revestidos em função do tempo e fluido de corte no torneamento do aço AISI 1045	57
3.8 Vida da ferramenta em função das diferentes condições de corte no torneamento do aço AISI 1045	60
3.9 Rugosidade média em início de vida da ferramenta em função das diferentes condições de corte no torneamento do aço AISI 1045	62
4.1 Pontos de mensuração da dureza nos corpos de prova	64
4.2 Corpo de prova utilizado nos ensaios	66

4.3 Pastilha de metal duro utilizada nos ensaios.....	67
4.4 Vista parcial do torno CNC Cosmos 30	68
4.5 Computador e microscópio utilizados nos ensaios para a medição do desgaste da ferramenta.....	69
5.1 Cavaco gerado nos ensaios	72
5.2 Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	73
5.3 Aresta de corte utilizada para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm; com fluido de corte	73
5.4 Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	75
5.5 Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	76
5.6 Aresta de corte utilizada para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm; sem fluido de corte.....	76
5.7 Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	77
5.8 Vida da ferramenta em volume de cavaco removido para diferentes condições de corte utilizando $r_\epsilon = 0,4$ mm	79
5.9 Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	81
5.10 Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	81
5.11 Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	83
5.12 Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	83

5.13 Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	84
5.14 Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	85
5.15 Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	86
5.16 Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	86
5.17 Rugosidade máxima em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_\epsilon = 0,4$ mm	88
5.18 Rugosidade média em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_\epsilon = 0,4$ mm	89
5.19 Corrente do motor em vazio em função da rotação para $v_c = 430$ m/min	90
5.20 Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	91
5.21 Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	92
5.22 Corrente do motor em vazio em função da rotação para $v_c = 540$ m/min	93
5.23 Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	94
5.24 Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	95
5.25 Corrente em início de vida da ferramenta para diferentes condições utilizando $r_\epsilon = 0,4$ mm.....	96
5.26 Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	99
5.27 Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	100

5.28 Vida da ferramenta em volume de cavaco removido para diferentes condições de corte utilizando $r_\epsilon = 0,4$ e $0,8$ mm.....	101
5.29 Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	103
5.30 Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	103
5.31 Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	104
5.32 Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	105
5.33 Rugosidade máxima em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_\epsilon = 0,4$ e $0,8$ mm.....	106
5.34 Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	107
5.35 Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm.....	108
5.36 Corrente em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_\epsilon = 0,4$ e $0,8$ mm.....	110

Lista de Tabelas

3.1 Principais elementos químicos e composições de três aços AISI 4140	35
3.2 Condutividade térmica [W/m.K] dos revestimentos TiN, TiC e Al ₂ O ₃ nas temperaturas 100, 500 e 1000°C	48
3.3 Propriedades das camadas TiN, TiCN e TiAlN	52
4.1 Medidas de dureza em valores Rockwell D.....	65
4.2 Parâmetros recomendados para os insertos TNMG 160404 e 160408 da classe PF 4015	66
4.3 Condições de corte utilizadas nos ensaios	70
5.1 Razão geométrica entre a rugosidade máxima para diferentes condições de corte em início de vida da ferramenta utilizando $r_e = 0,4$ mm	88
5.2 Influência da velocidade de corte sobre a vida da ferramenta para diferentes condições de usinagem.....	102

Nomenclatura

Abreviaturas

σ	Desvio Padrão	
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i> – Instituto Americano do Ferro e Aço	
Al	Alumínio	
a_p	Profundidade de Corte	[mm]
Al_2O_3	Óxido de Alumínio	
BUE	<i>Built Up Edge</i> - Aresta Postiça de Corte	
C	Carbono	
Ca	Cálcio	
$CaTiO_3$	Óxido de Titânio e Cálcio (Perovskite)	
CaO	Óxido de Cálcio	
CBN	<i>Cubic Boron Nitride</i> - Nitreto Cúbico de Boro	
Cl	Cloro	
CNC	<i>Computer Numerical Control</i> - Controle Numérico auxiliado por Computador	
CrN	Nitreto de Cromo	
Co	Cobalto	
CO_2	Dióxido de Carbono	
Cu	Cobre	

CVD	<i>Chemical Vapor Deposition</i> - Deposição Química a Vapor	
D	Diâmetro	
DLC	<i>Diamond Like Carbon</i> - Diamante com Propriedades do Carbono	
EP	Extrema Pressão	
f	Avanço	[mm/volta]
f_z	Avanço por Dente	[mm/volta]
h	Espessura de Corte	
HB	<i>Hard Brinell</i> - Dureza Brinell	
HC	<i>Hard Carbon</i> - Carbono de Alta Dureza	
HSC	<i>High Speed Cutting</i> - Altas Velocidades de Corte	
HSS	<i>High Speed Steel</i> - Aço Rápido	
Hv	<i>Hard Vickers</i> - dureza Vickers	
Ks	Pressão Específica de Corte	
KT	Desgaste de Cratera em Profundidade	
l_f	Comprimento de Avanço	
Mg	Magnésio	
Mn	Manganês	
MnS	Sulfeto de Manganês	
MnO	Óxido de Manganês	
Mo	Molibdênio	
MoS ₂	Sulfeto de Molibdênio	
MQF	Mínima Quantidade de Fluido	
MT	<i>Moderate Temperature</i> - Temperatura Moderada	
NIOSH	<i>National Institute for Occupational Safety and Health</i> - Instituto Nacional para Segurança e Saúde no Trabalho	
P	Fósforo	
Pc	Potência de Corte	
PCBN	CBN Policristalino	

PCD	<i>Polycrystalline Diamond</i> - Diamante Policristalino	
pH	<i>Potential Hydrogen</i> - Atividade do Íon Hidrogênio	
ppm	Parte por Milhão	
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> - Deposição Física a Vapor	
Q/t	Calor Gerado na Unidade de Tempo	
Ra	Rugosidade Média	
r_ϵ	Raio de Ponta	[mm]
RB	Rockwell B	
rpm	Rotações por Minuto	
Ry	Rugosidade Máxima	
S	Enxofre	
Si	Silício	
Si ₃ N ₄	Nitreto de Silício	
SiC	Carboneto de Silício	
SiO ₂	Óxido de Silício	
TaC	Carboneto de Tântalo	
t_c	Tempo de Corte	
TiB ₂	Diboreto de Titânio	
Ti	Titânio	
TiC	Carboneto de Titânio	
TiCN	Carbonitreto de Titânio	
TiN	Nitreto de Titânio	
TiAlN	Nitreto de Titânio Alumínio	
TiO ₂	Dióxido de Titânio	
To	Vida da Ferramenta com Fluido de Corte	
Ts	Vida da Ferramenta sem Fluido de Corte	
V	Vanádio	
V _B	Desgaste de Flanco	[mm]

v_c	Velocidade de Corte	[m/min]
Zn	Zinco	
ZrN	Nitreto de Zircônio	
WC	Carboneto de Tungstênio	

Capítulo 1

Introdução

Tradicionalmente, os fluidos de corte sempre foram utilizados na usinagem dos metais para aumentar a vida das ferramentas e obter melhor qualidade superficial das peças, dentre outras funções. Porém, seus efeitos indesejáveis fizeram com que fossem estudadas e desenvolvidas novas técnicas para a adaptação ambiental dos atuais processos. O corte a seco e a MQF (Mínima Quantidade de Fluido) serão considerados uma necessidade nos empreendimentos industriais em um futuro próximo. Atualmente, os aspectos tecnológicos e econômicos apresentam um significativo controle em quase todos os processos de fabricação por serem de suma importância à sobrevivência da empresa. Já os aspectos ambientais, apresentam-se como uma tímida preocupação por parte de alguns empresários e um descaso pela grande maioria. Principalmente na Alemanha, os fabricantes já estão sendo obrigados a diminuir a quantidade de fluidos de corte utilizados nas indústrias devido à leis ambientais e de saúde.

O corte sem ou com mínima quantidade de fluido e o desenvolvimento de fluidos de corte que não agridam o meio ambiente, vem da necessidade de se atender às novas legislações ambientais, bem como da conscientização das empresas e da sociedade em preservar a natureza. Além destes aspectos citados, a necessidade de se reduzir cada vez mais os custos dentro do processo de produção, está forçando as indústrias do setor metal-mecânico a procurarem novas tecnologias para que se tornem cada vez mais competitivas e ofereçam produtos com maior qualidade. A eliminação completa dos fluidos de corte não consiste em simplesmente interromper

a alimentação de fluido de corte para um determinado processo. Exige também uma adaptação compatível dos fatores que influenciam o processo de usinagem como os parâmetros de corte, o material da ferramenta, da peça e a máquina-ferramenta utilizada.

Em determinadas aplicações o corte totalmente a seco ainda não é possível. Por exemplo, na usinagem do alumínio e aços dúcteis, a eliminação total do fluido de corte provocará um desgaste adesivo inaceitável. Especialmente na furação, o processo de usinagem fechado cria um ambiente complexo onde, freqüentemente, a eliminação dos cavacos é mais difícil. Neste caso, a usinagem quase a seco tem permitido resultados promissores. Menores vazões de fluido, em muitos casos, são suficientes para reduzir o atrito na ferramenta e evitar a aderência dos materiais. Os limites da usinagem a seco podem ser estendidos com as alternativas oferecidas pela MQF.

Este tipo de lubrificação é uma situação em que se aplica uma mínima quantidade de fluido, normalmente uma vazão menor que 100 ml/h, aplicado por um jato de ar. Desta forma, os custos com armazenamento ficam reduzidos e as emulsões, que são prejudiciais ao meio ambiente, são eliminadas. A proporção de óleo residual nos cavacos diminui abaixo de 0,3% do seu peso, eliminando os custos com a limpeza antes do processo de refundição. Outra vantagem é o filme de óleo que permanece na peça, protegendo-a contra a corrosão.

Estudos realizados na Alemanha concluíram que, os custos da utilização da MQF em um centro de usinagem sempre permaneceram abaixo da refrigeração convencional (Novaski e Dörr, 1999). O corte a seco já está apto para os processos de produção e o uso da MQF em casos em que o corte totalmente sem fluido não pode ser utilizado, expande ainda mais o número de possibilidades onde o uso em abundância não é necessário. Entretanto, a formação de uma névoa densa de fluido é um dos grandes problemas gerados pelo sistema MQF. Já existem várias possibilidades para reduzir o impacto ambiental pela aplicação da MQF, como por exemplo, o uso de refrigerantes com vaporização e atomização mais baixas, a adição de aditivos anti-névoa aos óleos básicos, o uso de bocais especiais e sistemas de sucção. O objetivo é garantir que o aerossol formado fique restrito somente ao ponto de aplicação e retirar as partículas presentes no ambiente de trabalho. Outra maneira de evitar riscos à saúde na MQF é utilizar produtos de

origem animal ou vegetal. Novaski e Dörr (1999) acreditam que cerca de 20% da usinagem de metais será feita a seco ou quase a seco nos próximos cinco a dez anos. A soma dos esforços entre usuários finais, fabricantes de máquinas-ferramentas e de ferramentas será indispensável para que o corte a seco tenha sucesso.

Na usinagem a seco existirá maior fricção e adesão entre a ferramenta e o cavaco. Além disso, a eliminação dos fluidos de corte também diminuirá a dissipação de calor e prejudicará a expulsão dos cavacos. A ausência destas funções pode acarretar o aumento da abrasão e do desgaste por adesão da ferramenta e, portanto, a redução da sua vida. As altas temperaturas produzirão cavacos em forma de fita, afetando a forma e a tolerância dimensional da peça. No entanto, a ausência de fluidos de corte nos cortes interrompidos é benéfica, especialmente em ferramentas frágeis e em HSC (*High Speed Cutting* - Altas Velocidades de Corte), já que, uma menor variação de temperatura sobre a ferramenta faz diminuir os riscos de fadiga térmica. A quantidade de calor adicional gerada no corte a seco também poderá causar danos metalúrgicos à superfície da peça, principalmente naquelas que já foram tratadas termicamente. Além disso, o controle dimensional da peça ficará prejudicado pela maior dilatação, particularmente as peças que tenham diâmetro pequeno, altos coeficiente de dilatação térmica ou são vazadas internamente.

A adição de determinados elementos químicos no material da peça para melhorar a usinabilidade já é bem conhecida, e deve ser mais explorada para que os benefícios consolidados se estendam ao corte a seco, desde que as propriedades mecânicas não fiquem comprometidas.

Para que a ausência de lubrificação da usinagem a seco seja compensada, além da MQF, estão sendo pesquisados materiais de ferramentas que tenham menor afinidade com o material da peça, como por exemplo, o diamante para peças de alumínio. Os artigos estudados reportam que o desenvolvimento das ferramentas de corte serão fundamentais para que o corte a seco seja viável. Novos revestimentos e técnicas de deposição que tenham a capacidade de suportar altas temperaturas de corte, novas técnicas de sinterização do substrato e geometrias confirmam esta tendência.

Muitos processos de usinagem têm sido desenvolvidos e melhorados baseados na disponibilidade de ferramentas. Algumas operações específicas podem ser substituídas por outras que requeiram menor quantidade de fluido. Um bom exemplo é a substituição da retificação de aços endurecidos pelo torneamento com ferramentas de CBN (*Cubic Boron Nitride* - Nitreto Cúbico de Boro), onde se passa de uma operação com muito fluido de corte para uma operação a seco.

O método mais fácil para a redução dos fluidos de corte é diminuir a quantidade do fluido usado para o transporte dos cavacos. Atualmente, apenas 30% do fluido de corte utilizado se destina à lubrificação no ponto de corte e ao resfriamento; o restante é usado para o transporte de cavacos espalhados no barramento da máquina-ferramenta. Dentre as várias funções, os fluidos de corte também climatizam a máquina-ferramenta durante o processo de usinagem. A partir deste conceito, no corte a seco existirá a necessidade dos fabricantes projetarem equipamentos que permitam o fácil escoamento dos cavacos e suportem as altas temperaturas para que não aconteça dilatação excessiva ou aquecimento localizado dos componentes, que por sua vez, afetam de forma negativa o controle dimensional e a qualidade superficial da peça.

O uso de fluidos refrigerantes será justificável economicamente e necessário tecnologicamente em muitos campos no corte de metais. Contudo, deve-se visar o seu uso otimizado. Futuramente, espera-se que os fluidos de corte tenham uma produção mais limpa, sem emissões, que sejam produzidos com matérias-primas renováveis, que não apresentem efeito tóxico, carcinogênico, que sejam compatíveis ambientalmente, facilmente biodegradáveis sem a geração de produtos nocivos, que não causem problemas relacionados ao descarte e que as perdas sejam causadas somente por evaporação e arraste.

O presente trabalho tem como objetivo avaliar a usinabilidade do aço ABNT 1045 no processo de torneamento com pastilhas de metal duro, comparando a utilização de fluido de corte em abundância e o corte totalmente a seco (sem fluido de corte). Este aço é muito utilizado na indústria automobilística. A MQF não foi alvo deste estudo pois os experimentos de Scandiffio (2000), mantendo-se f (avanço) e a_p (profundidade de corte) constantes e alterando somente v_c (velocidade de corte), revelaram que estas condições não foram melhores quando comparadas ao

corte totalmente a seco ou em inundação. Scandiffio (2000) também concluiu que, sob quaisquer parâmetros de usinagem, a vida da ferramenta no torneamento do aço 1045 com pastilha de metal duro recoberta foi maior quando se utilizou fluido em abundância. Esta dissertação procura dar continuidade ao trabalho realizado por Scandiffio (2000), desta vez porém, modificando não só a velocidade de corte como também o avanço e o raio de ponta da ferramenta (r_e). O principal objetivo é encontrar os parâmetros que façam com que a vida da ferramenta no corte a seco seja bastante próxima daquela encontrada no corte com fluido em abundância. Uma comparação entre a rugosidade da peça e a potência de corte obtida utilizando-se o corte a seco e fluido em abundância também é objetivo deste trabalho.

Capítulo 2

Fluidos de Corte

2.1 Funções dos fluidos de corte

De acordo com Ferraresi (1977), as principais funções dos fluidos de corte são:

- redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco;
- expulsão do cavaco da região de corte;
- refrigeração da ferramenta;
- refrigeração da peça em usinagem;
- obtenção de melhor acabamento superficial da peça usinada;

⇒ funções secundárias:

- redução do consumo de energia durante o corte;
- redução do custo da ferramenta na operação;
- inibição da corrosão da peça em usinagem;

A seguir, será realizado um resumo sobre cada uma destas funções.

2.1.1 Redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco

Durante o recalque do cavaco na operação de usinagem gera-se uma quantidade excessiva de calor através de três fontes distintas. A primeira é a deformação plástica e o cisalhamento do material da peça, a segunda é o deslizamento e o atrito do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta e a última é o atrito no contato ferramenta-peça (Seah et al., 1995).

De acordo com Diniz et al. (1999), a deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento são as principais fontes geradoras de calor, seguida pelo atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta e por fim, o atrito superfície de folga-peça. O fluido de corte age tentando diminuir o atrito nas duas últimas situações. A diminuição do coeficiente de atrito entre a superfície de saída e ferramenta irá aumentar a velocidade do cavaco e o ângulo de cisalhamento, resultando em menor deformação do cavaco e diminuição na geração de calor.

A forma como o fluido tem acesso à região de contato cavaco-ferramenta são ainda questões que geram discussão entre os pesquisadores. Segundo Trent, o fluido não pode entrar na zona de aderência¹ e sua ação se dá apenas na zona de escorregamento² (figura 2.1). A eficiência de um fluido de corte depende da sua capacidade em penetrar na região de interface cavaco-ferramenta, reagir com as superfícies de ambos e reduzir a afinidade entre os materiais com a formação de um filme lubrificante na interface. Merchant defende a teoria de que o fluido e seus vapores penetram na zona de aderência e fluem em direção à ponta da ferramenta através de uma ação capilar ao longo da superfície de saída da ferramenta (apud Motta e Machado, 1995).

¹ As altas tensões de compressão, altas taxas de deformação e a pureza do material da peça promovem a ligação atômica nesta interface.

² Condição de quase aderência, no qual a velocidade na interface, apesar de muito baixa, não é zero.

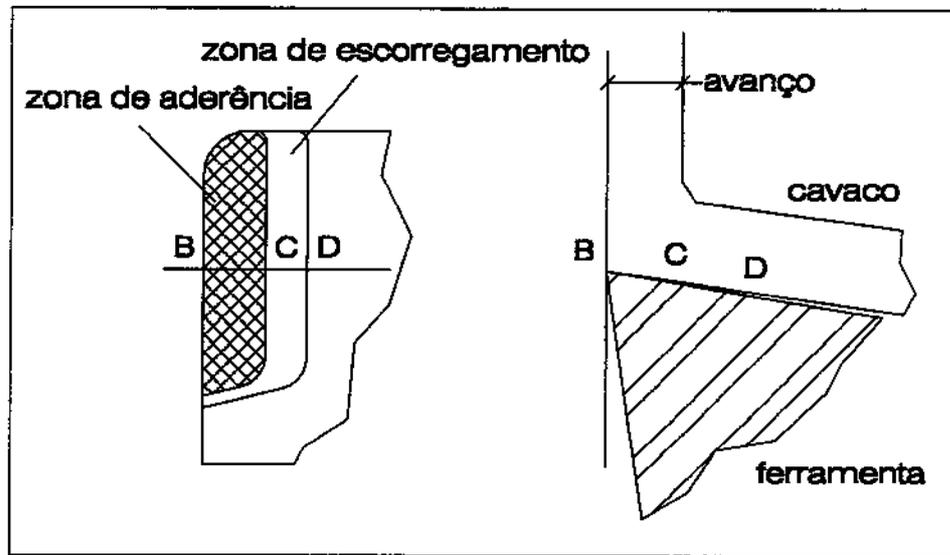


Figura 2.1: Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta, Motta e Machado (1995)

Sob altas velocidades de corte, os fluidos de corte passam a atuar mais como refrigerantes e menos como lubrificantes. Trent diz que nestas condições, o fluido atua não apenas aumentando a dissipação de calor mas também age reduzindo a geração de calor na zona de escorregamento. Williams explica que o fluido perde o efeito lubrificante às altas velocidades de corte porque o fluxo que tende em direção à ponta da ferramenta, por ação capilar, é anulado ou direcionado para fora da interface. Assim, o fluido utilizado em altas velocidades de corte tem apenas características refrigerantes (apud Motta e Machado, 1995).

Existem três principais direções de aplicação do fluido de corte (ver figura 2.2). Taylor mostrou que o desgaste de ferramenta pode ser reduzido quando o fluido é aplicado na direção A. Niebusch e Strieder dizem que não só a direção A, mas também a direção C conduz a menores desgastes de ferramenta. Pigott e Colwell encontraram o menor desgaste quando usaram altas pressões de fluido na direção C. Smart, Trent e Lauterbach também obtiveram bons resultados na direção C (apud Seah et al., 1995).

Durante o processo de usinagem, o cavaco e a superfície de saída da ferramenta estão constantemente em contato e o espaço entre eles só é acessível a partículas de fluido da ordem de micrometros. Então, as partículas maiores não conseguem penetrar nos espaços estreitos. Contudo, quando o fluido de corte é atomizado e dirigido à aresta de corte sob alta pressão, consegue-se alcançar os menores espaços de contato, retirando mais eficientemente o calor gerado pelo atrito. A aplicação de fluido de corte também pode causar uma mudança na distribuição e localização das regiões de maior temperatura. Esta mudança está diretamente ligada com a mudança de forma do cavaco e com o desgaste da ferramenta (Seah et al., 1995).

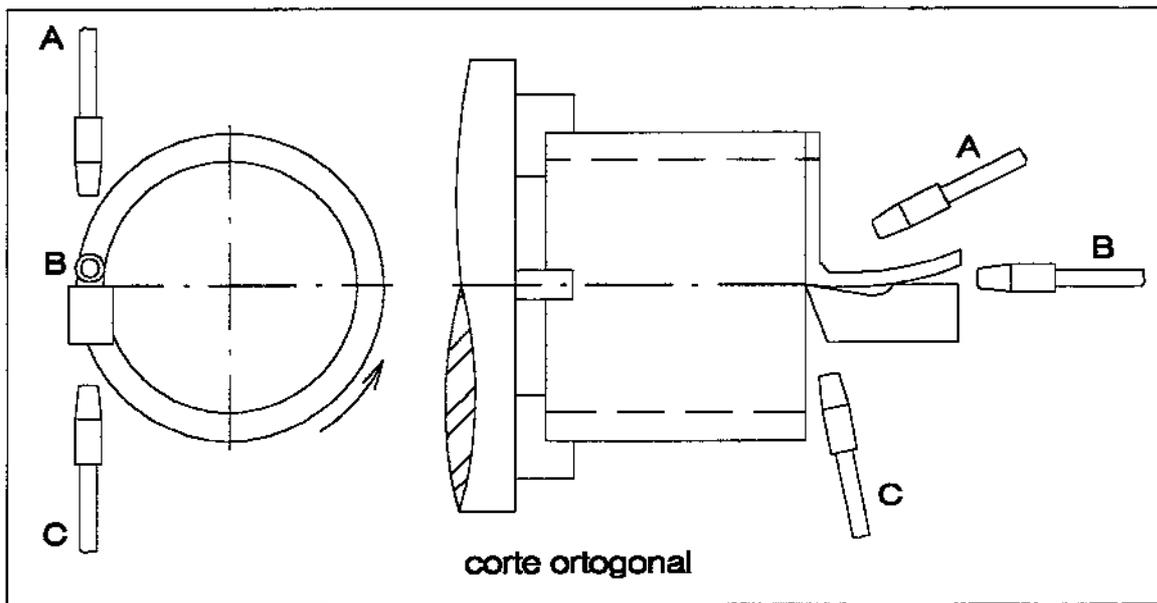


Figura 2.2: As três direções possíveis de aplicação do fluido de corte, Seah et al. (1995)

2.1.2 Expulsão do cavaco da região de corte

A presença de cavacos na região de corte pode danificar a ferramenta ou a superfície usinada. O emprego de fluido de corte facilita a expulsão do cavaco em processos como: torneamento, furação, fresamento, retificação, mandrilamento, etc. No caso de furação profunda, procede-se a uma construção especial da ferramenta a fim de permitir o acesso do fluido de corte à ponta da broca. Normalmente o fluido penetra por dentro da broca e atinge a região de corte através de orifícios nas superfícies de folga (Ferraresi, 1977).

Braga et al. (2000), realizaram testes de furação da liga de alumínio silício SAE 323, um material de alta ductilidade, utilizando brocas inteiriças de metal duro tipo K10 com o corte a seco e refrigeração via ar comprimido. Nestas condições foi impossível realizar o corte porque, com uma pequena quantidade de furos realizados, os canais da broca ficaram totalmente entupidos com cavaco, levando à ruptura da broca. Uma vazão de 10 ml/h de óleo mineral num fluxo de ar comprimido foi suficiente para lubrificar a região de corte, mostrando que para este processo não é necessária uma grande quantidade de óleo para expulsar os cavacos.

2.1.3 Refrigeração da ferramenta

O primeiro pesquisador que constatou e mediu a influência do fluido de corte durante o processo de usinagem foi o americano F.W.Taylor em 1894. Sua verificação se fez jorrando grande quantidade de água na região de corte, conseguindo aumentar a velocidade de corte em 33% sem prejuízo para a vida da ferramenta de corte. A idéia da água surgiu na busca de minorar o efeito indesejável da temperatura sobre a ferramenta (Ferraresi, 1977).

As condições na interface cavaco-ferramenta (zona de aderência e altas temperaturas) favorecem a ocorrência da difusão metálica entre os materiais da peça e ferramenta. Tal difusão ocorre sempre com prejuízo da ferramenta, pelo enfraquecimento da superfície ativa ou pelo arrancamento de partículas da mesma. A tendência da difusão é exponencial com a temperatura. O tungstênio das ferramentas de metal duro apresenta uma tendência pronunciada à difusão acima de 954°C. Portanto, um controle do aumento da temperatura com a utilização adequada de um fluido de corte significa uma melhoria no desempenho da ferramenta (Ferraresi, 1977).

2.1.4 Refrigeração da peça em usinagem

O aumento excessivo da temperatura na peça traz inconvenientes como: deformações devido à dilatação térmica, com conseqüente dificuldade de se obter tolerâncias apertadas; dificuldades para o manuseio do operador; possíveis danos à estrutura metalúrgica da superfície e

cores de revenido em superfícies que sofreram retificação. Assim, a utilização de fluido de corte em abundância torna-se muitas vezes necessária (Ferraresi, 1977). De acordo com Vieira et al. (1999), durante a operação de retificação as temperaturas na região de contato entre ferramenta e peça são elevadas e podem ser superiores a 1000°C em profundidades de décimos de milímetro.

2.1.5 Melhor acabamento superficial da peça usinada

Para um bom acabamento superficial da peça, é necessário uma escolha adequada da geometria da ferramenta, dos parâmetros de corte e que o conjunto ferramenta-máquina-peça tenha comportamento dinâmico satisfatório. O fluido de corte durante o processo de usinagem influencia os itens citados. A geometria da ferramenta pode variar durante o corte se existir a formação da BUE (*Built Up Edge* - Aresta Postiça de Corte), o que faz piorar o acabamento da peça. O uso de fluido de corte retarda a deterioração da ferramenta quando a velocidade de corte é aumentada e também reduz o atrito na interface cavaco-ferramenta, provocando uma diminuição dos esforços para a remoção do cavaco, o que faz melhorar a rugosidade (Ferraresi, 1977).

2.1.6 Redução do consumo de energia durante o corte

Como citado no item anterior, o uso de fluido de corte pode diminuir o atrito na interface ferramenta-peça. Então, a energia despendida para realizar o corte pode ser menor (Ferraresi, 1977). Porém, pode se ter efeito contrário se o resfriamento causado à peça pelo fluido de corte não permitir a diminuição de sua resistência mecânica e dureza, o que, em alguns materiais, causaria diminuição da potência consumida (Diniz et al., 1999).

2.1.7 Redução do custo da ferramenta na operação

O custo da ferramenta está relacionado com a quantidade de peças produzidas no lote. Então, uma ferramenta terá custo maior se sua vida for curta. A utilização de fluidos de corte pode prolongar a vida da ferramenta reduzindo o custo total de usinagem (Ferraresi, 1977).

2.1.8 Impedimento da corrosão da peça em usinagem

As peças recém usinadas podem sofrer ataques externos como, por exemplo, a umidade atmosférica ou vapores ácidos. Estes fatos, são agravados caso a peça tenha de passar por diversos processos com intervalos longos de espera entre eles. Neste caso, o fluido de corte atua também de forma protetiva (Ferraresi, 1977).

2.2 Propriedades dos fluidos de corte

Os fluidos de corte devem possuir também algumas propriedades para que sejam produzidos melhores resultados durante a aplicação (Ferraresi, 1977; Baril, 1987; El Baradie, 1996; Machado e Silva, 1998; Diniz et al., 1999). Dentre elas pode-se citar:

- serem antiespumantes;
- serem anticorrosivos e antioxidantes;
- diminuir o desgaste e a tendência à solda. Para isso, precisam ter aditivos de extrema pressão (EP);
- possuírem boa capacidade de umectação;
- possuírem boa capacidade de absorção do calor;
- serem transparentes;
- serem inodoros;
- não formarem névoa;

- não provocarem irritações na pele;
- serem compatíveis com o meio ambiente;
- apresentarem baixa variação de viscosidade quando em regime de trabalho (índice de viscosidade compatível com a sua aplicação);

2.3 Classificação dos fluidos de corte

Entre os autores e fabricantes de fluidos de corte não existe uma padronização que seja única (Ferraresi, 1977; Texaco, 1986; Baril, 1987; El Baradie, 1996; Machado e Silva, 1998; Diniz et al., 1999). Uma classificação bastante aceita, porém, é a que segue:

- Gasosos
- Aquosos:
 - Água;
 - Emulsões;
 - Soluções químicas;
- Óleos:
 - Óleos minerais puros;
 - Óleos graxos;
 - Óleos compostos;
 - Óleos de extrema pressão;

2.3.1 Fluidos gasosos

O ar como refrigerante têm atuação fraca se comparado aos refrigerantes líquidos. Entretanto, quando aplicado sob pressão, a temperaturas abaixo de 0°C, os resultados encontrados são satisfatórios. Pahlitzsch em 1953 (apud Ferraresi, 1977 e El Baradie, 1996) utilizou ar como refrigerante no fresamento, obtendo bons resultados. Para uma velocidade de

corte de 30 m/min e ar refrigerado na temperatura entre -40 e -60 °C a vida média da ferramenta aumentou em 400% em relação aos fluidos líquidos de corte. A -8 °C, a vida elevou-se em 40%. O ar comprimido em certos casos é utilizado para limpar a região que está sendo usinada, sendo muito empregado na usinagem do ferro fundido cinzento onde são produzidos cavacos descontínuos. Neste caso, se fossem varridos pelo líquido poderiam ser atingidas partes importantes da máquina, danificando-a. Em materiais que formam cavacos em forma de pó, a aspiração é recomendada para não prejudicar a saúde do operador (Ferraresi, 1977; Machado e Silva, 1998; Diniz et al., 1999).

Pahlitzsch (apud El Baradie, 1996) também apresentou os resultados de testes usando CO₂ (dióxido de carbono) e nitrogênio como fluidos de corte. O uso de CO₂ aumentou a vida da ferramenta de 150% em relação ao ar e 240% quando se usou Nitrogênio. O uso de CO₂ em diferentes temperaturas também promoveu uma insignificante diferença na vida da ferramenta, concluindo que, a sua ação favorável não se deve ao efeito refrigerante e sim pela ausência de ar. Acredita-se que a oxidação aumente o atrito e que a retirada do oxigênio da região de corte promovida pelo CO₂ seja benéfica. O nitrogênio age de alguma forma como lubrificante na interface cavaco-ferramenta. Sugere-se que na presença deste gás, nitretos poderiam se formar na interface, reduzindo o atrito.

O uso de jatos de dióxido de carbono em altas velocidades direcionados à superfície de folga da ferramenta apresentaram melhores resultados do que quando aplicado na direção A da figura 2.1. O fraco desempenho obtido nesta direção se deve ao endurecimento do cavaco na superfície de saída, aumentando a tendência à craterização. O uso de gases como fluidos de corte, em particular o CO₂ e o nitrogênio, pode ser benéfico para a vida da ferramenta e em muitos casos ser economicamente vantajoso. O CO₂ reduz o desgaste de cratera nas ferramentas de metal duro na usinagem de ligas de titânio, inconel e outros materiais de baixa usinabilidade (El Baradie, 1996).

2.3.2 Fluidos aquosos

Por ser altamente corrosiva e possuir baixo poder lubrificante e umectante, a água não é utilizada pura na usinagem dos metais, sendo substituída por óleos puros (integrais) e óleos emulsionáveis. A água tem a vantagem de ser barata, possui baixa viscosidade, não ser inflamável, ser atóxica e praticamente inesgotável. Além disso, tem alto calor específico, alta condutibilidade térmica e alto calor de vaporização, o que faz com que seja um ótimo refrigerante (Ferraresi, 1977; El Baradie, 1996; Machado e Silva, 1998; Diniz et al., 1999). El Baradie (1996), acrescenta que pelo fato da água ser corrosiva, não pode ser tolerada em máquinas-ferramentas. Além disso, promove uma lavagem da máquina retirando o óleo que lubrifica as superfícies rotativas e as guias do equipamento, provocando desgaste prematuro.

2.3.2.1 Emulsões

Os óleos emulsionáveis formam emulsões leitosas quando misturados à água. A emulsão é um sistema contendo duas fases líquidas separadas e diferentes, uma delas dispersa na outra. O líquido que é rompido em glóbulos denomina-se fase interna ou dispersa. O líquido que envolve o glóbulo chama-se fase contínua ou externa. Os óleos emulsionáveis usados na usinagem são do tipo óleo em água, sendo o óleo a fase interna e a água a fase externa. Os óleos hidráulicos são geralmente água em óleo, o óleo constituindo a fase externa; tal tipo é comumente conhecido como emulsão invertida. A composição dos óleos emulsionáveis é complexa e usualmente contém dois ou mais emulsificadores, agentes acopladores, estabilizadores, aditivos de lubricidade, de detergência, contra a oxidação e de resistência ao ataque de bactérias. As concentrações dos componentes são balanceadas para assegurar que as composições acabadas permaneçam estáveis até serem usadas e que o óleo se emulsionará facilmente em água branda ou dura³, originando emulsões estáveis com as requeridas propriedades de usinagem (Texaco, 1986).

³ Qualidade das águas naturais com maior teor de cálcio e magnésio. Estes minerais podem reagir com os emulsificadores formando sabões insolúveis, isso pode resultar em perda da capacidade de emulsificação e redução da vida útil da emulsão. A água disponível nas fábricas e instalações em diferentes localidades varia em suas características, notadamente em dureza.

A principal função das emulsões é refrigerar. Como elas são constituídas de água em sua maior parte, possuem maior capacidade de resfriamento do que os óleos puros de corte. A fase oleosa da emulsão também assegura certo grau de lubricidade, embora menor que o proporcionado pelos óleos puros. Os óleos emulsionáveis são usados com concentrações variadas, ou seja, a porcentagem de óleo na água depende do serviço a ser realizado. Para usinagem em geral, a concentração varia de 3 a 20%. Devido à maior eficiência de refrigeração proporcionada pelas emulsões, essas misturas apresentam em muitos casos desempenho superior aos óleos puros, substituindo-os em diversas operações (Texaco, 1986). Aditivos EP (Extrema Pressão) podem ser adicionados pois proporcionam uma maior resistência em condições severas de corte. Estas emulsões não se vaporizam sob altas pressões e temperaturas, sendo utilizadas quando se necessita maior lubrificação no processo (Diniz et al., 1999).

As microemulsões, também chamadas de fluidos semi-sintéticos, possuem diversos aspectos que as diferenciam das emulsões. Nas emulsões, o diâmetro das gotas de óleo variam de 0,2 μm a 10 μm ou mais e, nas microemulsões, está na faixa de 0,01 a 0,2 μm . Esta diferença de diâmetro depende do tipo de óleo e concentração dos emulsificadores. O menor diâmetro das gotas emulsificadas dá o aspecto translúcido das microemulsões, facilitando a visualização. Além disso, as gotas de óleo em água são mais uniformes do que nas emulsões. A concentração das microemulsões podem variar de 2 a 10%, oferecendo boa resistência à corrosão, ao ataque microbiano, como também excelente estabilidade termodinâmica e boa capacidade de resfriamento. Entretanto, elas têm maior custo, problemas relacionados com o descarte e forte tendência a formar espuma (Laemmle, 1992).

2.3.2.2 Soluções químicas

Os refrigerantes químicos são também conhecidos como fluidos sintéticos. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros adicionados à água. Tais fluidos, quando diluídos em quantidade adicional de água, podem ser usados eficientemente em aplicações onde o principal requisito é a refrigeração e não a lubrificação. Certas formulações, todavia, contém aditivos que dão alguma lubricidade e

propriedades de extrema pressão. Comparado aos óleos emulsionáveis, os refrigerantes químicos têm a vantagem de formar com a água soluções transparentes e são formulados para assegurar superior proteção anticorrosão. Embora geralmente de maior custo inicial na forma concentrada, os sintéticos podem ser usados em diluições relativamente elevadas (20 a 100:1) e têm comumente maior vida útil que as emulsões (Texaco, 1986). Machado e Silva (1998) ressaltam que as soluções químicas permanecem estáveis mesmo em água dura, diminuindo os gastos com reciclagem do óleo, que a cada dia ficam mais importantes.

De acordo com Agena (1999), os fluidos sintéticos possuem os seguintes vantagens quando comparado às emulsões: aumento da vida útil da ferramenta em até 25%; redução dos tempos passivos; os fluidos sintéticos não possuem em sua formulação óleos de origem mineral e portanto não necessitam de emulgadores. Esta característica permite que todo o óleo lubrificante do equipamento (hidráulico e de barramento) que venha a entrar em contato com a solução não seja emulgado e sim rejeitado, aumentando a durabilidade das soluções; redução de arraste pelos cavacos devido à menor tensão superficial, em média 30% menor que as emulsões e 70% menor que um óleo integral; redução de custos no controle químico e biológico dos tanques (não contém emulgadores) e também com a limpeza dos cavacos para a reciclagem pois a evaporação da matéria prima deste fluido é de 100%; diminuição das reposições diárias e o aumento da produtividade, que é decorrente dos itens citados.

Porém, Ferraresi (1977) afirma que as soluções químicas têm tendência a formar depósitos cristalinos duros, quando da evaporação da água de sua composição, que podem interferir no funcionamento das partes móveis da máquina; os agentes químicos podem atacar a pintura do equipamento, prejudicando o aspecto e permitindo a contaminação do fluido pelos elementos dissolvidos da tinta.

2.3.3 Óleos

Os óleos puros de corte não são misturados com água para o uso na operação de usinagem. Podem ser eles: os óleo minerais puros, óleos graxos, óleos compostos e os óleos de extrema

pressão. São também chamados de óleos ou fluidos integrais (Ferraresi, 1977; Texaco, 1986; Machado e Silva, 1998; Castrol, 1999; Diniz et al., 1999). Os óleos puros podem ser classificados em ativos ou inativos. A diferença entre o inativo e o ativo é que neste é acrescentado cerca de 2% de enxofre com a finalidade de formar uma película antisoldante para suportar altas pressões e temperaturas na interface cavaco-ferramenta. O óleo ativo ataca o cobre, escurecendo-o (Ferraresi, 1977).

2.3.3.1 Óleos minerais puros

Os óleos minerais puros são de baixo custo mas não possuem boas propriedades lubrificantes. São indicados para a usinagem leve de metais não ferrosos como o alumínio, magnésio, latão e para aços onde as exigências de lubrificação e resfriamento não são severas, como no caso de aços que contenham enxofre ou chumbo em sua composição. Este óleo não é corrosivo, possui longa vida útil e caso seja contaminado por óleo hidráulico ou por outro tipo de óleo, não perde a eficiência durante a usinagem (El Baradie, 1996). Diniz et al. (1999), afirmam que os óleos minerais puros são menos sujeitos à oxidação que os óleos graxos e compostos e que os menos viscosos podem ser usados na retificação.

Os óleos minerais dividem-se em: parafínicos, naftênicos e os de base aromática e são largamente utilizados na fabricação de lubrificantes industriais (Texaco, 1990; Laemmle, 1992; Machado e Silva, 1998; Castrol, 1999). Os óleos lubrificantes geralmente constituem uma mistura de óleos parafínicos, naftênicos e aromáticos. Um óleo que contém no mínimo 70% de moléculas naftênicas é considerado óleo naftênico (Laemmle, 1992). Os óleos minerais de base naftênica são isentos de cera, são facilmente emulsionáveis, apresentam baixo ponto de fluidez e são utilizados na produção de óleos básicos com índice de viscosidade de baixo a médio. Os óleos parafínicos são formados por cadeias retas e a cera deve ser removida para oferecer óleos básicos com baixo ponto de fluidez. Possuem alta resistência à degradação por oxidação e são utilizados na produção de óleos básicos com índice de viscosidade de médio a alto (Texaco, 1990). O uso dos de óleos de base naftênica têm diminuído em função de problemas causados a saúde humana (cadeias cíclicas saturadas), sendo os fluidos lubrificantes de baixa qualidade. Os

óleos minerais de base aromática não são empregados na fabricação de fluidos de corte (cadeias cíclicas insaturadas). São excessivamente oxidantes, mas podem melhorar a resistência ao desgaste e apresentar boas propriedades EP quando presentes em grandes quantidades nos óleos parafínicos (Machado e Silva, 1998).

2.3.3.2 Óleos graxos

Os óleos graxos foram largamente utilizados como lubrificantes de corte. Os tipos mais comuns foram os derivados de gordura de animal e de sementes de colza (origem vegetal). O uso deste tipo de óleo tem declinado particularmente pela dificuldade de obtenção e pelo seu alto custo, mas principalmente, pela substituição por óleos minerais aditivados que são mais efetivos durante o corte. Óleos graxos têm grande capacidade lubrificante do par ferramenta-peça pela sua alta oleosidade, mas seu efeito antisoldante é fraco (El Baradie, 1996).

2.3.3.3 Óleos compostos

Enquanto os óleos graxos como fluidos de corte estão praticamente em desuso na usinagem dos metais, as misturas de óleo mineral puro e óleos graxos são efetivos na maioria das operações de corte. As vantagens não são enormes e estão restritas principalmente em operações de acabamento de aços doces, latão, cobre e alumínio. Tais misturas são adequadas para a usinagem de alguns tipos de latão e cobre, onde o uso de óleo mineral puro não consegue promover uma superfície final adequada e o uso de óleos ativos poderiam manchar a peça (El Baradie, 1996).

2.3.3.4 Óleos com aditivo extrema pressão

Possuem em sua composição elementos que fazem o óleo suportar elevadas pressões sem que ele seja vaporizado da região de corte. Esta característica é necessária em processos onde são geradas altas forças de corte. A função básica destes elementos é formar um composto na

superfície de contato com uma resistência ao corte muito inferior àquela do metal em trabalho, evitando a soldagem e a formação da BUE (Diniz et al., 1999).

A reação que ocorre na superfície do cavaco é promovida por agentes EP e é influenciada por três fatores: temperatura, pressão entre ferramenta e peça e a atividade superficial que é criada pelo contato metálico. A atividade superficial promove reações químicas que podem ser totalmente diferentes daquelas observadas quando não existe movimento. O próprio movimento de usinagem inicia ou acelera reações que necessitariam de temperaturas e pressões muito mais elevadas se fossem realizadas em laboratório. Entre os agentes EP conhecidos destaca-se: o cloro, o enxofre e o fósforo (Castrol, 1999). Laemmle (1992) complementa que os aditivos com estes elementos devem ser utilizados somente na usinagem dos materiais ferrosos.

Os óleos puros de corte com aditivos EP são mais eficazes em operações com baixas velocidades e cortes profundos. Em geral, os óleos de maior viscosidade ou com alta concentração de aditivos EP tende por vezes a aumentar o desgaste da ferramenta por ação corrosiva. A eficiência dos aditivos EP pode diminuir à medida em que se aumentam as velocidades de corte porque os ingredientes reativos teriam menos tempo para penetrar na zona de corte e reagir para formar uma película sólida lubrificante (Texaco, 1986).

Outra classe, também chamados de aditivos de extrema pressão passivos, funcionam pela absorção de partículas de carbonato na interface cavaco-ferramenta, formando um filme de baixa tensão ao cisalhamento, de alto ponto de fusão e reduzido atrito. Estes aditivos não contêm cloro, enxofre ou fósforo. Os aditivos passivos são menos corrosivos, de descarte mais fácil, têm baixa tendência à formação de espuma e a superfície da peça pode ser limpa rapidamente, aplicando-se tanto aos materiais ferrosos com os não ferrosos (Laemmle, 1992).

2.4 Seleção dos fluidos de corte

Para que um fluido de corte possa desempenhar bem suas funções, algumas considerações devem ser feitas. De acordo com a literatura, os principais fatores para a seleção são:

- material da peça;
- material da ferramenta;
- processo de usinagem;
- parâmetros de usinagem;

2.4.1 Material da peça

Os aços são os materiais mais utilizados industrialmente. Todos os tipos de fluidos podem ser utilizados e a escolha vai depender da severidade da operação e da resistência do aço. Os aços inoxidáveis austeníticos apresentam um baixo índice de usinabilidade se comparado aos outros tipos de aços. Neste caso, recomenda-se uma solução química, uma emulsão ou um óleo mineral sulfurizado, dependendo do processo de corte. Na usinagem do ferro fundido maleável, pode ocorrer a reação do fluido com os cavacos formados quando se utiliza uma emulsão, o que faz reduzir o teor de nitrito de sódio, tornando-a ineficiente contra a corrosão. Deve-se então, optar por um óleo puro. Os ferros fundidos cinzentos formam cavacos de ruptura e são normalmente usinados a seco. Um óleo emulsionável pode ser útil na remoção do cavaco (Machado e Silva, 1998).

A usinagem do magnésio produz cavacos finos e são normalmente usinados a seco. Em altas velocidades de corte é necessário evitar o aquecimento excessivo utilizando-se um fluido refrigerante de baixa viscosidade que não poderá ser uma emulsão ou solução, pois a água reage com o cavaco liberando hidrogênio, havendo risco de ignição. Geralmente, é utilizado um óleo puro ou composto (Machado e Silva, 1998).

Apesar do alto custo, a utilização do alumínio em automóveis nos Estados Unidos aumentou em 35% nos últimos cinco anos. O processo de fundição do alumínio tem melhorado e as indústrias já fabricam componentes complexos com menor porosidade e baixos refugos. Os blocos de motores automotivos que eram normalmente produzidos com ferro fundido, atualmente são fabricados em alumínio. Como exemplo, uma fábrica no Reino Unido desenvolveu um propulsor em liga de alumínio, sendo em média 200 kg mais leve comparado aos anteriores. Devido a estes fatos, existe a necessidade de desenvolvimento constante de novos produtos por parte dos fabricantes de fluidos de corte (Saunders, 1997).

O alumínio e suas ligas são de usinagem mais fácil se comparado aos materiais ferrosos. Caso exista formação de cavacos longos, um fluido com propriedades lubrificantes pode ser aplicado. Quando se deseja controlar as dimensões do alumínio na usinagem, recomenda-se utilizar um fluido com propriedades refrigerantes para manter a peça resfriada por causa do alto coeficiente de dilatação térmica do material. A usinagem do alumínio não exige aditivos EP na composição dos fluidos de corte e o enxofre livre o ataca instantaneamente (Machado e Silva, 1998).

White sustenta que a composição do fluido de corte para o alumínio depende do tipo de liga que se deseja usinar e que, na usinagem de ligas com baixa ductilidade, as emulsões EP são recomendadas. Rose afirma que as emulsões, além de serem mais compatíveis com os metais ferrosos e não ferrosos, podem conseguir um acabamento superficial melhor ou comparável aos sintéticos ou semi-sintéticos. Contudo, Lee acredita que as soluções químicas são recomendáveis porque têm maior vida em serviço, oferecendo ainda proteção contra a corrosão e proliferação de bactérias (apud Saunders, 1997).

2.4.2 Material da ferramenta

As ferramentas de aço rápido sofrem oxidação caso for utilizada uma emulsão sem aditivos anticorrosivos. As ligas fundidas, metais duros e cermets possuem durezas maiores que as ferramentas de aços, suportando temperaturas mais elevadas durante o corte. Como a taxa de

remoção de material quando se utiliza estas ferramentas é alta, a aplicação de uma emulsão torna-se adequada, mas a escolha deve ser de acordo com a severidade da operação (Machado e Silva, 1998).

Em ferramentas cerâmicas deve-se tomar cuidado na aplicação de fluidos refrigerantes porque os choques térmicos podem causar trincas superficiais devido a sua fragilidade. As cerâmicas à base de Si_3N_4 (nitreto de silício), são menos susceptíveis a este tipo de problema por serem mais tenazes que as cerâmicas puras. Os materiais como o PCD (Diamante Policristalino) e o CBN são resistentes aos choques térmicos e podem ser usados com fluido de corte. O PCD pode trabalhar a seco, sendo aceitável o uso de um fluido para diminuir eventuais danos à ferramenta (Machado e Silva, 1998).

2.4.3 Processo de usinagem

Um dos fatores mais importantes para a seleção de um fluido de corte é a natureza dos processos de usinagem porque eles diferem na quantidade de material removido. Em aberturas de roscas e brochamento, geralmente são usados óleos puros. O brochamento horizontal de aços requer óleos de corte viscosos ou quimicamente aditivados porque possuem maior capacidade de molhabilidade do que os óleos emulsionáveis. Para o brochamento vertical de aços com teores de carbono entre 0,15% e 0,25%, emulsões ou soluções químicas podem ser utilizadas, mas a escolha deve recair sobre um óleo puro.

Na furação, as velocidades de corte são baixas e o fluido de corte tem maior dificuldade de penetração por ser um processo fechado. Neste caso, os fluidos preferencialmente usados são as emulsões e os óleos puros EP. Estes fluidos proporcionam lubricidade, diminuem a vibração e a temperatura porque conseguem expulsar mais facilmente os cavacos da região de corte. Em operações que exigem altas velocidades de corte, como na retificação, no torneamento ou fresamento com pastilhas de metal duro, o uso das emulsões ou óleos sintéticos são recomendados pela maior capacidade refrigerante. Nesta condição, o uso de um fluido mais

refrigerante evita a falha catastrófica da ferramenta originada pelo desgaste de cratera, prevenindo também a dilatação e a deformação excessiva da peça (El Baradie, 1996).

Os processos como a retificação de roscas e a retificação por mergulho, onde a estrutura do rebolo é o fator crítico, exige-se o uso de óleos puros ou emulsões aditivadas. O uso de óleos puros na retificação diminui o atrito e a geração de calor, permitindo elevar os parâmetros de corte, produzindo melhores acabamentos superficiais e reduzindo a possibilidade de colapso do rebolo. Entretanto, este tipo de fluido permite que o calor seja transferido mais rapidamente para a peça, provocando deformações e mantendo os cavacos por mais tempo na região de trabalho. Os vapores produzidos também são prejudiciais porque contaminam o ambiente de trabalho (El Baradie, 1996).

Silva (2000), estudou a influência de quatro tipos de fluido de corte: um óleo puro, uma emulsão à base de óleo vegetal, uma à base de óleo mineral e um fluido sintético. Utilizou dois tipos de rebolo, um de Al_2O_3 (óxido de alumínio) e o outro de CBN no processo de retificação por mergulho do aço SAE HNV-3 (Aço Inoxidável Martensítico) para válvulas de motores de combustão interna. Os resultados indicaram que os fluidos de corte influenciaram significativamente nas variáveis de saída quando foi utilizado o rebolo de óxido de alumínio. A utilização do óleo puro permitiu a redução dos valores de força de corte, rugosidade, desgaste radial do rebolo e a obtenção de tensões residuais de compressão em função do maior poder lubrificante, reduzindo o atrito e a geração de calor na zona de retificação. Apesar das emulsões apresentarem maior capacidade de refrigeração, esta vantagem não foi responsável por nenhuma melhoria nas tensões residuais nos corpos de prova, já que devido ao efeito da evaporação do filme lubrificante, seu efeito refrigerante é negligenciável na região de corte. A explicação para o melhor desempenho do óleo puro se deve à maior capacidade lubrificante que inibe a geração de calor durante o processo. O uso do óleo puro nos rebolos CBN não foi tão eficaz por causa da alta condutividade térmica deste material.

2.4.4 Parâmetros de usinagem

A principal aplicação das emulsões é em operações de acabamento onde o volume de cavaco retirado é baixo, tanto no torneamento, fresamento, retificação, serramento, etc. Em operações com baixas velocidades de corte a lubrificação é primordial porque existe tendência à formação da BUE, então, um óleo puro é preferível. Para operações onde grandes volumes de cavaco são retirados, aconselha-se o uso de óleos puros ou então emulsões que contenham aditivos EP. Em algumas operações, os óleos emulsionáveis EP podem substituir os óleos puros sem a perda do poder de lubrificação (Diniz et al., 1999).

2.5 Doenças ocupacionais relacionadas aos lubrificantes industriais utilizados no setor metal-mecânico

Os trabalhadores do setor metal-mecânico estão em contato com os lubrificantes industriais através de duas maneiras: na inalação de pequenas partículas atomizadas e no contato direto do fluido com a pele. O contato com a pele ocorre por mergulho das mãos dentro do fluido, salpicos ou a manipulação de materiais que contenham resíduos. A quantidade de névoa gerada e o nível de exposição dependem de fatores como por exemplo: o processo de aplicação, o tipo e a temperatura do fluido, processo e parâmetros de usinagem, a presença de protetores que evitam respingos e a eficiência do sistema de ventilação que captura e remove a névoa do ambiente de trabalho. Pesquisas indicam que os trabalhadores que permaneceram em contato contínuo com o fluido atomizado têm um risco maior de contrair doenças pulmonares e de pele. Os efeitos sobre a saúde humana dependem do tempo de exposição, concentração e classificação dos fluidos de corte (NIOSH, 1998).

Para reduzir potenciais riscos à saúde associados às doenças ocupacionais, a NIOSH (Instituto Nacional para Segurança e Saúde no Trabalho dos Estados Unidos da América) recomenda como um limite de exposição ao fluido em forma de aerossol o valor de $0,4 \text{ mg/m}^3$, considerando-se até 10 horas diárias trabalhadas ou uma jornada de 40 horas de trabalho semanal. Estas recomendações têm como objetivo prevenir ou reduzir as desordens respiratórias que estão

associadas à exposição ao fluido. É importante restringir o nível de exposição aos lubrificantes industriais, tendo em vista o aparecimento de vários tipos de câncer, doenças de pele e do aparelho respiratório mesmo quando o valor limite permaneceu abaixo do recomendado (NIOSH, 1998).

Os fluidos de base aquosa são excelentes fontes nutricionais para muitos tipos de bactérias e fungos. Os microrganismos encontrados neste tipo de fluido são praticamente idênticos aos encontrados em sistemas de água naturais. As bactérias anaeróbicas, especificamente as redutoras de sulfato, produzem gases tóxicos desagradáveis e, outros subprodutos produzidos por elas, como as endotoxinas, podem causar problemas ao aparelho respiratório. O uso indiscriminado de biocidas para controlar o crescimento dos microrganismos traz riscos potenciais à saúde humana. Estudos apontam que a exposição a biocidas causam dermatite alérgica ou de contato. As tentativas de eliminar ou conter o crescimento microbiano com adição de antibactericidas pode resultar no aparecimento de linhagens mais resistentes ou favorecer o estabelecimento de outras espécies (NIOSH, 1998).

Os lubrificantes industriais aumentam os riscos de câncer na laringe, reto, pâncreas, pele, escroto e bexiga. Devido ao fato de que o tempo entre a exposição ao agente carcinogênico e o aparecimento do câncer ser aproximadamente de 20 anos ou mais, os estudos provavelmente mostram o risco de doenças associadas às condições de trabalho da década de 70 ou anterior a isso. Ainda estão para serem descobertos os constituintes dos fluidos que são responsáveis por vários tipos de câncer. Com o passar dos anos, as indústrias produtoras de lubrificantes promoveram mudanças na composição, reduzindo o grau de impurezas. Esforços têm sido realizados para diminuir os agentes carcinogênicos oriundos da década de 50, como os hidrocarbonetos aromáticos e, na década de 80, a Agência de Proteção Ambiental dos Estados Unidos regulamentou o nível de exposição a nitrosaminas⁴. Provavelmente estas mudanças têm

⁴ Potencialmente carcinogênicos. A formação e concentração de nitrosaminas depende de fatores como: pH, concentração de amina, presença de catalisadores, temperatura do fluido dentre outros. Algumas nitrosaminas podem se formar em condições de extrema pressão e calor gerado pelo equipamento.

contribuído para a diminuição dos índices de câncer, mas os dados atuais são insuficientes para concluir que os riscos foram totalmente eliminados (NIOSH, 1998).

2.6 Consumo e descarte de lubrificantes industriais utilizados no setor metal-mecânico

2.6.1 Consumo

Autores como Cselle (1995), Klocke e Eisenblätter (1997), Daniel et al. (1997), Dunlap (1997), afirmam que aproximadamente 16% do custo total da usinagem são gastos com fluidos de corte, incluindo-se aí pessoal, manutenção, resfriamento, despesas gerais, a própria aquisição do fluido de corte, etc. Novaski e Dörr (1999), dizem que os gastos relativos com fluidos de corte são altos e não podem ser deixados de lado, tendo em vista que os custos das ferramentas de corte estão em torno de 2 a 4%.

Somente nos Estados Unidos os lubrificantes industriais utilizados no setor metal-mecânico movimentam um valor estimado em 800 milhões de dólares com aproximadamente 661 milhões de litros consumidos, o que representa 15% das vendas globais dos óleos industriais. O consumo mundial total de lubrificantes soma 2.268 bilhões de litros. O continente americano constitui a maior região consumidora, com 36% do consumo mundial, seguido pelo continente asiático com 30% e pela Europa com 28%. O continente americano é a região que mais consome fluidos de base aquosa. As indústrias dos Estados Unidos afirmam que os fluidos de base aquosa possuem melhor desempenho na conformação dos metais e que os custos para a eliminação são menores desde que a água seja removida antes do descarte final (Glenn e vanAntwerpen, 1998).

O consumo de óleos puros na Europa é maior do que nos Estados Unidos. Isto se deve principalmente à leis na Alemanha que exigem testes periódicos para verificar o pH das emulsões e a formação de nitratos e nitritos nos fluidos de base aquosa. Em razão destas restrições, muitas companhias têm utilizado os óleos puros de corte. Contudo, questiona-se esta tendência devido aos investimentos necessários com equipamentos de proteção contra explosões que são exigidos

por lei. A Ásia é o continente que mais consome óleos puros porque existe uma grande quantidade de equipamentos que não podem ser usados com fluidos de base aquosa por problemas relacionados com a corrosão, somado à maior manutenção dos fluidos de base aquosa. A figura 2.3 mostra a distribuição do consumo mundial dos diversos lubrificantes industriais (Glenn e vanAntwerpen, 1998).

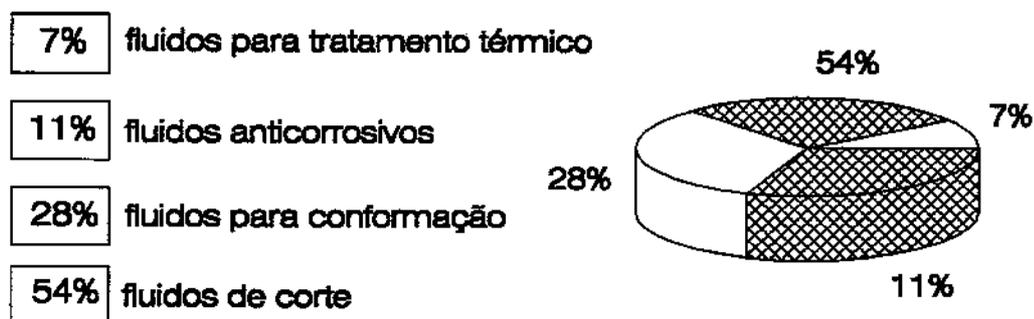


Figura 2.3: Consumo mundial de lubrificantes industriais utilizados no setor metal-mecânico, Glenn e vanAntwerpen (1998)

2.6.2 Descarte

Antes do surgimento do processo de reciclagem, os fluidos de corte permaneciam dentro do reservatório da máquina até que fossem substituídos e descartados. Atualmente, a maioria das máquinas de usinagem utilizam fluidos de base aquosa. Estes fluidos quando desgastados, agora podem ser reciclados dentro da própria fábrica e devolvido às máquinas antes que ocorra a deterioração por completo, o que poderia causar o aumento dos custos na produção. A idéia de reciclar o fluido no chão de fábrica é inovadora, mas é necessário uma quantidade mínima de equipamentos. Existem poucos processos de reciclagem que são adaptáveis a pequenos volumes de descarte de fluidos e que não exijam a instalação e manutenção de equipamentos complexos (Schenach, 1999).

A centrífuga é um equipamento de alto custo e muito utilizado para a limpeza de lubrificantes. Contudo, este trabalho também pode ser feito com apenas alguns tanques de estocagem, um par de bombas de sucção, uma linha de resfriamento e uma mangueira com vapor

pressurizado. Este sistema funciona resumidamente da seguinte forma: decantação dos resíduos sólidos; filtragem; injeção de vapor a alta temperatura para promover a destruição dos microrganismos; resfriamento e finalmente a adição de aditivos e fluido concentrado (Schenach, 1999).

A capacidade de reciclagem de um lubrificante varia em função da escolha adequada do método e da correta realização do tratamento. A maioria dos métodos de tratamento para reciclagem das emulsões baseia-se na separação das fases óleo e água por meios físicos ou químicos. Muitos aditivos existentes nos fluidos possuem grande solubilidade em água, permanecendo na fase aquosa mesmo após o tratamento, gerando um efluente impróprio para o descarte. Este problema é mais grave nos fluidos sintéticos, já que todos os aditivos são solúveis em água, tornando a maioria dos métodos de tratamento pouco eficaz. Entretanto, a vida útil dos fluidos sintéticos é maior. De acordo com as normas brasileiras, os fluidos emulsionáveis não podem ser despejados em esgotos ou cursos d'água sem tratamento adequado e os custos de tratamento para que não afetem o meio ambiente já passam a ser significativos (Castrol, 1999).

No Brasil, métodos eficientes de descarte de óleos emulsionáveis estão sendo utilizados, como o processo térmico de tratamento, onde em média, 97% da água contida na emulsão é evaporada e os 3% restantes que formam a parte residual, são encaminhados para empresas especializadas para a recuperação. Os óleos puros na sua maioria são óleos minerais e geralmente, sua vida em serviço é maior do que os óleos emulsionáveis. As perdas decorrentes devido ao arraste ou evaporação pode resultar em perda considerável e a sua contínua reposição evita a necessidade de troca. Quando for necessário descartar um óleo puro, três alternativas podem ser empregadas: reciclagem/regeneração, aterro sanitário e queima (Castrol, 1999).

2.7 Pesquisa e desenvolvimento de novos fluidos de corte

No início década de 90, os debates sobre a substituição das emulsões por óleos puros foram motivados pelo alto custo de aplicação das emulsões, de 5 a 17% do custo médio de usinagem causado pelos gastos com manutenção e descarte. Os óleos puros conseguem uma melhor relação

custo benefício e um melhor desempenho em serviço, causando menores danos ao meio ambiente. Do ponto de vista das doenças ocupacionais, os óleos puros são menos prejudiciais ao meio ambiente e ao ser humano porque não contêm biocidas e fungicidas como os emulsionáveis. Outro aspecto importante, é a vida ilimitada destes óleos se comparado às emulsões que está em torno de 6 semanas a 2 ou 3 anos, dependendo do sistema utilizado (Mang, 2000).

Os óleos puros podem satisfazer mais de 90% dos processos de usinagem, oferecendo maior lubricidade, prolongamento da vida da ferramenta e bom acabamento superficial. A desvantagem de se utilizar óleos puros de corte é a quantidade extra de calor gerada em determinados processos, como na retificação cilíndrica de brocas de metal duro. Para alcançar bons resultados nestes processos, existe a necessidade de diminuir a viscosidade do óleo ao mínimo. Contudo, a diminuição da viscosidade faz aumentar a evaporação e diminuir o ponto de fulgor, acarretando insegurança aos operadores. O uso de óleos de origem animal ou vegetal é uma alternativa. Além disso, estes óleos apresentam melhor comportamento em relação ao atrito (Mang, 2000).

Investigações realizadas na Europa e nos Estados Unidos revelam que o volume instalado de fluido hidráulico das máquinas-ferramentas é repostado de 3 a 10 vezes anualmente no sistema pois misturam-se com os fluidos de corte. No caso das emulsões, a contaminação por outros tipos de óleos afeta o balanço hidrofílico e lipofílico, causando problemas na usinagem, aumentando o número de ações corretivas e elevando os custos na produção. No caso dos óleos puros, a contaminação por óleos mais viscosos não pode ser notada e só é percebida quando encontra-se dificuldade no controle dimensional ou aumenta-se o desgaste da ferramenta. A usinagem com óleos puros apresenta-se como alternativa à redução de custos. Na Alemanha, um fabricante de máquinas operatrizes afirma que em média, são utilizados sete diferentes lubrificantes nas máquinas-ferramentas. Independentemente dos problemas de vazamento e incompatibilidade, os custos também são gerados pelo armazenamento. A aplicação ou escolha incorreta dos lubrificantes podem ocasionar avarias nos equipamentos e interrupções na produção (Mang, 2000).

O uso de fluidos multifuncionais que satisfizessem uma faixa ampla de operações de usinagem, materiais e que ao mesmo tempo fossem utilizados na lubrificação das máquinas-ferramentas, poderia ser uma solução aceitável. No entanto, as válvulas e bombas das máquinas-ferramentas estão projetadas para trabalhar com fluidos hidráulicos de alta viscosidade. A tendência atual é de que os óleos puros sejam produzidos com menor viscosidade. Esta característica diminui o arraste do óleo exercido pelos cavacos e retira mais facilmente os cavacos da região de trabalho durante a retificação. Outra razão para que sejam produzidos óleos de baixa viscosidade é a utilização em processos com altas velocidades de corte (HSC). Estes processos requerem alta dissipação do calor para que bons resultados sejam alcançados (Mang, 2000).

A utilização de óleos multifuncionais permitiria maior confiabilidade no processo sem a necessidade de complexos sistemas de medição, reduziriam os desgastes de ferramenta, os fluidos de corte não seriam prejudicados caso ocorresse mistura com os fluidos hidráulicos ou óleos das guias, aplicação universal, etc. Os consumidores finais poderiam beneficiar-se da racionalização dos lubrificantes. Um exemplo é a fabricação de motores, onde um mesmo óleo seria utilizado desde a operação de desbaste do bloco até o brunimento dos cilindros, oferecendo economia substancial nos custos de produção (Mang, 2000).

Capítulo 3

Usinagem a Seco

3.1 Efeito da temperatura sobre as ferramentas de corte

O desempenho das ferramentas de corte depende da estabilidade da cunha cortante, que por sua vez é dependente, dentre outras coisas, da dureza a quente e da condutividade térmica. A dureza a quente de diversos tipos de ferramentas está demonstrado na figura 3.1. Pode-se observar que, à exceção do aço carbono e do aço rápido, todos os outros materiais de ferramenta sofrem uma redução quase constante da dureza com o aumento de temperatura (Sreejith e Ngoi, 2000).

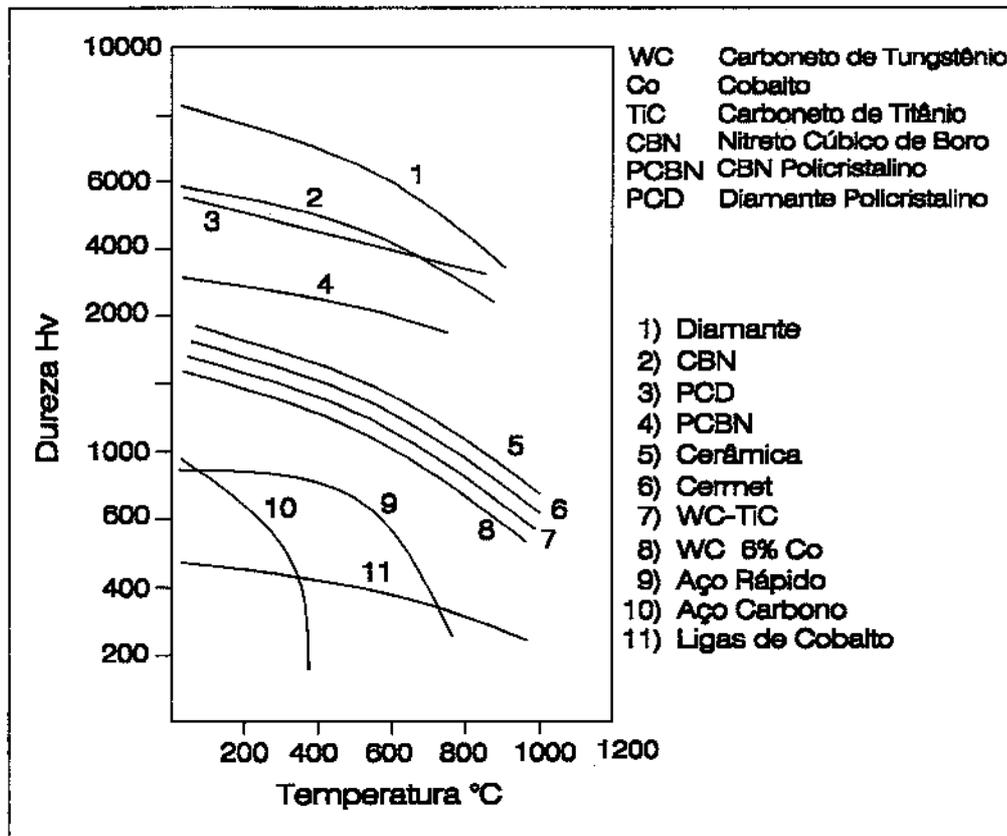


Figura 3.1: Dureza a quente de alguns principais materiais de corte, Sreejith e Ngoi (2000)

As exigências sobre as ferramentas no corte a seco são causadas principalmente pela elevação da temperatura no processo. Desta forma, as ferramentas de aço rápido são inapropriadas para o corte a seco porque em temperaturas na faixa de 400°C começam a perder dureza. Por outro lado, as ferramentas de metal duro, cermets e cerâmica pura (Al_2O_3) possuem boa dureza a quente. Para metais duros da classe P, os elevados teores de TiC e TaC (carboneto de titânio e carboneto de tântalo) melhoram a dureza a quente, aumentando a resistência à oxidação e difusão. Entretanto, estes materiais de corte são extremamente frágeis (Novaski e Dörr, 1999).

Sob altas velocidades de corte, a maior parte do calor é carregado pelo cavaco, uma pequena quantia pela peça e uma quantidade menor ainda pela ferramenta. Mesmo assim, como a área da ferramenta que recebe o calor é bem pequena, nesta região desenvolvem-se altas temperaturas. Para o torneamento de um aço AISI 1040 com velocidade de corte de 100 m/min,

por exemplo, 26% do calor gerado é dissipado pela peça. Se a peça for de alumínio esta porcentagem sobe para 73% (Ferraresi, 1977).

A quantidade de calor gerado aumenta com a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. O aumento da temperatura acelera o desgaste da ferramenta, que por sua vez provoca maior atrito e força de corte. Para aumentar a produtividade do processo, deve-se elevar os parâmetros de corte e, ao mesmo tempo, tentar diminuir a temperatura para que não se tenha grandes perdas na produção (Diniz et al., 1999). Ferraresi (1977) complementa esta teoria afirmando que o calor gerado por unidade de tempo é diretamente proporcional à potência consumida no corte.

Diniz et al. (1999), consideram a geração de calor benéfica na usinagem a seco de materiais endurecidos. O efeito do amolecimento nestes materiais pode favorecer o corte já que a ferramenta geralmente tem maior resistência ao calor. Contudo, no corte de materiais dúcteis com ferramentas de metal duro ou aço rápido, o aumento da temperatura pode ser prejudicial porque o material de corte receberá uma maior quantidade de calor sem que haja uma diminuição significativa das forças de corte.

3.2 Desenvolvimento de materiais para a usinagem a seco

Dentro da metalurgia, o fator predominante que afeta a usinabilidade dos materiais é a dureza. Na maioria das vezes, altos valores de dureza significam dificuldades de usinagem, ao passo que valores médios e baixos associam-se com boas propriedades de usinabilidade. Porém, nem sempre a dureza serve como referência para a determinação da verdadeira usinabilidade, pois, antes do cavaco ser recalado da peça ocorre um certo encruamento do material pela ação da ferramenta de corte. Outro fator que afeta a usinabilidade é a microestrutura (Chiaverini, 1994).

Novaski e Dörr (1999) confirmam esta opinião, dizendo que a adição de determinados elementos de liga melhora a usinabilidade sem necessariamente alterar a dureza da peça, possibilitando certos materiais serem usinados a seco. Um exemplo disto, ocorre com a adição de Ca (cálcio) nos aços. Os aços liga formam inclusões óxidas e sulfetos na região de contato ferramenta-peça, melhorando as condições de atrito e reduzindo os mecanismos de desgaste adesivo e abrasivo. O encruamento dos aços com baixa ductilidade também melhora a usinabilidade, facilitando a formação de cavacos e melhorando o acabamento superficial das peças. Deve-se lembrar que os materiais são desenvolvidos quase sempre tendo em vista apenas a aplicação e raramente os fatores de fabricação.

Harju et al. (1996), compararam a usinabilidade de três aços AISI 4140, com diferentes teores de cálcio no torneamento a seco nas seguintes condições: ferramentas de aço rápido não revestidas e revestidas com TiN (nitreto de titânio) com velocidades de corte respectivas de 30 e 54 m/min; $f = 0,25$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm. A tabela 3.1 mostra os principais elementos químicos e a composição dos aços testados. A figura 3.2 ilustra os resultados destes ensaios.

	A	B	C
% Mn	0,82	0,84	0,65
% Si	0,28	0,195	0,3
% S	0,015	0,026	0,032
% Al	isento	isento	0,017
Ca	isento	25 ppm	41 ppm
dureza	264 HB	264 HB	264 HB

Tabela 3.1: Principais elementos químicos e composições de três aços AISI 4140, Harju et al. (1996)

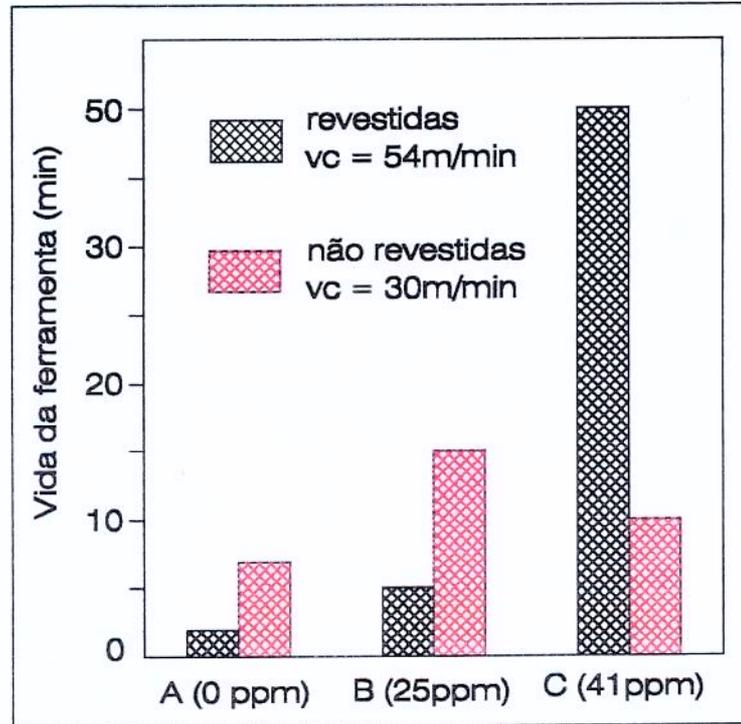


Figura 3.2: Tempo de vida das ferramentas de aço rápido em função do teor de cálcio nos aços para o torneamento a seco dos aços da tabela 3.1, Harju et al. (1996)

Na análise das ferramentas não revestidas foi encontrado S (enxofre) somente após o torneamento do aço C. De acordo com a tabela 3.1, os aços B e C contêm enxofre em teores quase duas vezes maiores do que o aço A. É conhecido que o enxofre forma inclusões de MnS (sulfeto de manganês), melhorando a usinabilidade dos aços sob baixas velocidades de corte. Além disso, a baixa usinabilidade do aço A com ferramentas não revestidas pode ser explicado pelo menor número e maior tamanho deste tipo de inclusão. Apesar do aço C conter maior quantidade de enxofre, a usinabilidade do aço B para as ferramentas não revestidas foi claramente superior. Os aços tratados com cálcio dificultaram a formação de inclusões MnS nos aços. A relação Mn/Ca para o aço B é quase o dobro se comparado ao aço C. Este fato pode ser uma das razões do melhor comportamento do aço B em relação ao aço C com ferramentas não revestidas. A menor quantidade de Si (silício) no aço B também foi considerado como um fator favorável para o menor desgaste da ferramenta (Harju et al., 1996).

O desgaste das ferramentas revestidas com TiN no corte dos aços B e C mudou dramaticamente. O aço C foi quase dez vezes melhor do que o aço B. Acredita-se que a oxidação do revestimento da superfície da ferramenta é o pré-requisito para a formação de uma camada protetora. Inclusões menos estáveis como MnO (óxido de manganês), SiO₂ (óxido de silício) ou a combinação de CaO (óxido de cálcio) e MnS, podem proporcionar o oxigênio necessário para a oxidação da camada de TiN. Dearnaley em 1981 (apud Harju et al., 1996) sugere que a adição de cálcio pode levar à formação do precipitado CaTiO₃ (óxido de titânio e cálcio), bloqueando a difusão do oxigênio. Entretanto, isto não explica a melhor usinabilidade do aço C. A quantidade de silício no aço C é quase 35% maior que o aço B. Esta porcentagem adicional de silício poderia suprir a quantidade de oxigênio necessário para formar TiO₂ (dióxido de titânio) através da decomposição de SiO₂. A diferença de usinabilidade entre os aços B e C está na capacidade de formar camada óxidas. O aço A, com poucas inclusões, teve a pior usinabilidade dentre os aços testados com ferramentas revestidas. As camadas óxidas aderem mais facilmente à superfície da ferramenta e a temperatura afeta grandemente a deformação das camadas não metálicas, como por exemplo, o MnS.

A simples adição de cálcio não melhora a usinabilidade dos aços. Para que bons resultados sejam alcançados, deve-se dar condições para que a camada protetora seja aderente à superfície da ferramenta. A existência de oxigênio originado de inclusões não estáveis, juntamente com cálcio podem modificar o mecanismo de oxidação do revestimento na superfície de saída das ferramentas. A correta composição química, forma e quantidade das inclusões nos aços também é um fator que afeta a usinabilidade (Harju et al., 1996).

3.3 Desenvolvimento de máquinas operatrizes para a usinagem a seco

O material a ser usinado determina se o fabricante deve ou não comprar máquinas específicas para o corte a seco. Para conseguir altas velocidades de corte e altos avanços, tipicamente usados no corte a seco do alumínio, a máquina deve ser projetada para que se tenha grande rigidez nos fusos. A rigidez é fundamental no fresamento de topo e na furação do alumínio para ferramentas de pequeno diâmetro que estejam submetidas a rotações maiores que

60.000 rpm. Aqui, as altas velocidades de corte permitem maior retirada de calor pelo cavacos, evitando a soldagem e a formação da BUE. Weidmer ressalta que o ferro fundido e o aço podem ser furados ou fresados a seco com as máquinas já instaladas na maioria das fábricas. Nestes materiais, as máquinas que utilizam fluido de corte, também podem trabalhar a seco (Dunlap, 1997).

As altas velocidades de corte na usinagem do alumínio também diminuem o tempo de difusão do calor para o interior da peça. O alumínio possui alto coeficiente de expansão térmica, por isso, deve-se tomar o cuidado em controlar a dilatação principalmente quando a usinagem se dá entre centros, o que causaria excesso de pressão nos contrapontos (Davis, 1994).

No campo da usinagem de peças de alumínio automotivas, são atualmente utilizados fusos com velocidade de 10.000 a 15.000 rpm. Em uma certa faixa de velocidade, a força de corte ou o consumo de potência na usinagem são reduzidas devido à diminuição da resistência dos materiais das peças resultante das grandes velocidades, levando a um prolongamento de vida da ferramenta. Por este motivo, considera-se que a velocidade dos fusos das máquinas-ferramentas será ainda mais aumentada. Haverá uma intensificação da adoção de rolamentos de rolos usando jatos de óleo ou lubrificação sob a pista, mancais hidrostáticos, dinâmicos e magnéticos, além dos seus híbridos (Kondo, 1997).

No processo de usinagem a seco a qualidade das peças a serem fabricadas é influenciada por três aspectos: tolerância, qualidade da superfície e tensões residuais. A tolerância depende da dilatação produzida pelo calor durante a operação ou dos processos de medição efetuados logo após a usinagem. Durante a usinagem é necessário observar a dilatação das peças, condicionada à temperatura, e também a variação de temperatura da máquina, que é mais uma fator de desvio de medida. A atenção também deve estar voltada para que se evite o acúmulo de cavacos sobre as bases das máquinas, impedindo o aquecimento localizado (Sahm e Schneider, 1996).

Na Alemanha, uma empresa de fundição controla os desvios dimensionais provocado pelo calor gerado no torneamento a seco de discos de freio com um dispositivo de medição acoplado à

célula de torneamento que mede a temperatura da peça e as variações de medida, enviando o sinal ao corretor da ferramenta que efetua a compensação necessária. Neste caso, a temperatura pode alcançar até 62°C (Sahm e Schneider, 1996).

Principalmente na Alemanha, os fabricantes de máquinas operatrizes estão promovendo mudanças no projeto de suas máquinas visando a usinagem a seco. Na configuração da área de trabalho está sendo dado um valor especial para a saída livre dos cavacos. Na base da máquina, em formato de V, não existem ângulos menores que 55°, não entram cantos ou parafusos salientes que dificultem o escoamento dos cavacos até uma central de coleta e, para evitar a influência térmica sobre a máquina ao trabalhar sem fluido de corte, as bases das máquinas estão sendo isoladas termicamente. O magazine de ferramentas, em disposição horizontal superior, facilita a saída livre dos cavacos. A empresa também planeja integrar um sistema de limpeza por ar comprimido e sistemas de fixação otimizados. Outras empresas também alemãs, testam mesas giratórias de modo que a usinagem da peça permaneça na posição vertical. Os cavacos que se acumulam na peça ou nos dispositivos de fixação são lançados para fora pelos movimentos de giro das mesas (Dörr e Sahm, 2000).

O transporte de cavacos fora da região de corte torna-se problemático sem a utilização dos fluidos de corte. Uma forma de retirar os cavacos da região de corte e também da máquina é o processo de aspiração. Empresas alemãs e japonesas já fabricam equipamentos de sucção de cavacos para o processo de fresamento plano. No entanto, devem ser observados o consumo adicional de energia, as emissões de ruído e cuidados para que os cavacos não atinjam partes importantes da máquina, como por exemplo, as guias. O uso de ar comprimido para a limpeza da região de corte provoca ruídos e o espalhamento dos cavacos, além de aumentar o custo dos equipamentos (Sahm e Schneider, 1996).

Na avaliação de Klocke et al. (1995), as rugosidades obtidas na produção industrial em tornos CNC (Comando por Controle Numérico) de precisão correspondem à qualidade obtida na retificação. Entretanto, para a produção de peças com altas exigências de tolerância, como anéis para rolamentos, bicos injetores, pistões, matrizes para injeção e conformação, a qualidade

possível de se obter com estas máquinas ainda deixa a desejar. Um incremento da qualidade superficial de peças com a qualidade de retificação fina coloca altas exigências ao processo na escolha dos materiais de corte, geometria da ferramenta, parâmetros de usinagem e precisão necessária à máquina-ferramenta. A substituição da retificação de materiais endurecidos pelo torneamento a seco precisa ser acompanhada pelo desenvolvimento de novos componentes das máquinas operatrizes como as árvores principais, guias e comandos de alta resolução.

3.4 Modificações dos parâmetros e processos alternativos para a usinagem a seco

A usinagem a seco reduz consideravelmente os custos de produção, entretanto cria uma série de problemas técnicos, sendo um dos mais relevantes a redução da produtividade. Quando se realiza furação a seco e deseja-se obter a mesma vida útil de uma ferramenta que utilize refrigeração, é recomendável trabalhar com parâmetros de corte bem menores do que com furação convencional. Especialmente para a furação de aços, as perdas são grandes. Somente as brocas de metal duro para trabalho a seco obtêm a mesma produtividade de uma broca convencional de aço rápido e utilização de fluidos de corte (Yuhara, 2000).

König e Rummenhöller (1998), citam que o passo mais eficiente para uma manufatura menos agressiva ao meio ambiente é a mudança na seqüência do processo. Após várias etapas de conformação, o processo de produção de uma broca para pedras envolve um recozimento seguido do fresamento do rasgo de chaveta. Ambos os processos requerem fluidos de corte. Como a peça é contaminada com este agente, ela tem de ser limpa com produtos químicos antes da soldagem da pastilha. Neste processo, o fresamento é costumeiramente realizado com ferramentas de aço rápido. Para eliminar a utilização dos fluidos de corte e a necessidade de limpeza das peças, o fresamento com ferramentas de aço rápido pode ser substituído pelo corte a seco. Entretanto, como este procedimento geralmente eleva a temperatura de trabalho, existe a necessidade de substituição das ferramentas de aço rápido por insertos de metal duro. Um efeito positivo disso é que o processo de recozimento pode ser eliminado, devido à dureza mais alta do metal duro e à sua resistência ao desgaste.

A mudança de processo descrito acima resultou na economia de energia de aproximadamente 500.000 kWh por ano, na menor aplicação de fluidos de corte e produtos de limpeza, de forma que, a mudança que significou altos custos de investimento e maiores custos com ferramentas, posteriormente, acabou resultando em vantagem econômica para as indústrias (König e Rummenhöller, 1998).

Outro exemplo de processo alternativo é citado por Novaski e Dörr (1999). Os resultados do torneamento do aço DIN St 52-3 (~ 0,2%C, 1,6%Mn) mostram que, mantendo os mesmos parâmetros de corte, substituindo a ferramenta cermet não revestida por outra similar recoberta com TiN e retirando-se os fluidos de corte, conseguiu-se aumentar a vida da ferramenta em 200% e diminuir os custos de fabricação em 10%.

Nos últimos 20 anos, as operações de torneamento a seco estão lentamente substituindo a retificação de peças de aço tratado, especialmente na indústria automobilística. A tolerância e o acabamento final das peças torneadas de aços endurecidos podem não ser similares às das peças retificadas, porém, são adequadas para muitas aplicações. O torneamento oferece em muitos casos maior produtividade, muitas vezes com um menor custo por peça (cerca de 1/3 da retificação) e, as máquinas operatrizes como os tornos especiais para materiais endurecidos, normalmente são mais baratos que as retificadoras. As ferramentas cerâmicas têm baixo custo e são ideais para este tipo de operação, porém, a vida útil deste material de corte poderá ser ou não satisfatória, dependendo da dureza da peça e da rigidez da máquina-ferramenta, entre outros aspectos. As pastilhas de CBN oferecem maior vida útil a um custo mais alto, sendo recomendadas para aços endurecidos na faixa de 560 a 739 HB (Mason, 1993).

O torneamento de materiais endurecidos é feito preferencialmente sem fluido de corte. Em peças com paredes delgadas a utilização de um refrigerante é necessário para se obter boa tolerância dimensional. Com a mudança de processo, um fabricante de transmissões nos EUA reduziu os custos com a mão de obra em 57% quando substituiu 11 máquinas retificadoras por 5 tornos. Além disso, houve uma melhora na estabilidade dimensional (circularidade, abaulamento) das peças usinadas. A substituição da retificação pelo torneamento também permite maior

aproveitamento da área do chão de fábrica, reduzindo os custos e os riscos ambientais causados pelos fluidos de corte, custos com as ferramentas de corte e a manutenção dos equipamentos que dão suporte ao processo de refrigeração (Mason, 1993).

Schneider (1999) acrescenta que além dos aspectos citados anteriormente, outros benefícios também devem ser considerados quando se promove a substituição da retificação pelo torneamento a seco como: redução dos tempos de usinagem; alta flexibilidade em relação à forma geométrica do material a ser usinado e a prevenção de pequenas partículas abrasivas no processo, normalmente encontradas na retificação.

Na Alemanha, uma fabricante de materiais de corte em seus estudos sobre tensões residuais no torneamento de aços endurecidos, diz que não se deve transferir os conhecimentos sobre as mudanças metalúrgicas que ocorrem da retificação para o torneamento a seco e que a distribuição de tensões residuais no torneamento de materiais endurecidos é geralmente mais favorável do que na retificação, sendo possível renunciar aos refrigerantes. Entretanto, outras empresas, particularmente as que produzem engrenagens para automóveis, consideram a geração de tensões nas peças o principal problema na usinagem a seco de materiais endurecidos. Por este motivo, ainda aguardam os resultados dos projetos de pesquisa (Sahm e Schneider, 1996).

Heisel e Lutz (1998) acreditam que a usinagem a seco é um procedimento interessante para operações de desbaste de peças. As grandes seções de cavacos, permitiriam uma melhor retirada de calor e maior quantidade de volume removido. Considerando todas as influências, e levando em consideração os aspectos econômicos, mesmo com uma pequena diminuição da vida da ferramenta, é possível uma produção mais econômica.

Diniz et al. (1999) e Graham (2000) afirmam que para manter a temperatura da ferramenta constante na ausência do fluido de corte deve-se diminuir a velocidade e aumentar o avanço na mesma proporção. Este procedimento mantém o calor gerado e o volume de cavaco retirado pelo tempo constante. O aumento do avanço piora o acabamento superficial da peça, mas também aumenta a área da secção de corte, o que faz diminuir a temperatura da ferramenta. Assim, em

operações de acabamento, o raio de ponta deve ser aumentado para manter a rugosidade da peça nos mesmos níveis. Além disso, o comprimento de contato entre a aresta de corte e a peça é maior, causando uma melhor distribuição do calor na ferramenta.

Todavia, existem limitações com relação ao aumento do avanço e conseqüente diminuição da velocidade de corte. O aumento da área da seção de corte acarreta forças de corte maiores, as quais poderão originar trepidação na ferramenta e na máquina. Cada par ferramenta-peça apresenta uma velocidade de corte mínima, na qual trabalhando-se com valores inferiores, aparecerão outros fenômenos indesejáveis, como a formação da BUE. O acabamento da superfície também é prejudicado com velocidades de corte baixas (Ferraresi, 1977).

Recentemente, foram lançadas no mercado das ferramentas de corte pastilhas intercambiáveis denominadas alisadoras para processo de torneamento em operação de acabamento. De acordo com o fabricante, estes insertos permitem que se mantenha constante os valores da rugosidade caso o avanço seja dobrado, ou então, mantendo-se o avanço constante, é possível melhorar a qualidade superficial usinada (Sandvik, 2000). Estas ferramentas podem ser promissoras para o corte a seco. Como citado anteriormente, a diminuição da velocidade de corte, o aumento do avanço e do raio de ponta são fundamentais para diminuir o desgaste da ferramenta, manter a rugosidade e o volume de cavaco retirado pelo tempo constante. Diniz et al. (1999), afirmam que o aumento do raio de ponta torna a ferramenta mais resistente, mas também aumenta a vibração da ferramenta. No total, a rugosidade diminui mas não como seria de se esperar pela equação da rugosidade máxima teórica ($R_{\max \text{ teor}} = f^2/8r_s$).

3.5 Ferramentas de corte para a usinagem a seco

As ferramentas de corte para a usinagem a seco exigem características específicas como novos revestimentos que suportem as altas temperaturas e, paralelamente, estabeleçam uma lubrificação adequada para a redução do atrito na interface cavaco-ferramenta; controle da microestrutura; superfícies de saída com ângulos positivos em pastilhas de metal duro para causar redução da energia de corte; desenvolvimento de ferramentas com materiais refratários que

possam suportar altas temperaturas e o uso de ferramentas fabricadas com materiais ultraduros como o PCD e o CBN (Sreejith e Ngoi, 2000).

As altas temperaturas desenvolvidas durante o torneamento influenciam a formação dos cavacos. Estudos realizados no processo de torneamento a seco do aço AISI 1045 por de Paula e Abrão (1999), revelaram que os cavacos formados foram do tipo fita emaranhado e, portanto, bastante indesejável. Devido a este fato, também torna-se necessário o desenvolvimento e a utilização de insertos com geometrias especiais para que se tenha melhor controle dos cavacos na usinagem a seco.

Sandvik (2000), Bradbury e Huyanan (2000) relatam que as ferramentas de aço rápido e metal duro são responsáveis por cerca de 95% das vendas no mercado e o restante pelas ferramentas policristalinas e cerâmicas. A principal razão pela qual o metal duro superou os outros materiais de corte, segundo a Sandvik (2000), é o fato da intensa e contínua melhora no desempenho das classes com cobertura, proporcionando um nível mais uniforme e mais vantajoso de resistência ao desgaste em relação à tenacidade. Acrescentam ainda que as novas classes revestidas para o torneamento de aços aumentaram em média a produtividade em mais de 10% nas últimas três décadas.

As ferramentas cerâmicas no campo industrial ainda apresentam uma série de restrições quando aplicadas à usinagem de aços. Por isso, os metais duros proporcionam melhor resposta, mais abrangente e menos restritiva na maioria das aplicações. Novas alternativas continuam sendo perseguidas, entre elas a utilização do cermet com composições e propriedades melhoradas. Com este tipo de material, busca-se superar as propriedades do metal duro e, por outro lado, encontrar uma aplicação mais abrangente em relação à cerâmica (Boehs et al, 1999).

Com base nos resultados experimentais referentes ao torneamento a seco do aço AISI 1045 com ferramentas cermet não revestidas da classe P10, nas seguintes condições de corte: $v_c = 315$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 2$ mm e para $v_c = 355, 450, 560$ m/min, $f = 0,25$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm, concluiu-se que o lascamento da aresta de corte no início da usinagem implicou na

ativação prematura dos mecanismos de desgaste pelo aumento da temperatura e de tensões, representando a principal causa da limitação da vida útil da ferramenta no torneamento em operações de desbaste e semi-desbaste. Aumentando-se a velocidade de corte acima de 350 m/min, as partes ativas da ferramenta ficam aderidas com o material da peça em estado pastoso, tornando-se impraticável a usinagem. Bons resultados técnicos e econômicos podem ser alcançados, desde que as condições sejam para acabamento e seja utilizado um meio eficaz de quebrar os cavacos. A ação mecânica dos cavacos em forma de fita danificou as arestas adjacentes àquelas que realizaram a usinagem, o que implica atenção na seleção dos parâmetros de corte (maiores avanços), na geometria da ferramenta e quebra-cavacos eficientes. Embora não tenha sido utilizado fluido de corte, estima-se que o seu uso seria prejudicial para a vida da ferramenta, considerando a suscetibilidade do cermet à formação de trincas térmicas (Boehs et al., 1999).

As ferramentas CBN têm resistências ao desgaste e térmica excelentes, por isso, elas podem ser aplicadas no fresamento a seco em HSC do ferro fundido. Contudo, em velocidades acima de 2.000 m/min a vida da ferramenta é encurtada rapidamente. Nos ensaios com ferramentas CBN foram encontradas fissuras de origem térmica na aresta de corte quando se usou refrigerante. Atualmente, o fresamento em HSC do ferro fundido só é possível a seco. Caso seja utilizado refrigerante na operação de desbaste, o resíduo de fluido remanescente sobre a superfície da peça pode manifestar-se na operação de acabamento, sendo muito difícil restringir as fissuras térmicas mesmo com umidade residual. Portanto, se houver possibilidade de usinagem com alta eficiência sem refrigerante, a técnica será válida. A principal aplicação está na indústria automobilística em blocos de motores de ferro fundido na fase de acabamento (Tomita, 1999).

Em Stuttgart, na Alemanha, uma empresa efetuou a comparação entre o corte a seco e o uso de fluidos de corte em abundância no torneamento em cubos de engrenagens helicoidais. O CBN se adaptou bem à usinagem a seco de materiais endurecidos e aos materiais fundidos totalmente perlíticos. Nestas ferramentas não houve tendências de adesão e, então, pôde-se retirar o fluido de corte do processo (Sahm e Schneider, 1996).

Cselle (1995) afirma que os insertos de metal duro com grãos que tenham tamanho abaixo de $0,3 \mu\text{m}$, possuem tenacidade de 60 a 70% maior do que os de tamanho $2,5 \mu\text{m}$. Além disso, também é possível fabricar ferramentas com maior dureza a quente e arestas de corte pronunciadas tanto quanto as ferramentas de aço rápido, tendo boa aplicação na usinagem a seco, como por exemplo, no processo de alargamento de furos. Neste caso, para que se alcance excelente qualidade superficial e tolerâncias apertadas é desejável a utilização de ferramentas de metal duro não revestidas. Uma maior dureza a quente irá proporcionar menores taxas de desgaste. Waurzyniak (2000), ressalta que as técnicas de sinterização de grãos com tamanho abaixo de $1 \mu\text{m}$, podem prolongar de 8 a 10 vezes a vida das ferramentas de metal duro e possibilitar o aumento da velocidade de corte.

A influência da qualidade da aresta de corte da ferramenta sobre a rugosidade final da peça é um fator dominante no processo de torneamento a seco de materiais endurecidos em operações de acabamento. Para avanços menores que $0,05 \text{ mm/volta}$, a rugosidade da peça é determinada pela rugosidade da aresta, e não mais pela rugosidade cinemática ($R_{\text{max teor}}$). As ferramentas de granulação fina e afiadas igualmente na superfície de saída e de folga por processos de polimento se consagram neste sentido (Klocke et al., 1995).

Para se produzir ferramentas cerâmicas com alta resistência, o pó de sinterização deve ser o menor possível e com uma pureza de 99,99%. Estas partículas têm área específica muito grande, de forma que a temperatura de sinterização é reduzida se comparada com a temperatura convencional de fabricação. O uso de baixas temperaturas também elimina o uso de aditivos, mantendo um grau de pureza muito grande. O desempenho destas ferramentas foram avaliadas juntamente com as ferramentas cerâmicas comerciais no fresamento de topo e no torneamento do aço AISI 1045. A figura 3.3 mostra o desgaste de flanco progressivo das cerâmicas testadas durante o torneamento a seco (Narutaki et al., 1997).

De acordo com a figura 3.3, nota-se a superior resistência ao desgaste das cerâmicas desenvolvidas. Além disso, a cerâmica comercial fraturou após 1 minuto quando a profundidade de usinagem e o avanço passaram a ser respectivamente $1,5 \text{ mm}$ e $0,21 \text{ mm/volta}$. Mantendo os

demais parâmetros constantes, também foram alcançados bons resultados no fresamento de topo, onde conseguiu-se aumentar a taxa de avanço em até 50% sem que houvesse quebra ou lascamento da ferramenta (Narutaki et al. 1997).

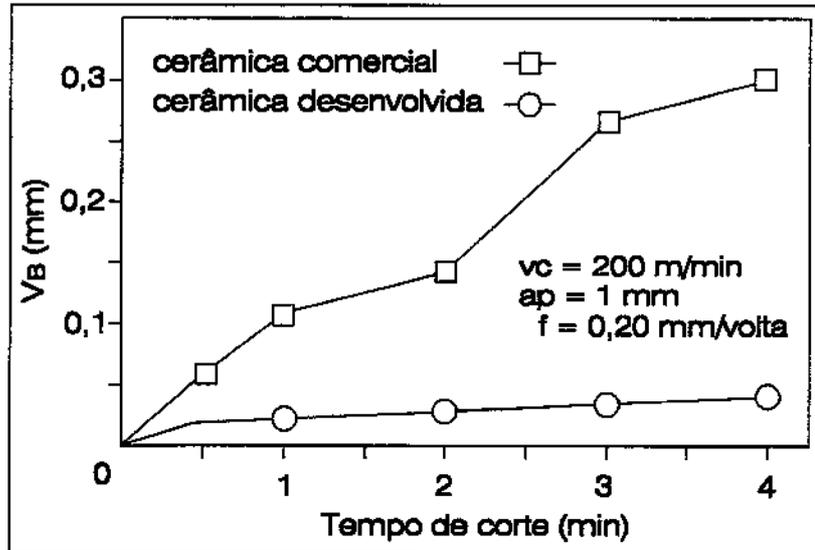


Figura 3.3: Desgaste de flanco de diferentes tipos de ferramentas cerâmicas em função do tempo de corte no torneamento a seco do aço AISI 1045, Narutaki et al. (1997)

3.5.1 Revestimentos

Na avaliação de Söderberg (2000), o metal duro continuará a ser a principal ferramenta para a usinagem e, as coberturas de Al_2O_3 foram validadas como ideais para o aumento de desempenho no torneamento a seco, porque a difusão na zona aquecida é melhor combatida com este revestimento. Suficientemente espessa, ela permanece resistente ao desgaste frente a temperaturas elevadas, protegendo o substrato contra as deformações plásticas. Os revestimentos cerâmicos a base de óxido de alumínio geralmente são usados apenas em combinação com outros tipos de camada (Schulz et al., 2000).

Durante o torneamento do aço AISI 4140 com pastilhas CNMG 12048-LF de metal duro revestidas por Al_2O_3 com 14 μm de espessura, Momper (2000) afirma que é possível o aumento do avanço de 0,2 para 0,315 mm/volta, da velocidade de corte de 250 para 315 m/min e ao

mesmo tempo retirar os fluidos refrigerantes sem que haja prejuízo significativo da vida útil ferramenta.

Sob baixas velocidades de corte, ou quando são usinados materiais abrasivos, o desgaste por abrasão é relativamente mais importante do que o desgaste por difusão. Duas pastilhas idênticas de metal duro revestidas com camadas de TiC e Al₂O₃ ambas com 5 µm de espessura, foram comparadas no torneamento a seco do ferro fundido nodular com velocidades de corte de 230 e 300 m/min e avanço de 0,25 mm/volta. Para a velocidade de 230 m/min, o revestimento de TiC ofereceu maior vida útil para a ferramenta porque este revestimento é mais eficaz em baixas temperaturas de corte. Para v_c = 300 m/min, o revestimento de Al₂O₃ se destacou em relação ao TiC pela maior dureza quando submetido às altas temperaturas (Graham, 1994). Santhanam e Tierney (1989), confirmam esta teoria ao demonstrar a condutividade térmica dos revestimentos TiC, TiN e Al₂O₃ em três diferentes temperaturas. Os valores estão descritos na tabela 3.2.

	100°C	500°C	1000°C
TiN	33	37	41
TiC	21	23	26
Al ₂ O ₃	28	13	6

Tabela 3.2: Condutividade térmica [W/m.K] dos revestimentos TiN, TiC e Al₂O₃ nas temperaturas 100, 500 e 1000°C, Santhanam e Tierney (1989)

O TiN foi a primeira camada disponível comercialmente. Tem uma grande faixa de utilização devido ao fato de possuir um bom balanço entre propriedades como: dureza, tenacidade, aderência sobre o aço e o metal duro, estabilidade química, estabilidade térmica e reduzido coeficiente de atrito. Este compromisso de propriedades, porém, não é ideal para todas as aplicações e isto abriu o campo para a implementação de outras camadas como o TiCN (carbonitreto de titânio) e TiAlN (nitreto de titânio alumínio). O revestimento de TiN continua predominando no mercado, e a explicação para o fato é que ele permite alto desempenho para quase todas as aplicações e materiais usinados; a cor dourada sugere alta qualidade e permite que

o desgaste seja supervisionado facilmente (Yuhara, 2000).

Com o objetivo de investigar a influência de três revestimentos na formação da BUE, foram avaliadas quatro pastilhas de metal duro no torneamento a seco do aço AISI 1045 (Graham, 1994). A primeira pastilha não recebeu revestimento, a segunda foi revestida por TiN, a terceira por Al_2O_3 e a quarta por TiC. A velocidade de corte variou de 30 a 55 m/min, com f e a_p de 0,25 mm/volta e 2,5 mm, respectivamente. Todos os revestimentos preveniram a formação da BUE. A cobertura de TiN foi melhor que o Al_2O_3 , que por sua vez, obteve melhor desempenho que a camada de TiC. Os piores resultados ficaram com as ferramentas que não receberam revestimento. Dentre estes revestimentos, o Al_2O_3 conseguiu ser melhor no torneamento do mesmo aço em relação ao TiN e TiC quando foi analisado o desgaste de cratera formado nas ferramentas. O revestimento de Al_2O_3 ofereceu vantagens significativas para a vida e produtividade da ferramenta.

O TiAlN é uma evolução natural da camada dura mais utilizada até os dias de hoje, o TiN. Um aumento considerável na vida útil da ferramenta de corte tem sido obtido com o revestimento de TiAlN. A principal vantagem do TiAlN é a sua característica de formar um filme protetor extremamente denso e com alta adesão de Al_2O_3 em sua superfície quando aquecida, aumentando a resistência a difusão e oxidação do material do revestimento na peça. A segunda grande vantagem desse revestimento em usinagem é a sua baixa condutividade térmica. Assim, maior quantidade de calor é dissipado pelo cavaco, permitindo que se utilizem velocidades de corte mais altas, já que a carga térmica no substrato é menor. A alta resistência ao calor do TiAlN faz desse revestimento o mais adequado para usinagem a seco e HSC (Yuhara, 2000).

Cselle (1995) complementa que a combinação dos revestimentos TiAlN e Al_2O_3 proporcionam superior resistência na furação a seco do ferro fundido. Estas camadas trabalham melhor em brocas de metal duro porque as maiores deflexões das brocas de aço rápido, causada pela maior tenacidade, permitem maiores deformações na superfície, provocando trincas nos revestimentos.

O TiN forma uma camada de estrutura simples, ou seja, monocamada. Já o TiCN normalmente possui uma estrutura mais complexa. Com o objetivo de conciliar uma boa aderência com uma alta dureza superficial, a relação entre os teores de carbono e nitrogênio é variada de uma forma crescente durante o processo de revestimento, gerando desta forma uma superposição de 5 a 10 camadas de composição diferente. As principais vantagens do TiCN são sua elevada dureza, quando comparado ao TiN e ainda o seu baixíssimo coeficiente de atrito. Para aplicações especiais, tais como em usinagem de aços de alta liga, o TiCN freqüentemente mostra vantagens em comparação com o TiN e o TiAlN. Especialmente para usinagem em cortes interrompidos, com altas cargas dinâmicas, tais como em operações de fresamento e roscamento, o revestimento de TiCN é o mais adequado devido a sua estrutura de multicamada. As vantagens somente são percebidas nas altas velocidades de corte (Yuhara, 2000).

Müller (1999) descreve que um dos processos que têm maior tendência à formação de depósitos de cavacos e BUE é a furação a seco. Na ausência do fluido de corte, existe o risco de superaquecimento da aresta de corte, levando à perda da eficiência na usinagem; o desgaste das guias com as paredes do furo é aumentada e a expulsão dos cavacos fica dificultada porque os cavacos tornam-se maleáveis e difíceis de quebrar. Além destes problemas citados, existirá maior atrito entre os cavacos e as superfícies de saída. Diniz et al. (1999), afirmam que a broca também estará sujeita ao engripamento dentro do furo devido à dilatação, caso ela seja de metal duro ou aço rápido.

De acordo com esta teoria, o projeto de brocas para o corte a seco deve seguir alguns requisitos. O material de corte deve possuir alta resistência ao calor com tendência mínima à formação da BUE; os revestimentos também devem ser resistentes ao calor e possuir baixo coeficiente de atrito; a geometria das arestas de corte devem reduzir ao mínimo as forças de corte e os canais devem ser desenhados de forma que facilite ao máximo o transporte dos cavacos para fora do furo (Müller, 1999).

Em termos de vida da ferramenta, nos ensaios realizados por Müller (1999), as brocas de metal duro com cobertura TiAlN mostraram melhores resultados que o TiCN, que por sua vez

foi melhor que o revestimento TiN no corte a seco do aço AISI 1045 e do ferro fundido cinzento.

Os modernos processos CVD (*Chemical Vapor Deposition* - Deposição Química a Vapor) conseguem fazer deposições da ordem de 5 a 20 μm de espessura. No processo CVD, as temperaturas de deposição chegam a 1000°C e podem criar uma fase quebradiça na interface substrato-cobertura, reduzindo a tenacidade em até 30% ou mais. O mais recente processo de deposição CVD é chamado de MT-CVD (*Moderate Temperature* - Temperatura Moderada), onde são usadas temperaturas em torno de 850°C . A principal aplicação é para o revestimento TiCN, reduzindo a possibilidade de formação de uma camada frágil. A respectiva combinação dos revestimentos TiCN (MT-CVD) e Al_2O_3 (CVD) pode ser benéfica em processos que tenham corte interrompido (Pfouts, 2000).

O processo de deposição PVD (*Physical Vapor Deposition* - Deposição Física a Vapor) foi introduzido em ferramentas de aço rápido no início da década de 80. Comparado ao processo CVD, este tipo de deposição envolve temperaturas mais baixas ($\sim 500^{\circ}\text{C}$). Por essa razão, a formação de camadas quebradiças não é problema. Este processo permite que as arestas revestidas fiquem mais pronunciadas e agudas, características necessárias no fresamento, na furação, no rosqueamento e em materiais com baixo teor de carbono. A primeira cobertura a ser depositada pelo processo PVD foi o TiN, e mais recentemente o TiC, TiB_2 (diboreto de titânio), TiCN, CrN (nitreto de cromo), ZrN (nitreto de zircônio) e o TiAlN (Pfouts, 2000). A tabela 3.3 e a figura 3.4 mostram respectivamente três propriedades e a dureza a quente das camadas TiN, TiCN e TiAlN.

Atualmente, mais de 70% das ferramentas de metal duro são recobertas pelo processo CVD, PVD ou combinação de ambos. As coberturas mais largamente difundidas são TiC e Al_2O_3 (CVD), TiAlN (PVD), TiN e TiCN (CVD e PVD) e o processo CVD para os revestimentos com diamante. O processo CVD foi introduzido no início da década de 70, sendo atualmente, o mais utilizado nas ferramentas de metal duro (Pfouts, 2000). Yuhara (2000), ressalta que 40% de todas as ferramentas de corte utilizadas no setor metal-mecânico são revestidas com camadas duras à

base de nitretos.

Camada	TiN	TiCN	TiAlN
Espessura máxima (μm)	4	4	3
Coeficiente de atrito contra o aço	0,65	0,5	0,6
Cor	dourado	violeta	cinza/preto

Tabela 3.3: Propriedades das camadas TiN, TiCN e TiAlN, Yuhara (2000)

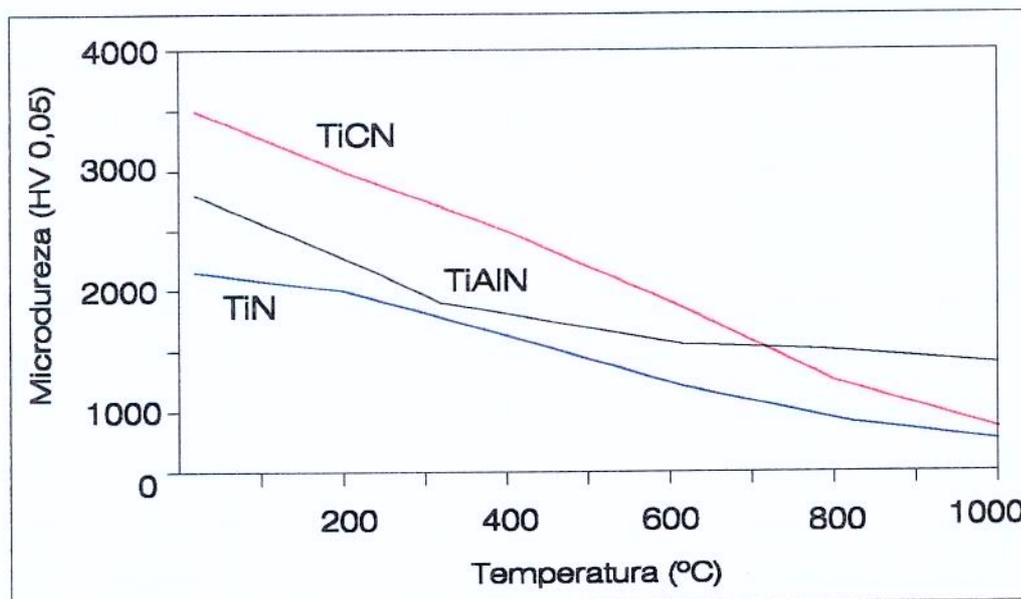


Figura 3.4: Dureza a quente dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN, Gamarra (2000)

As multicamadas nanométricas, depositadas alternadamente sobre o substrato das ferramentas de metal duro aumentam a dureza, a tenacidade e melhoram a resistência ao desgaste no corte a seco em relação às camadas tradicionais. Estes revestimentos podem ser divididos em três categorias: camadas dura-dura (carboneto, nitreto, boreto, óxido); camadas dura-tenaz (carboneto-metal); camadas tenaz-tenaz (metal-metal e lubrificante sólido-metal). Além destes, os metais refratários também oferecem proteção às altas temperaturas para o corte a seco. O processo de deposição é o PVD e a espessura total pode alcançar de 2 a 5 μm (Kustas et al., 1997).

Ensaio de furação a seco da liga de titânio Ti-6Al-4V, material de baixa usinabilidade utilizado em próteses cirúrgicas e em produtos aeroespaciais com brocas de aço rápido revestidas por camadas nanométricas de MoS₂-Mo (sulfeto de molibdênio-molibdênio) mostraram uma redução de torque em torno de 33% e nenhuma evidência de quebra ou engripamento quando comparadas às ferramentas não recobertas (Kustas et al., 1997).

De acordo com Dunlap (1997), esta tendência é válida. A camada TiAlN pode ser combinada com uma cobertura macia de MoS₂ formando multicamadas com alta resistência ao calor e baixo coeficiente de fricção. O revestimento de MoS₂ pode ser utilizado para reduzir a formação da BUE e facilitar a evacuação dos cavacos em processos fechados. Renevier et al. (2000), ressaltam que as coberturas TiN, TiCN e TiAlN são mais resistentes ao desgaste, possuindo no entanto, maior coeficiente de atrito que o revestimento MoS₂ e necessitando quase sempre um fluido lubrificante durante a usinagem. Como citado anteriormente, o aumento da velocidade diminui o efeito lubrificante dos fluidos de corte. A redução do atrito na interface cavaco-ferramenta diminui as forças de corte e a temperatura da ferramenta, reduzindo a adesão ou soldagem local.

Renevier et al. (2000) conduziram testes de furação do aço inoxidável AISI 400 com brocas de aço rápido revestidas. A quantidade de furos realizados, as diferentes coberturas e condições de corte estão representados na figura 3.5. O uso de revestimentos TiN e TiCN em conjunto com multicamadas nanométricas MoS₂-Ti (MoST) na condição a seco, aumentou em duas vezes o número de furos quando comparado com o revestimento TiN e, de quatro a cinco vezes quando comparado com o revestimento TiCN. O revestimento TiAlN, tradicionalmente bom para o corte a seco, não apresentou bons resultados para esta aplicação e a condição MoST-TiN deve ser melhor investigada.

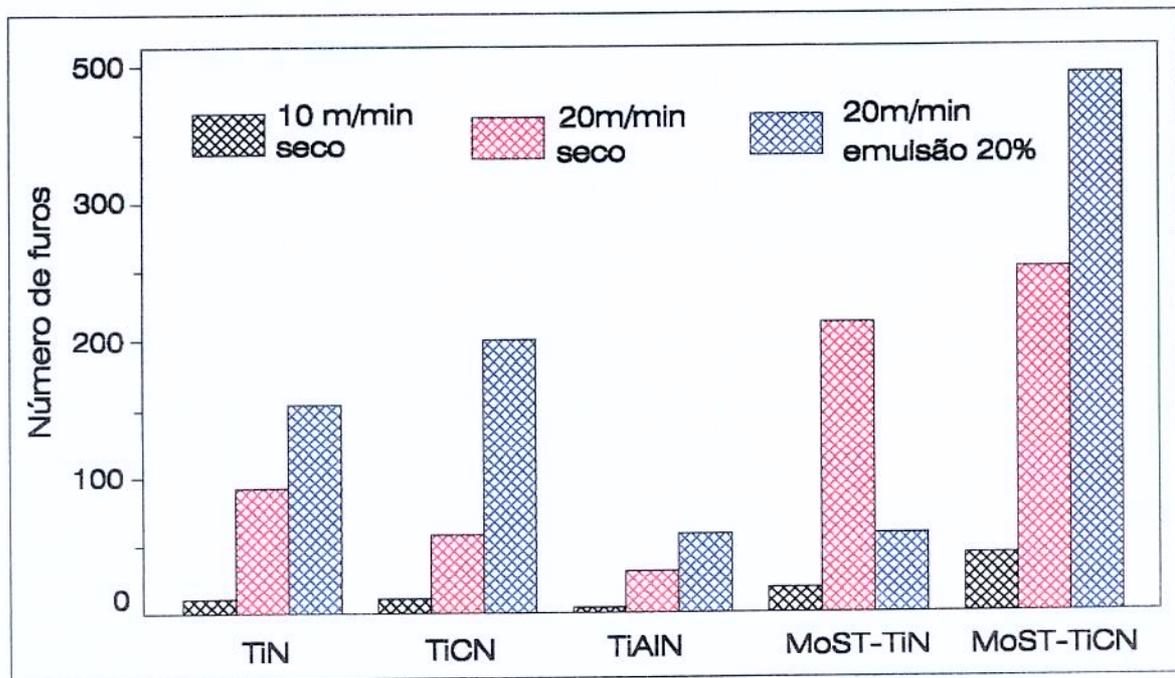


Figura 3.5: Quantidade de furos no corte do aço inoxidável AISI 400 em função das diferentes coberturas e condições de lubrificação, Renevier et al. (2000)

Cselle (1995), conseguiu bons resultados na furação do material AISI 4140 utilizando MQF e brocas de metal duro revestidas como representadas na figura 3.6.

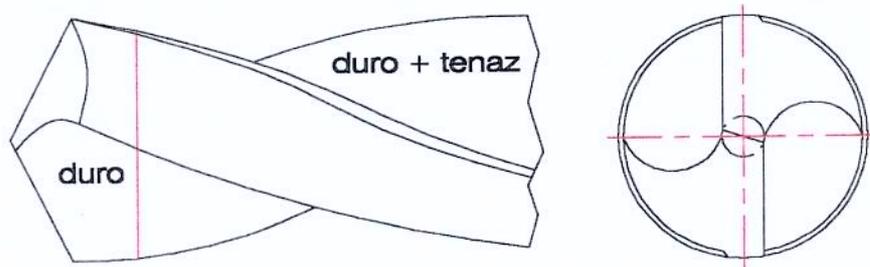


Figura 3.6: Broca recoberta por diferentes tipos de revestimentos, Cselle (1995)

Nesta figura, a região das arestas principais de corte está recoberta por uma camada de TiN ou TiAlN. A parte restante, encontra-se revestida por uma combinação de MoS₂ com TiN ou TiAlN. Neste projeto, houve um aumento no número de furos realizados porque as arestas principais de corte ficaram protegidas por um revestimento de alta resistência ao desgaste e a

superfície de saída, além deste revestimento, também recebeu uma cobertura tenaz de MoS₂. As ferramentas revestidas desta forma, foram melhores em termos de tempo de vida quando comparadas às ferramentas revestidas inteiramente por TiAlN, TiN ou a combinação de TiAlN, TiN com MoS₂. O revestimento TiN apresentou resultados inferiores à cobertura TiAlN. Utilizando o TiAlN nas arestas principais e TiAlN-MoS₂ na superfície de saída, conseguiu-se um comprimento de corte máximo de 33 m e um aumento respectivo de 36% e 63% no comprimento de corte em relação às ferramentas que receberam somente TiAlN-MoS₂ e TiAlN.

O DLC (*Diamond Like Carbon* - Diamante com Propriedades do Carbono), o HC (*Hard Carbon* - Carbono de Alta Dureza) e o diamante como coberturas nas ferramentas de metal duro têm um grande potencial para o corte a seco, principalmente no fresamento. Contudo, a baixa estabilidade destes revestimentos no corte de materiais ferrosos sob altas temperaturas ainda é um obstáculo para a aplicação em maior escala. A principal diferença entre os revestimentos reside na dureza: 2.500, 5.000-8.000 e 10.000 Hv, respectivamente. O revestimento de carbono com alta dureza contém em média 70% de diamante e a porcentagem restante na forma de grafite. O diamante com propriedades do carbono possui maiores proporções de grafite (Vandeveldt et al., 1999).

O processo de deposição de diamante pelo processo CVD é interessante e pode ser aplicado em ferramentas de corte com geometrias complexas. O diamante tem baixo coeficiente de atrito, que combinada com sua alta dureza, é ideal para o revestimento de materiais que estejam sujeitos ao atrito de deslizamento (Aronson, 1995; Mistry e Turchan, 1997).

Os revestimentos de diamante ainda são caros. O processo CVD é um método de processamento por lotes. Um lote individual de peças pode consumir 24 horas ou mais para ser revestido. Para acelerar a deposição podem ser usados reatores maiores, tornando o processo ainda mais caro, além de diminuir a qualidade superficial da cobertura. No âmbito das ferramentas de corte, existe uma enorme dificuldade de adesão do revestimento de diamante ao substrato de metal duro. Devido a estas dificuldades, pesquisadores ingleses criaram um processo de deposição a laser. Os esforços foram direcionados para a utilização em materiais de corte,

facilitando a usinagem a seco de componentes de alumínio para a indústria automotiva e para o ferramental de conformação. Por ser uma técnica de deposição a laser, possui vantagens em relação ao processo CVD: maior adesão ao substrato, processo realizado na atmosfera sem as restrições de uma câmara de vácuo, maiores taxas de deposição e viabilidade para o uso em qualquer tipo de substrato são algumas delas (Aronson, 1995; Mistry e Turchan, 1997).

Os principais desafios para a usinagem a seco de materiais não ferrosos são a obtenção de altas velocidades nos fusos das máquinas-ferramentas e uma melhora na geometria das ferramentas para a expulsão adequada dos cavacos. As ferramentas de PCD terão grande aplicação nestes materiais por causa da rápida condução do calor, nenhuma afinidade com o alumínio e, como citado acima, a possibilidade de ser usado como revestimento em outras ferramentas de corte (Sreejith e Ngoi, 2000).

3.6 O corte a seco, a MQF e o uso dos fluidos de corte em abundância na usinagem dos metais

Seah et al. (1995), conduziram experimentos no torneamento do aço AISI 1045 para demonstrar os efeitos dos fluidos de corte em abundância e da ausência deles no desgaste das ferramentas de corte. Os ensaios foram realizados com insertos de metal duro não revestidos e uso de fluido emulsionável com direção de aplicação sobre-cabeça. O sentido de aplicação e o uso ou não do fluido altera a espiral do cavaco, devido às diferenças no gradiente de temperatura, que por consequência, afeta o desgaste de cratera e a resistência da aresta de corte. Os ensaios foram realizados com os seguintes tempos e parâmetros de corte: de 6 a 40 s ($v_c = 130, 160$ e 190 m/min, $f = 0,2$ mm/volta, $a_p = 2$ mm) e de 60 a 200 s ($v_c = 130, 160$ e 190 m/min, $f = 0,15$ mm/volta, $a_p = 1,5$ mm).

Os resultados mostraram um crescimento constante do desgaste de cratera durante o tempo de usinagem. A taxa de desgaste de cratera KT (em profundidade) foi um pouco maior quando se usinou com refrigerante e, após 40s, as curvas fluido contra corte a seco tornaram-se paralelas

para todas as velocidades de corte (figura 3.7). Isto mostra que, a taxa de desgaste de cratera em profundidade é praticamente a mesma, com ou sem fluido de corte. A largura da cratera também não foi influenciada pelo uso do fluido de corte. O desgaste de flanco com fluido de corte foi maior entre 10 e 40 s de usinagem. Após esse tempo, as curvas tornaram-se paralelas e sobrepostas. Ao contrário do que muitos pensam, o uso de refrigerante não necessariamente diminui o desgaste da ferramenta, podendo até aumentá-lo em alguns casos (Seah et al.,1999)

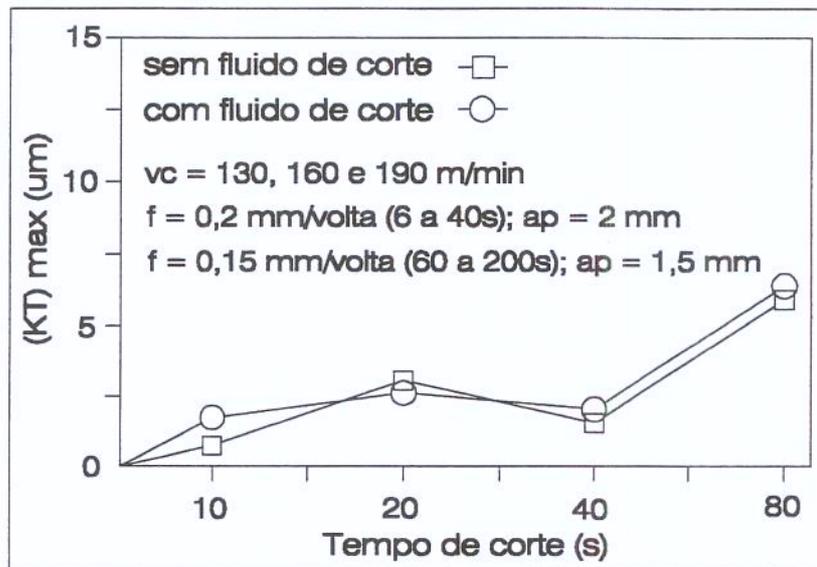


Figura 3.7: Desgaste de cratera em insertos de metal duro não revestidos em função do tempo e fluido de corte no torneamento do aço AISI 1045, Seah et al. (1999)

As comparações de qualidade superficial e na vida útil da ferramenta de metal duro classe P revestidas com TiN no torneamento do aço AISI 52100 para rolamentos de rolos e usando como refrigerantes: água, emulsão a 5 e 10% e ar ambiente (seco), com velocidade de corte variando entre 50 e 250 m/min, $f = 0,1$ mm/volta, mostraram que a vida das ferramentas com fluidos emulsionáveis foram mais curtas quando comparadas ao corte a seco sob baixas velocidades de corte. As temperaturas desenvolvidas a partir do corte a seco provocaram um amolecimento do material, de forma que foram necessárias forças menores de corte, conduzindo a um desgaste reduzido da ferramenta. Por outro lado, os aditivos EP contidos nas emulsões conseguiram maior eficiência em altas velocidades de corte, o que fez aumentar nitidamente a vida das ferramentas nesta região (Heisel e Lutz, 1998).

Comparado ao corte a seco, conseguiu-se cortar um volume de material três vezes maior com o uso de uma emulsão a 10%. A rugosidade superficial no corte a seco mostrou uma pequena vantagem comparativamente ao corte com as emulsões, especialmente em áreas de baixa velocidade. As piores superfícies resultaram do uso da água como refrigerante. No caso da usinagem a seco, o aumento da temperatura da peça deve ser considerado. Especialmente em peças menores, este fator afeta consideravelmente a precisão das dimensões e da forma. Nestes ensaios, os corpos de prova aqueceram até 350 °C ou mais durante a usinagem e os desvios no diâmetro ficaram em torno de 5%. De acordo com a velocidade de corte e o avanço, a vida da ferramenta depende da concentração de óleo no lubrificante de refrigeração. A análise sobre a viabilidade da usinagem a seco em áreas onde foram obtidos magros resultados no aumento de vida da ferramenta pelo uso de emulsões, deve passar pelo crivo dos crescentes custos do descarte (Heisel e Lutz, 1998).

de Paula e Abrão (1999) realizaram testes de torneamento no aço AISI 1045 com pastilhas de metal duro não revestidas da classe P30 e geometria ISO SPUN 120308, montadas em um suporte positivo CSDPN 25252 K12 com os seguintes parâmetros de corte: $v_c = 50$ a 220 m/min, $f = 0,148$ a 0,34 mm/volta, $a_p = 0,5$ e 1 mm; utilizando corte a seco, óleo de mamona (óleo vegetal) a 10 e 28% e um fluido comercial. Todos os fluidos foram emulsionados em 5% de água. Os resultados mostraram que para a condição de $v_c = 113$ m/min, $f = 0,24$ mm/volta e $a_p = 1$ mm os cavacos formados na condição a seco foram do tipo em fita emaranhado. Já o uso do fluido comercial resultou em cavaco em fita com comportamento irregular, alternado entre emaranhado helicoidal e fita com raio de curvatura bem definido. Com o uso de fluidos à base de mamona, independentemente da concentração, os cavacos gerados foram do tipo helicoidal e de fácil controle. Todos os fluidos protegeram as peças, de forma que não foram encontrados pontos de oxidação, à exceção do corte a seco.

O processo de furação tem importância significativa dentro dos atuais sistemas produtivos de fabricação. Weingertner et al. (2000), investigaram a possibilidade de se reduzir o uso de fluidos de corte no processo de furação com brocas helicoidais de aço rápido não revestida sem canais internos de refrigeração. A execução do furo foi não passante e realizada verticalmente,

pois esta situação apresenta maior dificuldade de saída dos cavacos e melhores condições de penetração do fluido de corte. O material usinado foi o aço AISI 1040. O fluido de corte foi aplicado com uma inclinação de 30° com o eixo de rotação da broca, com as seguintes condições de usinagem: $f = 0,185$ mm/volta, $v_c = 25$ m/min; corte a seco, ar comprimido, emulsão a 3% na vazão de 300 L/h; emulsão a 3% na vazão de 3 L/h, óleo mineral e vegetal na vazão de 100 ml/h (MQF).

O óleo mineral proporcionou um excelente resultado na redução do desgaste das brocas. As emulsões não apresentaram bons resultados e a evolução do desgaste no corte a seco foi bem menor em quase todos os pontos de medição. A condição a seco produziu maiores erros de circularidade. Este comportamento pode ser atribuído ao poder refrigerante e lubrificante dos fluidos, que atuam reduzindo a temperatura da peça e diminuindo a atrito da broca com a peça. O óleo vegetal provocou grandes desvios de concentricidade em quase toda faixa de desgaste. Nenhum dos fluidos testados apresentou benefícios significativos na rugosidade dos furos. As condições a seco e óleo vegetal apresentaram um maior desvio dimensional dos furos. As forças axiais e os momentos torçores foram maiores para a condição a seco. O processo de furação tem importância significativa dentro dos atuais sistemas produtivos de fabricação (Weingertner et al., 2000).

Scandiffio (2000), analisou a usinabilidade do aço AISI 1045 no torneamento de barras com diâmetro inicial de 99 mm, usando pastilhas de metal duro revestidas por TiCN, Al_2O_3 e TiN da classe P15, montadas em um suporte PTG NR 2020 K16 nas seguintes condições de usinagem: $v_c = 360, 445$ e 530 m/min, $f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 0,7$ mm. Corte a seco, ar comprimido, óleo integral com vazão de 10 ml/h (MQF) e fluido sintético na concentração de 5% e vazão de 3 m³/h foram testados para avaliar a potência de corte, rugosidade da peça e desgaste da ferramenta. Os fluidos foram injetados entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. O ar comprimido, em alguns casos, apresentou resultados similares ao corte a seco, por isso não foi testado em todas as situações.

Em termos de desgaste da ferramenta, a melhor condição refrigeração/lubrificação dentre as condições testadas, foi com óleo sintético em abundância. A utilização da MQF não apresentou vantagens nem mesmo quando comparado ao corte com o resfriamento via ar comprimido e o corte a seco (ver figura 3.8). Nas velocidades de corte 360 e 530 m/min a condição de refrigeração/lubrificação que obteve melhores resultados foi a utilização de fluido solúvel em inundação, devido à grande capacidade de resfriamento deste óleo. Para 445 m/min, a vida da ferramenta foi igual nas três condições, diferenciando-se das outras duas velocidades ensaiadas. Scandiffio (2000) relata que provavelmente ocorreu uma instabilidade térmica na ferramenta quando se utilizou óleo sintético, comprometendo a vida da ferramenta e igualando-se com as outras condições. Outra hipótese é que nas condições a seco e MQF a temperatura na região de corte era mais elevada, provocando amolecimento do material e consequentemente menor desgaste da ferramenta.

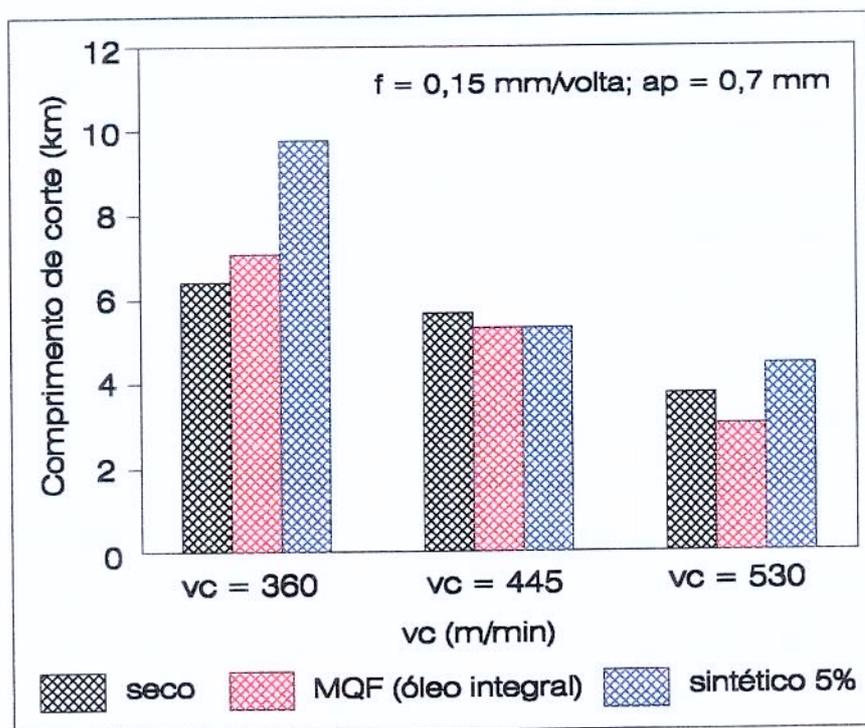


Figura 3.8: Vida da ferramenta em função das diferentes condições de corte no torneamento do aço AISI 1045, Scandiffio (2000)

A condição de refrigeração/lubrificação que apresentou o melhor resultado, em termos de rugosidade no início de vida da ferramenta para a menor velocidade testada, foi o corte a seco, seguida pela MQF e por fim pelo fluido sintético. Já para as outras duas velocidades de corte, esta ordem ficou invertida. No entanto, à medida que o desgaste aumenta, a rugosidade se torna aleatória e passa a ser independente da condição de refrigeração/lubrificação utilizada. A potência de corte não variou sensivelmente com os fluidos testados e nem com o desgaste da ferramenta, não podendo em linhas gerais ser utilizada como o único parâmetro na determinação do fim de vida da ferramenta. Este trabalho demonstrou que nas condições avaliadas, a MQF não deve ser utilizada porque não apresentou vantagens em relação ao corte a seco (Scandiffio, 2000).

Nota-se na figura 3.9 que, para $v_c = 360$ m/min, a condição a seco foi melhor se comparada às outras duas condições, em termos de rugosidade da peça. Tanto a refrigeração como a lubrificação não influenciaram positivamente na rugosidade. Já com as velocidades de 445 e 530 m/min, os ensaios que utilizaram óleo sintético obtiveram melhores resultados. A medida que a velocidade aumentou, o acabamento melhorou e a refrigeração tornou-se importante para a diminuição da rugosidade. Em baixas velocidades pouco calor é gerado, então, a refrigeração pelo óleo sintético mantém a peça e o cavaco próximo de sua resistência original, dificultando a formação do cavaco e a obtenção de valores menores de rugosidade. Nas altas velocidades, uma maior quantidade de calor é gerada, então, o corte a seco e a MQF permitem o crescimento da temperatura, causando empastamento e diminuição de dureza da ferramenta. O uso do refrigerante em abundância evitou estes efeitos, produzindo uma superfície de melhor qualidade (Scandiffio, 2000).

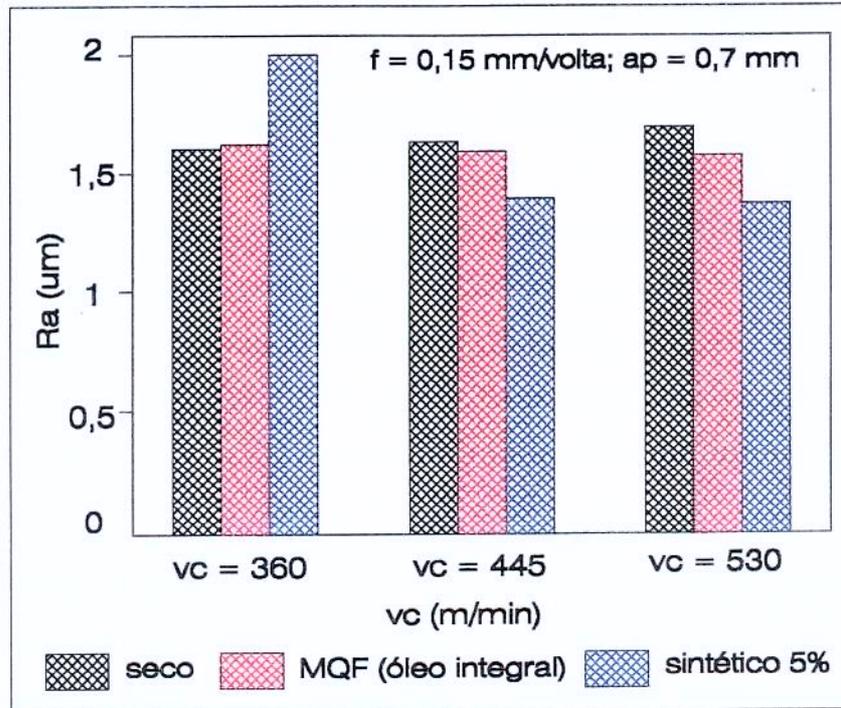


Figura 3.9: Rugosidade média em início de vida da ferramenta em função das diferentes condições de corte no torneamento do aço AISI 1045, Scandiffio (2000)

Novaski e Dörr (1999), realizaram ensaios no fresamento da liga de alumínio AlZnMgCu 1,5. As condições testadas foram o corte totalmente a seco, a MQF (10 ml/h e 40 ml/h) e fluido em abundância. As condições de usinagem utilizadas foram: velocidade de corte igual a 1.005 m/min, $f_z = 0,21$ mm/dente, $a_p = 6$ mm e ferramentas de metal duro da classe K40. Em todos os casos foi utilizado óleo puro de corte. A largura da aresta postiça de corte é um critério relevante de desgaste da ferramenta. Na usinagem totalmente a seco, a largura da BUE passa de 2,9 mm, causando um acabamento de má qualidade. Resultados satisfatórios foram encontrados através da MQF. A aplicação de 10 ml/h reduziu a largura da BUE para 0,089 mm, já a quantidade de 40 ml/h não foi melhor que a condição anterior. A utilização de óleo em abundância eliminou a formação da BUE.

Capítulo 4

Materiais, Equipamentos e Métodos Experimentais

4.1 Materiais

O material dos corpos de prova utilizados para os ensaios foi o aço laminado ABNT 1045, com a composição química citada a seguir.

C (carbono)	=	0,47%	
Si (silício)	=	0,26%	
Mn (manganês)	=	0,73%	(porcentagem em peso)
P (fósforo)	=	0,022%	
S (enxofre)	=	0,007%	

É conhecido que a dureza afeta a usinabilidade dos materiais. Para demonstrar que a variação de dureza ao longo do diâmetro, que variou de 98 a 65 mm durante os ensaios, não afetaria de modo significativo os resultados finais, tornou-se necessária a realização da medição de dureza em quatro corpos de prova obtidos aleatoriamente. O ensaio escolhido foi o Rockwell.

De acordo com Garcia et al. (2000), este é o método mais utilizado internacionalmente, possuindo as seguintes vantagens em relação ao método Brinell como: rapidez de execução; maior exatidão e isenção de erros, já que não exige leitura do tamanho da impressão; possibilidade de maior utilização para materiais duros; pequeno tamanho da impressão (não destrutivo). Para este tipo de aço, é recomendada a escala B de dureza (ferro fundido, aços não temperados e ligas de alumínio), com uma pré-carga de 98N (10kgf), força total de 981N (100kgf) e penetrador com geometria esférica com diâmetro de 1,58 mm. Entretanto, os valores de dureza dos corpos de prova testados caíram acima da faixa de dureza recomendada para esta escala, que é de 20 a 100 HRB. Por este motivo, foi escolhida a escala de dureza D (para chapas finas de aço com média camada endurecida) que utiliza a mesma pré-carga e força total, diferindo apenas no penetrador que é de diamante com cone de 120° e faixa de utilização de 40 a 77 HRD. Neste tipo de ensaio, o espaçamento entre as impressões deve ser no mínimo 3 vezes o diâmetro da penetração e 2,5 vezes o diâmetro para a distância da borda do corpo de prova. Para realizar o ensaio de dureza foram cortados aleatoriamente dos tarugos 4 corpos de prova e, posteriormente, usinados de modo que a superfície permanecesse plana e com rugosidade baixa.

A figura 4.1 representa os pontos onde foram realizadas as medidas com os respectivos diâmetros inicial e final de torneamento. Os valores de dureza obtidos em Rockwell D estão ilustrados na tabela 4.1. A variação da dureza ao longo do diâmetro foi pequena, em torno de 6%. Entre os diâmetros 98 e 65 mm foi menor ainda, menos que 1%.

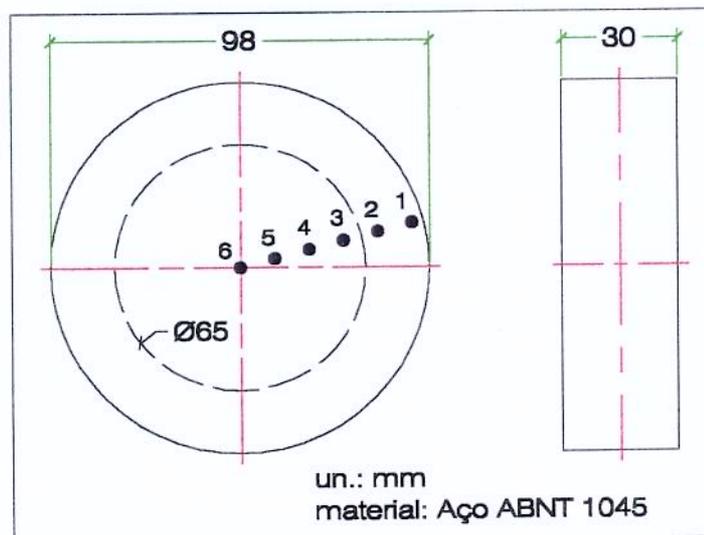


Figura 4.1: Pontos de mensuração da dureza nos corpos de prova

Amostra	P1	P2	P3	P4	P5	P6
1	55	59	56	55	56	59
2	55	55	55	56	58	59
3	55	55	55,5	55,5	56	57
4	55	53	55	56	57	60
média	55	55,5	55,3	55,6	56,7	58,7
σ	0	2,51	0,47	0,47	0,95	1,25

Tabela 4.1: Medidas de dureza em valores Rockwell D

O desenho esquemático dos corpos de prova utilizados nos ensaios está mostrado na figura 4.2. No total, foram confeccionados 31 corpos de prova com comprimento de avanço (l_f) igual a 250 mm. Para dar confiabilidade aos resultados foi necessário comparar os dados do primeiro ensaio por meio de uma repetição.

As ferramentas de corte empregadas foram pastilhas de metal duro com geometria negativa, códigos TNMG 160404 e 160408 da classe PF 4015 (figura 4.3). Estas pastilhas têm uma cobertura espessa de TiN, Al_2O_3 e TiCN pelo processo CVD, possuindo boa resistência ao desgaste e cor dourada para fácil identificação do desgaste. Sob a cobertura há um substrato enriquecido por cobalto. Esta classe pode suportar altas temperaturas, sendo ideal para altas velocidades de corte e usinagem sem refrigeração na área P15. São recomendadas para uso em acabamento de aços de baixa-liga e foram montadas no suporte PTG NR 2525 M16 com sistema de fixação de insertos por parafuso. Os parâmetros recomendados para estas pastilhas, de acordo com o fabricante, estão na tabela 4.2 (Sandvik, 2000).

$a_p = 0,4 \text{ mm (0,3-1,5)}$			
$r_\epsilon = 0,4 \text{ mm}$		$r_\epsilon = 0,8 \text{ mm}$	
f (mm/volta)	v_c (m/min)	f (mm/volta)	v_c (m/min)
0,3	395	0,4	355
0,25	425	0,35	375
0,2	455	0,3	395
0,15	490	0,25	425
0,1	530	0,2	455
0,07	550	0,15	490
		0,1	530

Tabela 4.2: Parâmetros recomendados para os inserts
TNMG 160404 e 160408 da classe PF 4015, (Sandvik, 2000)

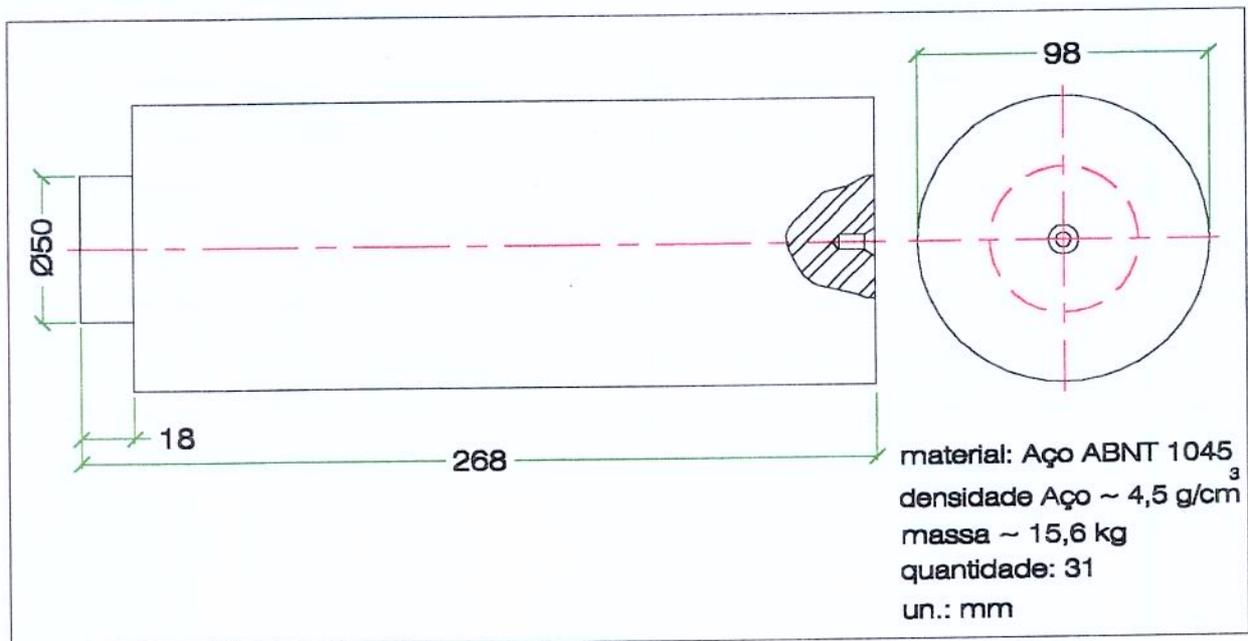


Figura 4.2: Corpo de prova utilizado nos ensaios



Figura 4.3: Pastilha de metal duro utilizada nos ensaios

O fluido de corte escolhido para efeito de comparação com o corte a seco foi o sintético Agecool 939, na concentração de 6 %, com vazão e velocidade respectivas de 4,2 L/min e 5,8 m/s no bico aplicador da máquina. Como citado no item 2.3.2.2, as soluções químicas possuem propriedades superiores às das emulsões, tornando aquele fluido recomendado para vários processos de usinagem. A concentração do fluido foi monitorada constantemente por um refratômetro.

O fabricante ressalta que o fluido sintético Agecool 939 é recomendado para operações de usinagem leve ou retificação, desenvolvido para atender às constantes mudanças de necessidades das indústrias, permitindo operações de usinagem e retificação de aço, ferro fundido e ligas de alumínio. As concentrações podem variar de 2 a 10% em água, em função da operação e do metal trabalhado. Não possui cloro ou enxofre na composição, podendo ser utilizado em praticamente todos os metais (Agena, 1999). As condições de refrigeração/lubrificação utilizadas foram o corte totalmente a seco e a inundação com fluido de corte que é geralmente usada nas indústrias. O fluido de corte foi aplicado na direção A referente a figura 2.2.

4.2 Equipamentos e métodos experimentais

Os ensaios foram realizados no laboratório de usinagem da Universidade Estadual de Campinas. Foi utilizado o torno CNC da Romi, modelo Cosmos 30, comando MCS série 500, com potência de 22 kW e rotação máxima de 3000 rpm (figura 4.4).

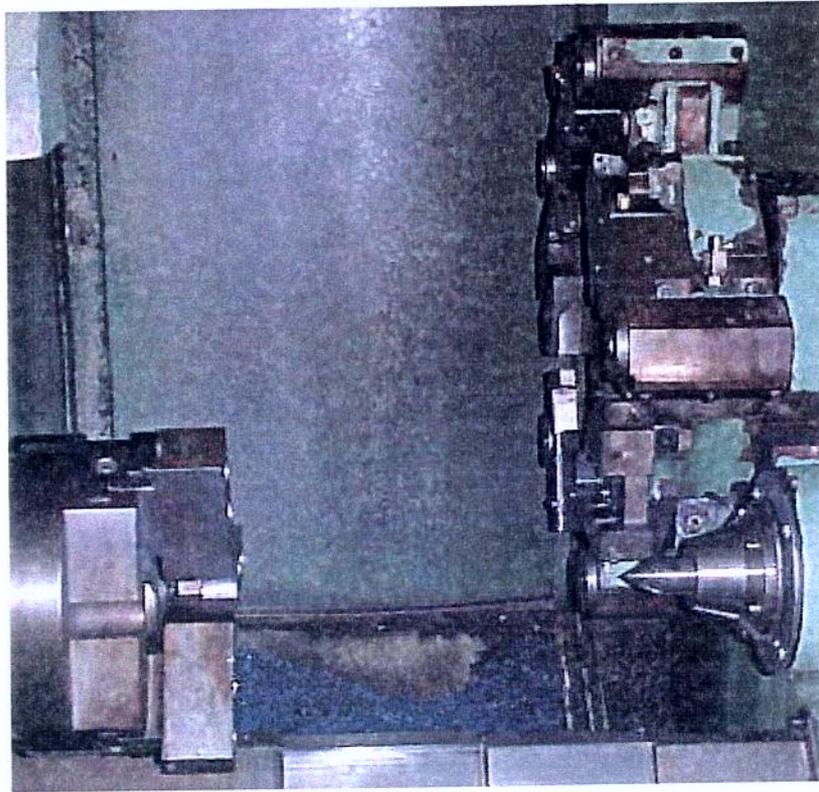


Figura 4.4: Vista parcial do torno CNC Cosmos 30

O desgaste das pastilhas foi monitorado por um microscópio óptico Leica em conjunto do software analisador de imagens Global Image para ambiente Windows 3.1 instalado em um computador (figura 4.5). Após a captura da imagem, deve-se fazer a calibração para que os cálculos efetuados através do programa forneçam resultados em unidades conhecidas. Pela condição inicial da imagem, as medidas são dadas em pixel sem base de escala. A calibração permite obter as medidas em mm, cm, polegadas, etc.

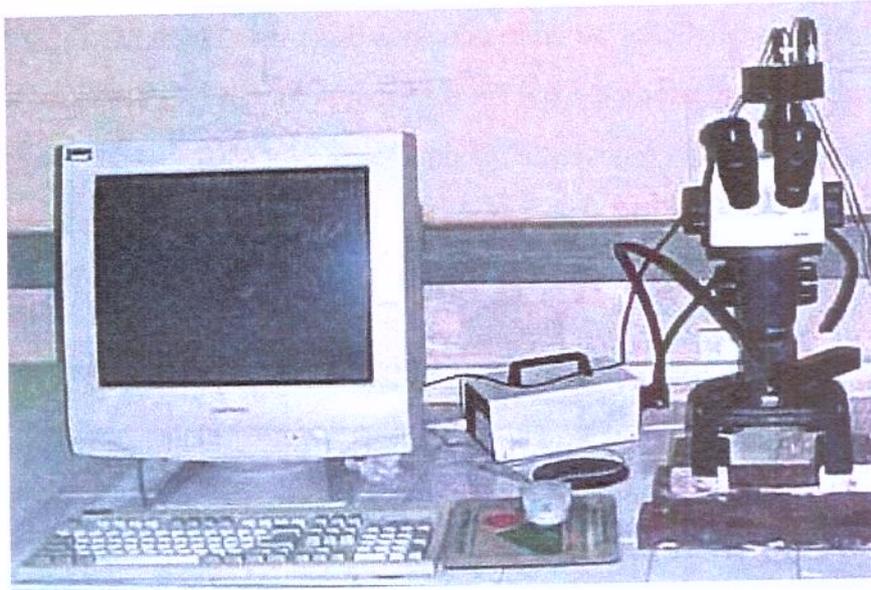


Figura 4.5: Computador e microscópio utilizados para a medição do desgaste da ferramenta

Agostinho et al. (1977) argumentam que o acabamento superficial é fundamental para peças que estejam sujeitas ao atrito, desgaste, corrosão, aparência, resistência à fadiga, etc. Por este motivo, a rugosidade média (R_a) e rugosidade máxima (R_y) da peça foram monitoradas por um rugosímetro portátil Mitutoyo que também deve ser calibrado para o SI (Sistema Internacional), utilizando cut-off de 0,8 mm. Para determinar a potência consumida durante o corte, foi utilizado um sistema de aquisição da própria corrente elétrica do motor da máquina com sensor de efeito Hall. Como a tensão elétrica de entrada no motor da máquina nas condições utilizadas nos ensaios é constante, a obtenção do valor da intensidade de corrente elétrica fornece um parâmetro proporcional à potência consumida pelo processo.

Os ensaios consistiram no torneamento dos corpos de prova de forma que o diâmetro se mantivesse constante durante o ensaio, evitando desta maneira a alteração ininterrupta dos parâmetros no programa da máquina. Os corpos foram usinados até que o desgaste da superfície de folga da ferramenta atingisse o valor de 0,3 mm. Este valor é recomendado pela norma ISO 3685 (1997) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmicas. Nos ensaios, a potência foi monitorada três vezes ao longo do comprimento de avanço. A cada passe, a ferramenta e o corpo de prova eram retirados para a realização das medições. A rugosidade foi avaliada em três pontos divididos igualmente pelos 360° do diâmetro e pelo comprimento de avanço, perfazendo

nove pontos no total. As condições de corte adotados estão mostrados na tabela 4.3. Os ensaios foram realizados de forma aleatória e o par $f = 0,14$ mm/volta e $r_e = 0,8$ mm foi escolhido de tal maneira que repetisse o valor da rugosidade máxima teórica ($f^2/8r_e$), similar àquele obtido com o par $f = 0,1$ mm/volta e $r_e = 0,4$ mm. Para que os ensaios não fossem demasiadamente prolongados, a diminuição da velocidade de corte não foi proporcional ao aumento do avanço.

a _p = 1 mm					
Ensaio	f (mm/volta)	v _c (m/min)	Fluido de Corte	r _e (mm)	n.º de Ensaios
1	0,1	430	não	0,4	2
2	0,1	540	não	0,4	2
3	0,1	430	sim	0,4	2
4	0,1	540	sim	0,4	2
5	0,14	430	não	0,4	2
6	0,14	540	não	0,4	2
7	0,14	430	sim	0,4	2
8	0,14	540	sim	0,4	2
9	0,14	430	não	0,8	2
10	0,14	540	não	0,8	1
11	0,14	430	sim	0,8	2
12	0,14	540	sim	0,8	1

Tabela 4.3: Condições de corte utilizadas nos ensaios

Capítulo 5

Resultados e Discussões

5.1 Cavaco gerado nos ensaios

Em todos os ensaios, o cavaco gerado foi satisfatório e parecido em todas as condições testadas. Apresentaram-se com coloração azulada quando se usinou a seco, sugerindo altas temperaturas atingidas na região de corte e coloração dourada quando foi aplicado fluido de corte. Foi citado no item 3.5 que a usinagem do aço ABNT 1045 sem fluido de corte tende a provocar cavacos do tipo contínuo em forma de fita. Diniz et al. (1999), relatam que a formação deste tipo de cavaco pode deteriorar a rugosidade superficial da peça, causar a quebra da ferramenta e acidentes durante a operação de usinagem, provocar a difusão química na interface cavaco-ferramenta (craterização) e aumentar o volume específico, dificultando a armazenagem. O tipo de cavaco para todos os parâmetros testados e nas duas condições de refrigeração/lubrificação foi de cisalhamento em forma de lascas ou pedaços, bastante desejável. Neste caso, os quebra-cavacos das pastilhas agiram de forma eficiente. A figura 5.1 mostra o tipo de cavaco que foi formado nos ensaios. A utilização do fluido sintético facilitou o escoamento dos cavacos quando comparado ao corte a seco, mas em ambos os casos houve acúmulo nas placas do barramento da máquina que os conduzem até a esteira.

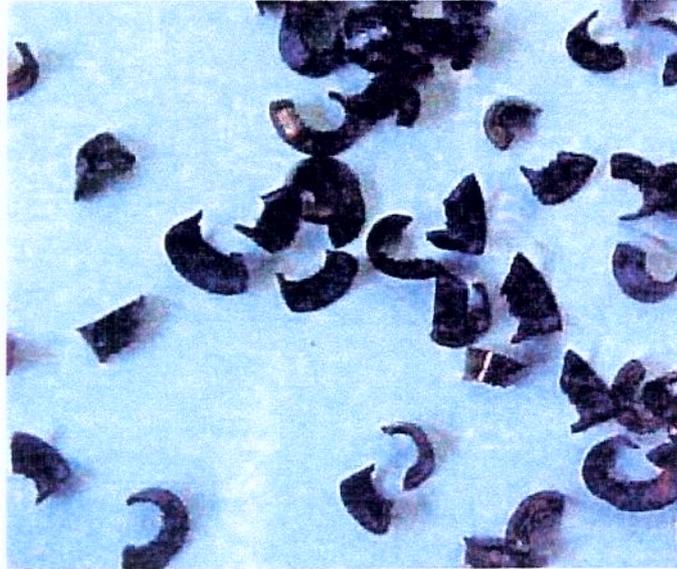


Figura 5.1: Cavaco gerado nos ensaios

5.2 Desgaste da ferramenta utilizando $r_e = 0,4$ mm

5.2.1 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

A figura 5.2 mostra o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido. Pode-se constatar que houve um desgaste de flanco acentuado da ferramenta para a condição de torneamento a seco. O volume de cavaco retirado para o corte a seco foi de **837 cm³**, enquanto que na condição com fluido de corte o valor subiu para **2390 cm³**. A capacidade de refrigeração do fluido sintético é muito grande, sendo capaz de retirar eficientemente o calor da peça e da ferramenta. Neste caso, o fluido provavelmente também proporcionou boa lubricidade na região de corte devido à menor velocidade de corte empregada, quando comparado aos ensaios com velocidade de corte igual a 540 m/min. A principal forma de desgaste foi o de flanco. A figura 5.3 mostra a aresta de corte em fim de vida que utilizou fluido para a condição descrita.

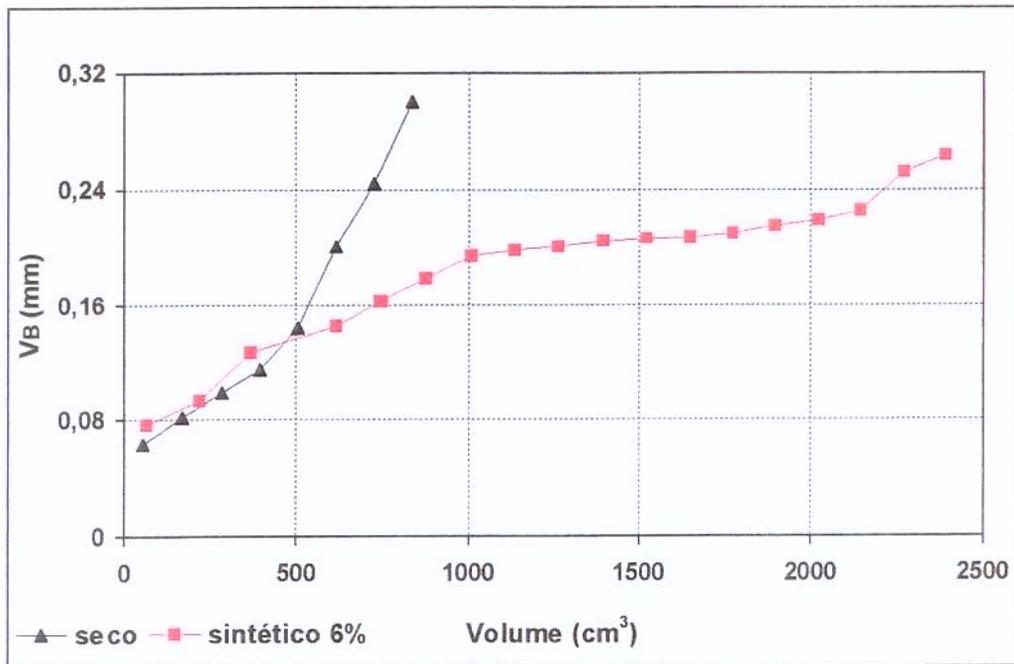


Figura 5.2: Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm



Figura 5.3: Aresta de corte utilizada para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm; com fluido de corte

5.2.2 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

A figura 5.4 indica que o desgaste de flanco da ferramenta para o torneamento a seco embora ainda maior que na condição de corte com fluido, aproximou-se desta condição refrigeração/lubrificação quando comparado aos ensaios citados no item 5.2.1. O volume de cavaco removido para a usinagem com e sem fluido de corte foi de **1720** e **1227 cm³**, respectivamente. Isto significa que o uso do fluido de corte continua prolongando a vida da

ferramenta, mas o aumento do avanço foi benéfico quando se usinou a seco. O aumento do avanço, também pode ter dificultado a penetração do fluido na região de corte, contribuindo para a diminuição da vida da ferramenta. A principal forma de desgaste foi o de flanco nas duas condições de refrigeração/lubrificação. A baixa velocidade de corte também contribuiu para que houvesse uma menor taxa de desgaste de flanco não só pela menor quantidade de calor gerado, mas igualmente pela menor abrasão entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

É importante notar que o aumento do avanço de 0,1 a 0,14 mm/volta aumenta o volume de cavaco removido pelo tempo que por conseguinte também faz aumentar a quantidade de calor gerada pelo tempo. Ferraresi (1977), diz que o calor gerado na unidade de tempo (Q/t) é proporcional à potência de corte ($P_c = Q/t = K_s \cdot a_p \cdot f \cdot v_c = F_c \cdot v_c$). Entretanto, quando há um aumento do avanço para a mesma velocidade de corte, a pressão específica de corte (K_s) diminui, fazendo com que a potência ou o calor gerado pelo tempo não cresça na mesma proporção do crescimento do avanço. Como a seção de corte, que é responsável pelo recebimento do calor ($A = f \cdot a_p$), cresceu na proporção do avanço e o calor gerado cresceu menos, a temperatura na ferramenta não deve ter crescido. Também deve-se ressaltar que o aumento do avanço diminui o tempo de corte ($t_c = (l_r \cdot 3,14 \cdot D)/(f \cdot v_c)$). Como a quantidade de calor gerada na unidade de tempo e o tempo de corte não cresceu na mesma proporção do avanço, o calor total que foi para a ferramenta ($Q_{tot} = Q/t \cdot t_c$), para o mesmo comprimento de avanço, foi menor. Então, conclui-se que a menor diferença entre as duas condições de refrigeração/lubrificação no que se refere ao desgaste da ferramenta, somente com o aumento do avanço, está relacionada com a diminuição do K_s , do tempo de corte e o aumento da área da seção.

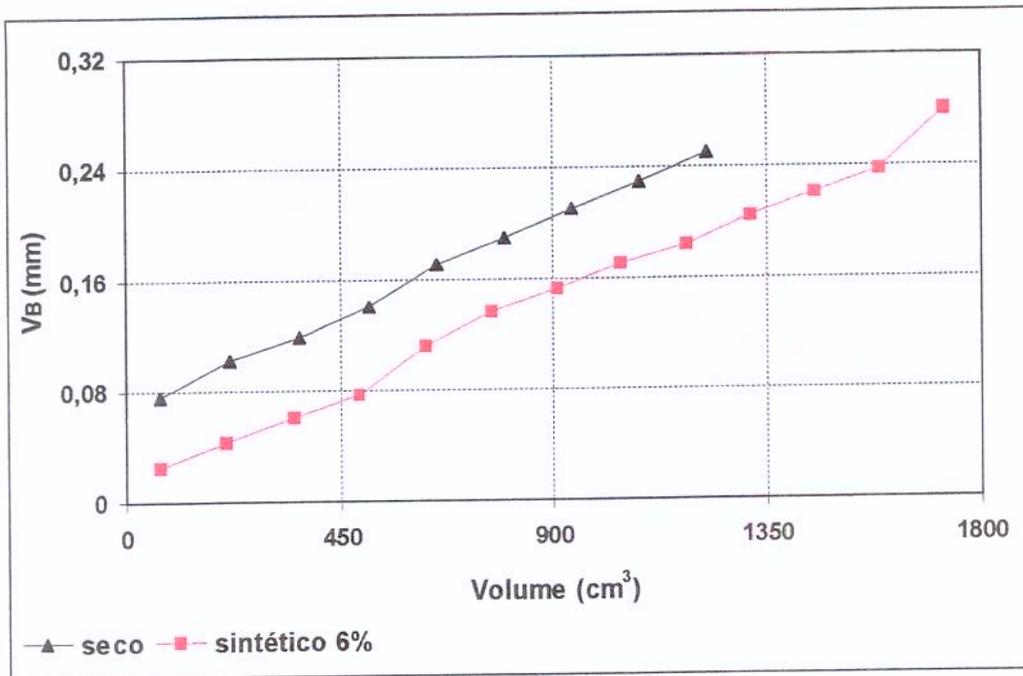


Figura 5.4: Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.2.3 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

O aumento da velocidade de corte provocou uma maior taxa de desgaste de flanco quando comparado aos ensaios descritos nos itens 5.2.1 e 5.2.2 nas duas condições de refrigeração/lubrificação por causa do maior calor gerado, afetando mais intensamente a dureza a quente dos revestimentos das pastilhas, conforme pode ser visto na figura 5.5. O torneamento com fluido de corte conseguiu remover um volume de **1083 cm³** de cavaco, enquanto que no corte a seco este valor diminuiu para **479 cm³**. O aumento da velocidade de corte também pode ter dificultado a eficiência do fluido como lubrificante na região de corte, fazendo com que o desgaste aumentasse. Um fato que deve ser observado é a similaridade das curvas de desgaste da ferramenta no corte a seco quando utilizou-se $f = 0,1$ mm/volta. Neste caso, os menores avanços proporcionaram um desgaste bastante pronunciado da ferramenta. A figura 5.6 mostra a aresta de corte em fim de vida quando se usinou a seco. Comparando esta figura com a de número 5.3 percebe-se que a aresta tem uma coloração azulada, indicando altas temperaturas na região de corte.

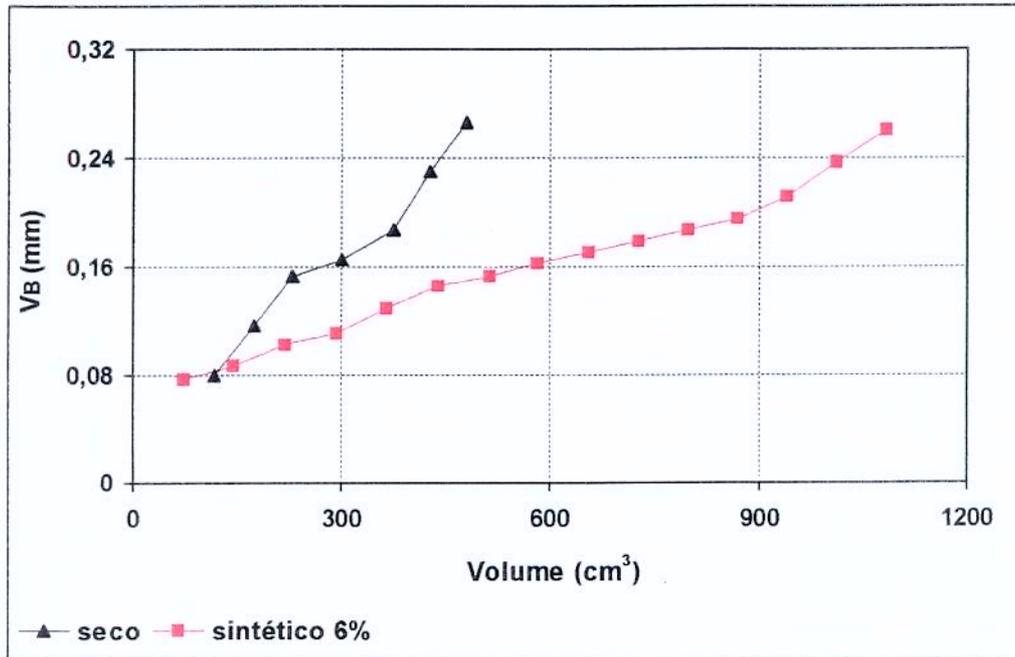


Figura 5.5: Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm



Figura 5.6: Aresta de corte utilizada para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm; sem fluido de corte

5.2.4 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Para o corte a seco o volume de cavaco removido foi de **585 cm³**. O uso do fluido de corte diminuiu novamente o desgaste, controlando o aumento excessivo da temperatura na ferramenta e na peça causado pelo aumento dos parâmetros de corte. Com fluido, o volume de cavaco retirado na vida da ferramenta atingiu aproximadamente **844 cm³**. Aqui, também houve maior desgaste

abrasivo na superfície de folga da pastilha decorrente do aumento da velocidade de corte. O desgaste de flanco para as duas condições de refrigeração/lubrificação estão mostradas na figura 5.7. Quando se usinou a seco, o aumento do avanço novamente foi válido para fazer com que o desgaste da ferramenta fosse mais próximo àquele obtido quando o corte realizou-se com fluido, pelas mesmas razões citadas no item 5.2.2.

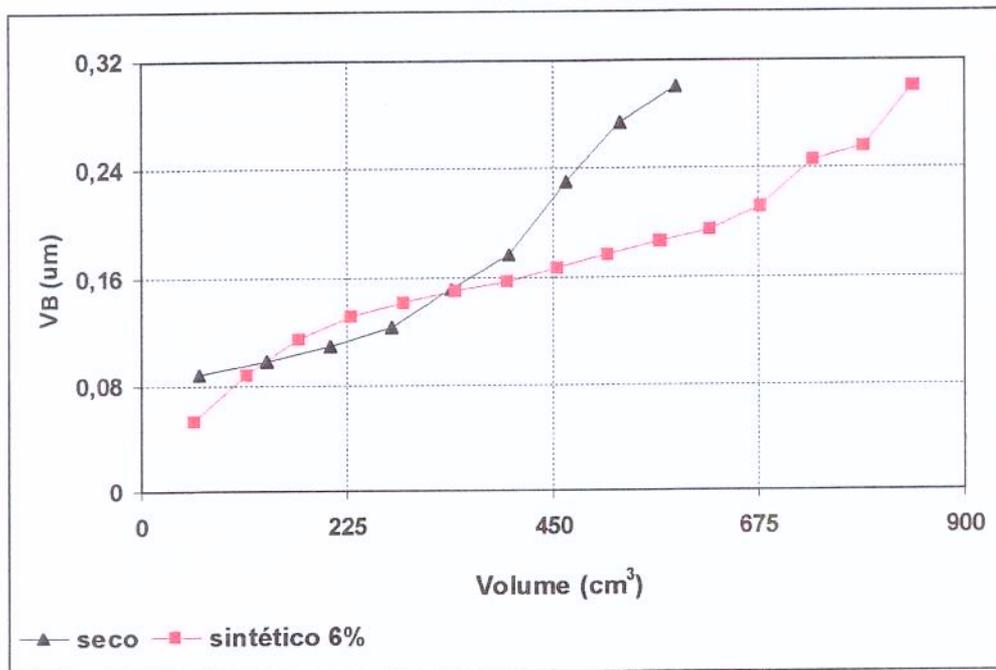


Figura 5.7: Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.2.5 Vida da ferramenta em função das diferentes condições de corte; $r_e = 0,4$ mm

A figura 5.8 mostra a vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido para os diversos parâmetros de corte testados nas diferentes condições de refrigeração/lubrificação e suas respectivas variações de volume em porcentagem. Nota-se na figura que, como previsto na literatura (Diniz et al., 1999), à medida que a velocidade de corte aumenta a vida da ferramenta diminui por causa do aumento da temperatura na região de corte. Porém, pode-se notar uma diferente influência do avanço que é dependente da condição de refrigeração/lubrificação. Com fluido de corte o aumento do avanço reduziu a vida da ferramenta, enquanto que no corte a seco o efeito foi inverso, causando um aumento da vida útil das pastilhas. Isto levou a uma menor

diferença de vida da ferramenta entre o corte a seco e com fluido. Quando se utilizou $f = 0,14$ mm/volta a vida da ferramenta no corte a seco foi de 70% com $v_c = 430$ m/min e 69% com $v_c = 540$ m/min daquela obtida no corte com fluido sintético. Com avanço de 0,1 mm/volta estes valores foram 35 e 55% respectivamente.

Como foi citado no item 5.2.2, o tempo de corte no torneamento cilíndrico é dado pela expressão ($t_c = (l_f \cdot 3,14 \cdot D)/(f \cdot v_c)$), onde l_f é o comprimento de avanço da peça, D é o diâmetro, f o avanço e v_c a velocidade de corte. Então, quando se utiliza maiores avanços consegue-se menores tempos de usinagem para o mesmo l_f . Também foi citado no item 5.2.2 que a área responsável pelo recebimento do calor é dada por ($A = f \cdot a_p$) (Diniz et al., 1999). Assim, quando se utiliza o menor avanço, a ferramenta permanece mais tempo em contato com a peça para cortar um determinado volume de cavaco e recebe uma maior quantidade de calor na unidade de tempo para uma área menor (ver item 5.2.2). Portanto, quando se utilizou fluido em abundância, a extração do calor propiciou uma vida maior para a ferramenta, mas no corte a seco, a grande quantidade de calor recebida pela ferramenta em uma área menor aumentou muito a sua temperatura, o que fez com que a vida fosse reduzida.

Pode-se observar ainda na figura 5.8 que, no corte a seco, a mudança dos parâmetros de corte $v_c = 540$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta para 430 m/min e 0,14 mm/volta foi benéfica para diminuir o desgaste da pastilha. Nestas duas condições o volume de cavaco removido na unidade de tempo e o tempo de corte são iguais. No corte a seco a temperatura da ferramenta e da peça são altas. Assim, o aumento da seção de corte e a diminuição do K_s promovido pelo maior avanço possibilitam que as temperaturas não cresçam tanto, como comentado no item 5.2.2, o que faz prolongar a vida da ferramenta. Interessante notar que, quando se tem aproximadamente a mesma quantidade de volume de cavaco removido pelo tempo e igual tempo de corte para um mesmo comprimento de avanço, que ocorre para os pares $v_c = 540$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta, 430 m/min e 0,14 mm/volta, tem-se que a vida da ferramenta para o corte a seco relativo ao primeiro par é maior que para o segundo par no corte com fluido. Assim, ao se introduzir o corte a seco, deve-se simultaneamente diminuir a velocidade de corte e aumentar o avanço na mesma proporção. Com este procedimento, o tempo de corte será praticamente o mesmo e a vida da

ferramenta será um pouco maior. Contudo, a rugosidade da peça será prejudicada, mas isto pode ser minimizado com o aumento do raio de ponta da ferramenta, que será discutido mais adiante.

O uso do fluido de corte sempre diminuiu o desgaste da ferramenta em todos os parâmetros de corte analisados. A grande capacidade de refrigeração do fluido sintético permite o prolongamento da vida da ferramenta e, em baixas velocidades de corte e baixos avanços, age também como lubrificante. Sob altas velocidades de corte o fluido perde bastante a eficácia pela maior dificuldade de penetração na interface cavaco-ferramenta e superfície de folga.

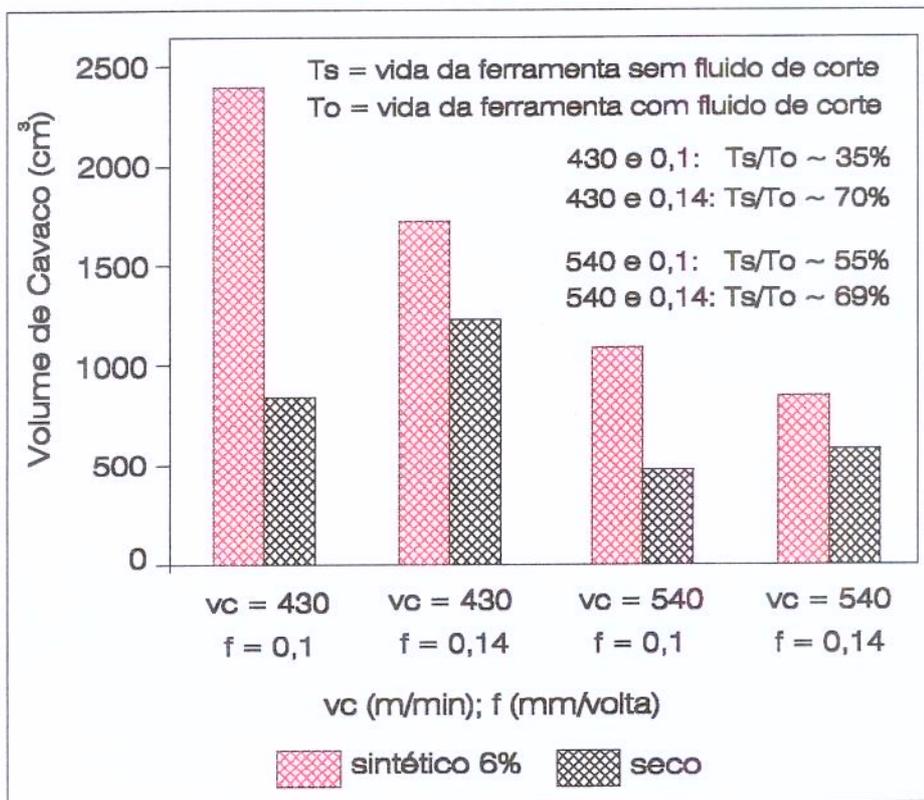


Figura 5.8: Vida da ferramenta em volume de cavaco removido para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ mm

5.3 Rugosidade superficial da peça utilizando $r_e = 0,4 \text{ mm}$

5.3.1 Condição: $v_c = 430 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; $a_p = 1 \text{ mm}$

As figuras 5.9 e 5.10 mostram em seqüência a rugosidade média (R_a) e rugosidade máxima (R_y) em função do volume de cavaco removido. A rugosidade máxima teórica, segundo diversos autores é dada por $f^2/8r_s$ (Ferraresi, 1977; Baril, 1987; Machado e Silva, 1998; Diniz et al., 1999).

O aumento da rugosidade acompanhou o desgaste de flanco da ferramenta nas duas condições de refrigeração/lubrificação devido principalmente à deterioração crescente da ponta da ferramenta, proporcionando aumento progressivo da rugosidade. Neste caso, as duas condições de refrigeração/lubrificação apresentaram valores bem próximos de rugosidade ao longo da vida da ferramenta. Pode-se notar que a rugosidade obtida no corte a seco começa menor em relação ao uso do fluido sintético, devido à menor energia requerida para o cisalhamento do material que é decorrente do menor valor da pressão específica de corte. Porém, como já foi visto no item 5.2.1, o desgaste no corte a seco para esta condição é alto. Isto fez com que os valores da rugosidade para as duas condições de refrigeração/lubrificação se aproximassem rapidamente.

Também é possível extrair das figuras 5.9 e 5.10 quedas da rugosidade em volumes próximos de 250 e 2150 cm^3 , independentemente do uso de fluido de corte. Nestes pontos, é provável que tenha ocorrido novamente uma uniformização da ponta da ferramenta, o que fez com que a rugosidade retornasse a níveis inferiores. Antes do desgaste de flanco atingir o valor 0,3 mm, a rugosidade média da peça com o uso do fluido sintético atingiu 2,5 μm . De acordo com Agostinho et al. (1977), este valor é considerado de exigência média e é recomendado para peças que estão sujeitas a flexão, torsão e ajustes normais de deslizamento e pressão. Na usinagem a seco, o valor máximo de R_a foi aproximadamente 1,5 μm , de alta exigência, muito utilizado em assentos de rolamentos em eixos com carga pequena, nos eixos e furos para engrenagens e nas cabeças de pistão. Interessante notar que quando as peças estavam com estes valores de rugosidade, os valores de desgaste de flanco das ferramentas eram muito próximos.

Isto demonstra que a rugosidade não está diretamente ligada ao desgaste de flanco e que, realmente, o corte a seco influenciou no sentido de diminuir a rugosidade.

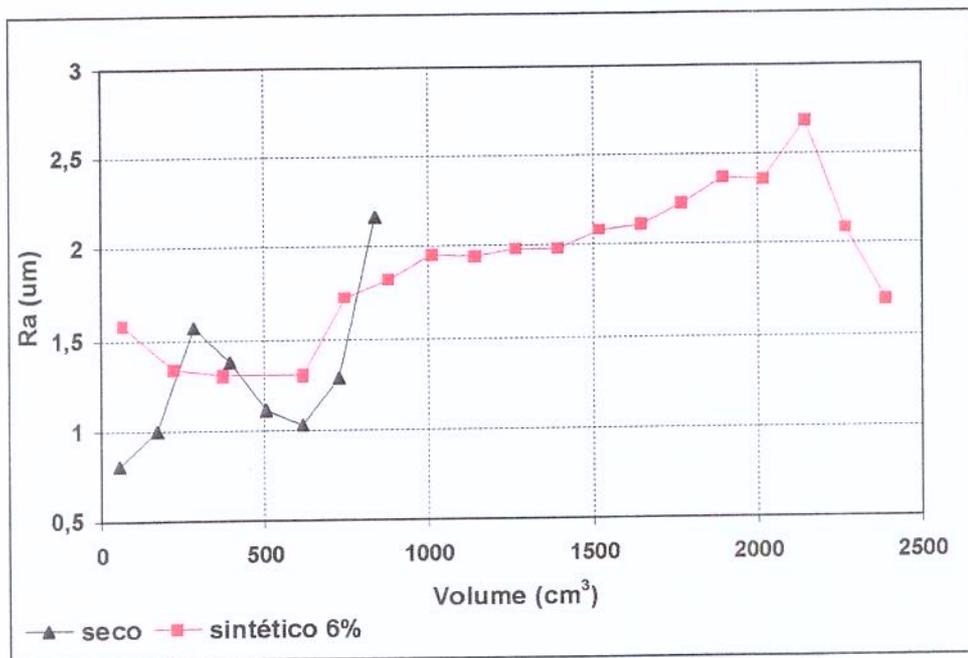


Figura 5.9: Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

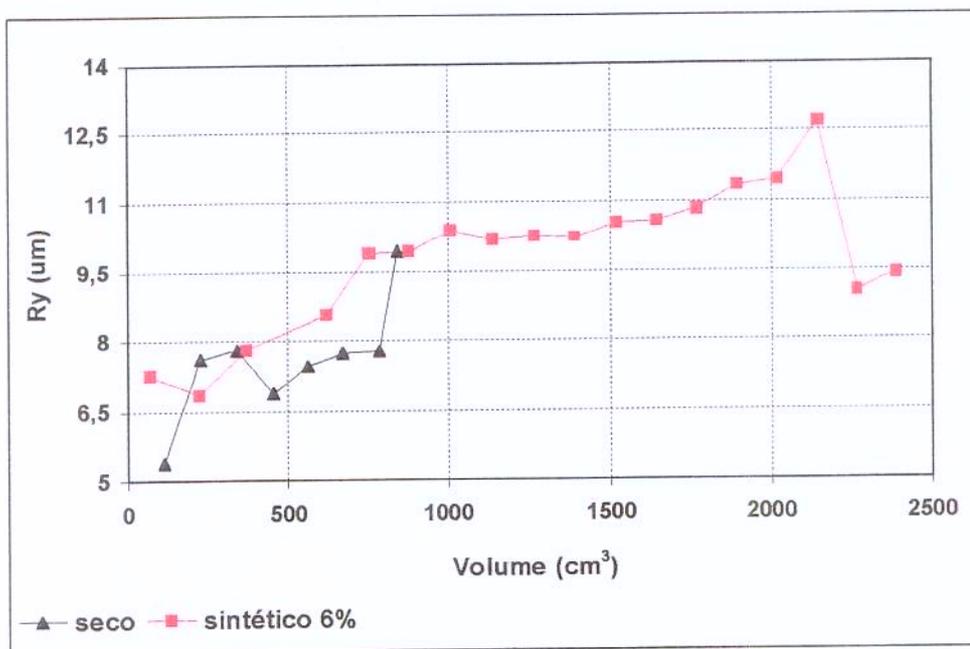


Figura 5.10: Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ mm/volta; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.3.2 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Pelas figuras 5.11 e 5.12 é possível observar, respectivamente, o perfil da rugosidade média (R_a) e rugosidade máxima (R_y) para a condição descrita. A rugosidade máxima teórica assume o valor $6,125 \mu\text{m}$. Novamente, o fluido sintético fez aumentar a energia de cisalhamento do material, causando elevação da pressão específica de corte. Comparando as figuras 5.11 e 5.12 com as de número 5.9 e 5.10 é possível observar que o menor desgaste da ferramenta no corte a seco fez com que a aresta permanecesse aguda por mais tempo. Estes fatores conjugados fizeram com que os valores da rugosidade nesta condição refrigeração/lubrificação, ao longo do desgaste, ficasse abaixo e praticamente constante em relação a usinagem com fluido de corte. Desta forma, o desgaste de flanco nas duas condições de refrigeração/lubrificação não alterou significativamente a ponta da ferramenta afim de que a rugosidade aumentasse. No corte a seco aconteceu um aumento muito acentuado da rugosidade quando o desgaste de flanco se aproximou ou se igualou a $0,3$ mm. Com fluido sintético a rugosidade se manteve constante, apresentando uma pequena queda ao longo do corte. O fato da rugosidade apresentar comportamento aleatório nas duas situações de refrigeração/lubrificação, torna difícil a sua utilização como critério de fim de vida da ferramenta. Deve ser levado em consideração os valores da rugosidade média 3 e $2,5 \mu\text{m}$, respectivamente com e sem fluido de corte, que foram encontrados perto do fim de vida das pastilhas. Agostinho et al. (1977) afirmam que estes valores são de exigência média.

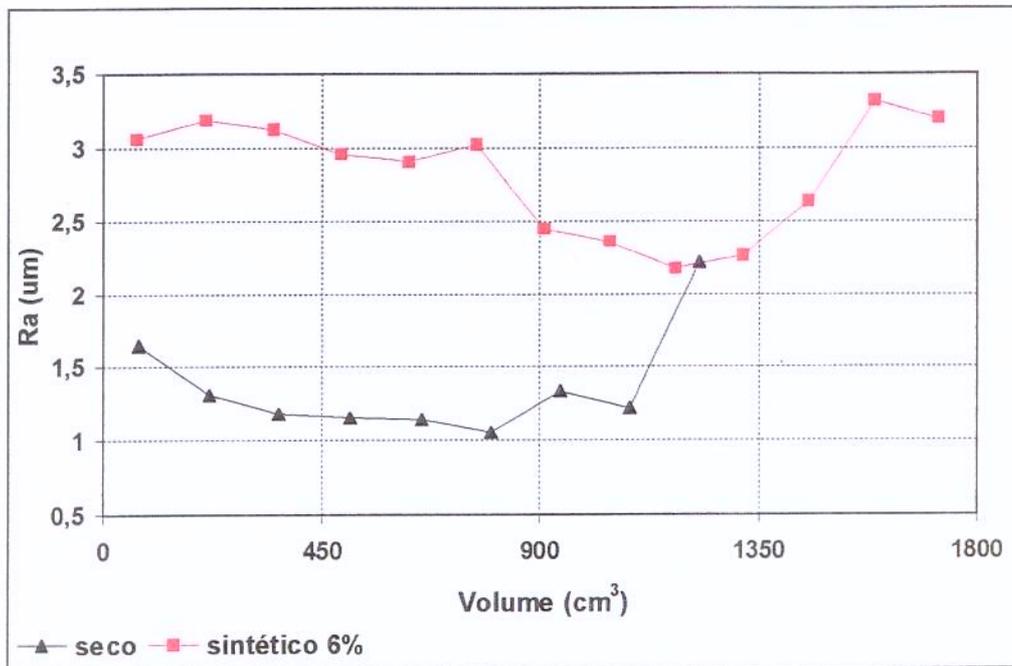


Figura 5.11: Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm

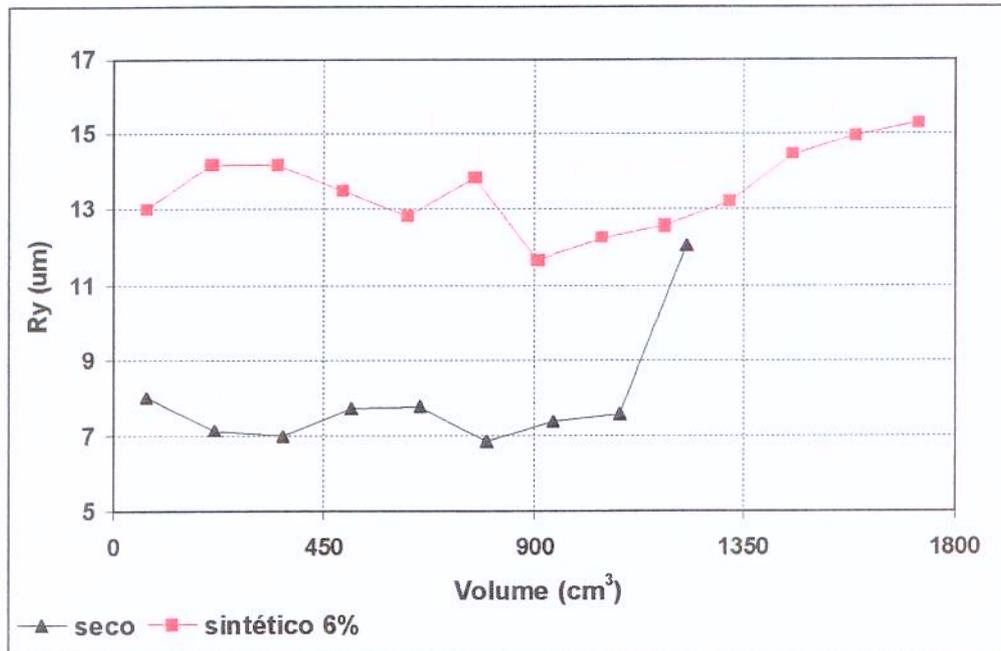


Figura 5.12: Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm

5.3.3 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Nesta condição, a rugosidade máxima teórica assume o valor de $3,125 \mu\text{m}$. A curva da rugosidade no corte a seco se apresentou com uma inclinação muito alta. O aumento da velocidade de corte de 430 para 540 m/min fez com que o maior calor produzido deteriorasse rapidamente a ponta da ferramenta. Devido a este fato, a rugosidade no corte a seco foi melhor apenas no início de vida da ferramenta quando a aresta ainda estava intacta. A utilização do fluido de corte mais uma vez retardou o desgaste da ferramenta. Em ambas condições de refrigeração/lubrificação, a rugosidade média atingiu $2,5 \mu\text{m}$ quando o desgaste de flanco se aproximou do valor limite estipulado como o critério de fim de vida da ferramenta (figuras 5.13 e 5.14).

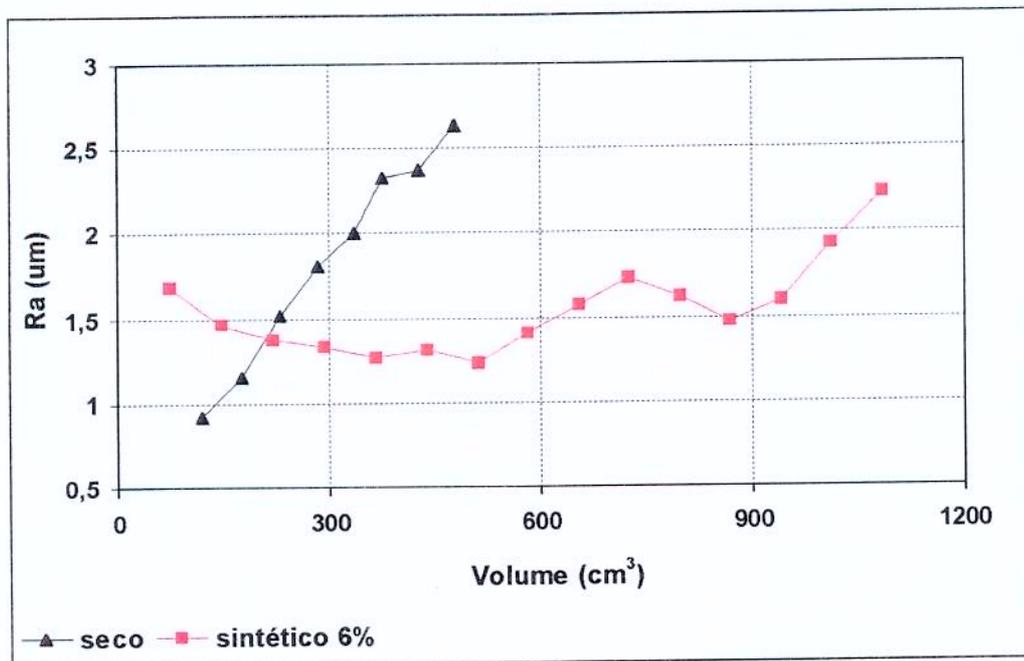


Figura 5.13: Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

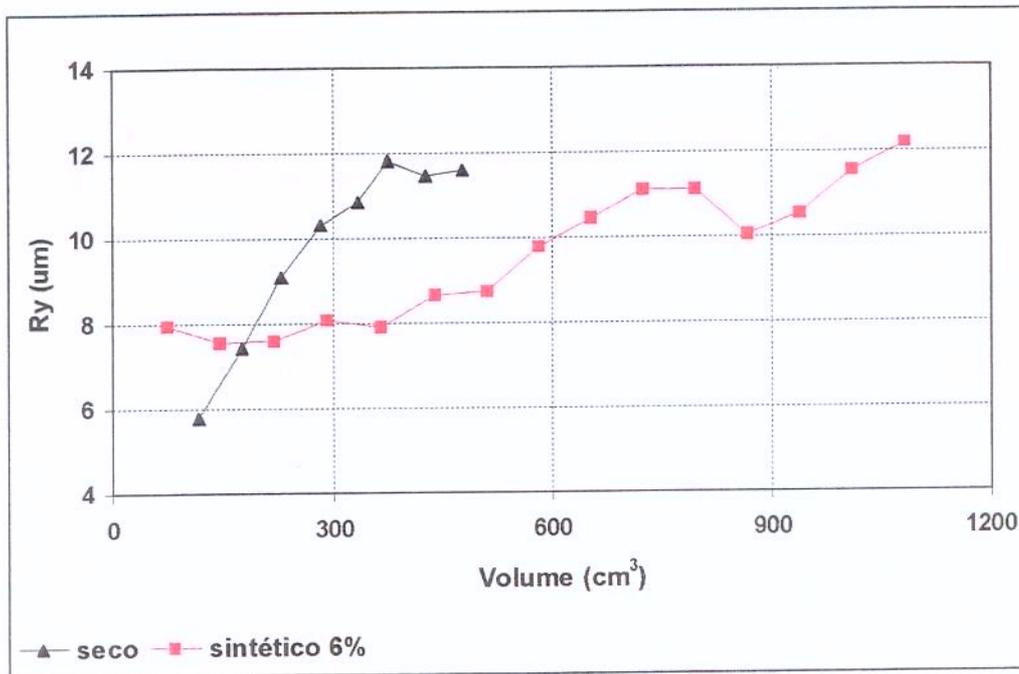


Figura 5.14: Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.3.4 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Neste caso, o valor teórico da rugosidade máxima é $6,125 \mu\text{m}$. As figuras 5.15 e 5.16 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima dos corpos de prova. Conforme já havia ocorrido nos ensaios com o mesmo avanço, mas com velocidade de corte igual a 430 m/min (figuras 5.11 e 5.12), a rugosidade da peça para o corte a seco é bem menor que no corte com fluido. Porém, no corte a seco a rugosidade cresce bastante perto do fim da vida da ferramenta, o que não ocorre quando o fluido de corte é utilizado. A energia necessária para a formação do cavaco para o corte a seco, que por sua vez é dependente da pressão específica de corte, é baixa devido à maior temperatura na região de corte e ao alto valor do avanço. Assim, a rugosidade ficou bem próxima do valor ideal que é o teórico. Entretanto, o desgaste no corte a seco causa deterioração completa da ponta da ferramenta, fazendo a rugosidade crescer bastante perto do fim da vida. A rugosidade média das peças nos ensaios com fluido de corte e a seco ficaram respectivamente em torno dos valores 3 e $2,5 \mu\text{m}$.

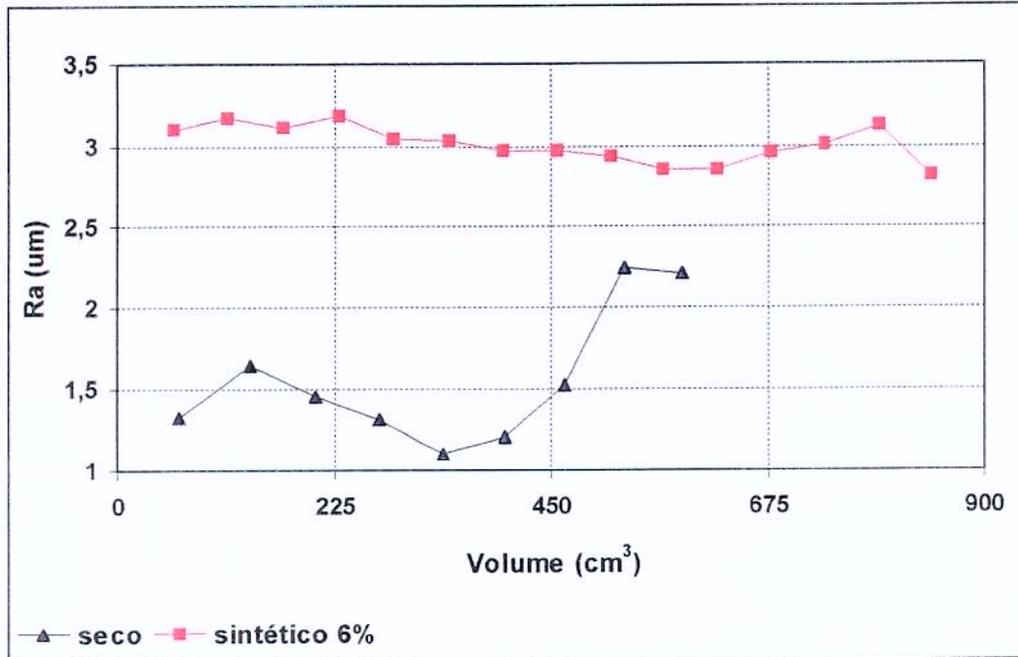


Figura 5.15: Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

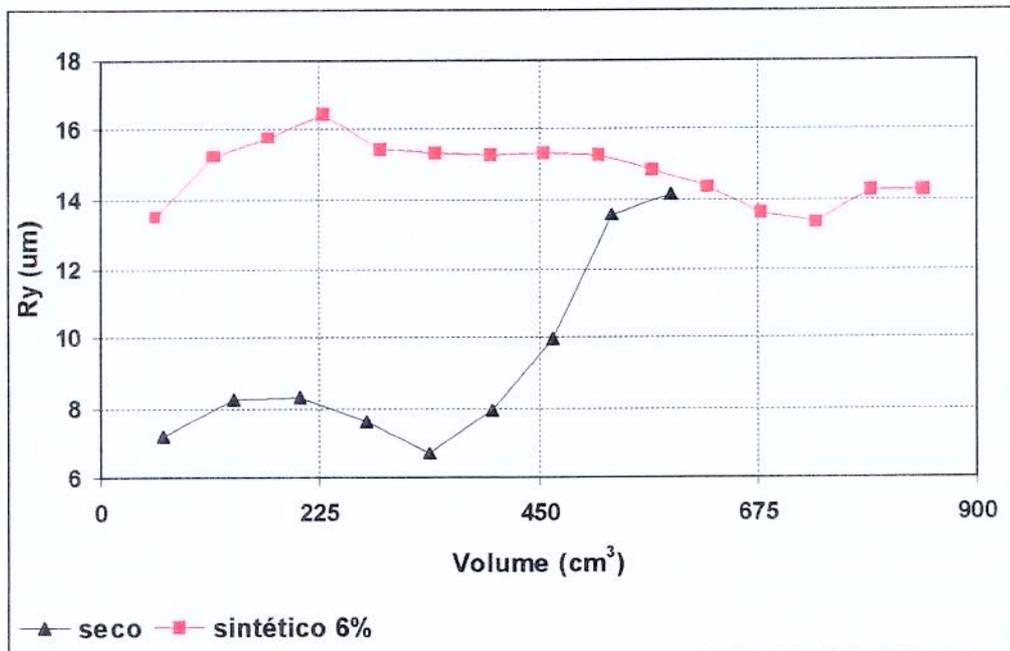


Figura 5.16: Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.3.5 Rugosidade superficial da peça em início de vida da ferramenta; $r_e = 0,4 \text{ mm}$

Utilizando-se raio de ponta igual a $0,4 \text{ mm}$, o valor máximo teórico da rugosidade é $3,125$ e $6,125 \text{ }\mu\text{m}$ para os respectivos avanços $0,1$ e $0,14 \text{ mm/volta}$. Examinando a figura 5.17, verifica-se que os valores da rugosidade em início de vida da ferramenta no corte a seco permaneceram sempre abaixo em relação ao uso do fluido sintético. Isto se deve à grande capacidade de resfriamento da região de corte promovida pelo fluido, mantendo dura a superfície da peça e, com isso, dificultando a formação do cavaco. Ainda na figura 5.17, os valores iniciais da rugosidade máxima nas duas condições de refrigeração/lubrificação ficaram acima do teórico calculado. Este fato está relacionado com as vibrações normalmente presentes em todos os mecanismos dinâmicos e com o próprio mecanismo de formação do cavaco. A folga radial e axial no contraponto e também na torre de ferramentas do torno podem ter contribuído para que estes valores aumentassem. Porém, como a formação do cavaco no corte a seco foi facilitada pela maior temperatura na região de corte, a rugosidade empírica sempre foi mais próxima da teórica se comparada ao uso do fluido sintético.

Toda vez que o avanço cresceu de $0,1$ para $0,14 \text{ mm/volta}$, a rugosidade máxima também cresceu, mas não proporcionalmente ao quadrado do avanço, de acordo com a expressão teórica. A tabela 5.1 mostra o crescimento da rugosidade máxima dos ensaios (aqui chamada de relação R) nas diversas vezes em que se aumentou o avanço. Em nenhuma situação esta relação chegou ao valor $1,96$, que deveria ocorrer por ter se elevado o avanço em 40% . Isto era de se esperar, pois o crescimento do avanço causa um decréscimo da pressão específica de corte e facilita a formação do cavaco. É importante estar atento também ao fato de que a relação R no corte a seco foi sempre menor do que no corte com fluido sintético. Este fato está relacionado com o maior decréscimo do K_s no corte a seco, que também será visto no item 5.4.5. Ainda na tabela 5.1, o menor valor de R foi obtido para $v_c = 540 \text{ m/min}$ e corte a seco. Pode-se deduzir que o maior calor gerado contribuiu para esta queda. O crescimento da velocidade de corte em todas as condições de refrigeração/lubrificação não apresentou grande influência na rugosidade, como está previsto na literatura (Diniz et al., 1999). A figura 5.18 ilustra a rugosidade média em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte para ferramentas com $r_e = 0,4 \text{ mm}$.

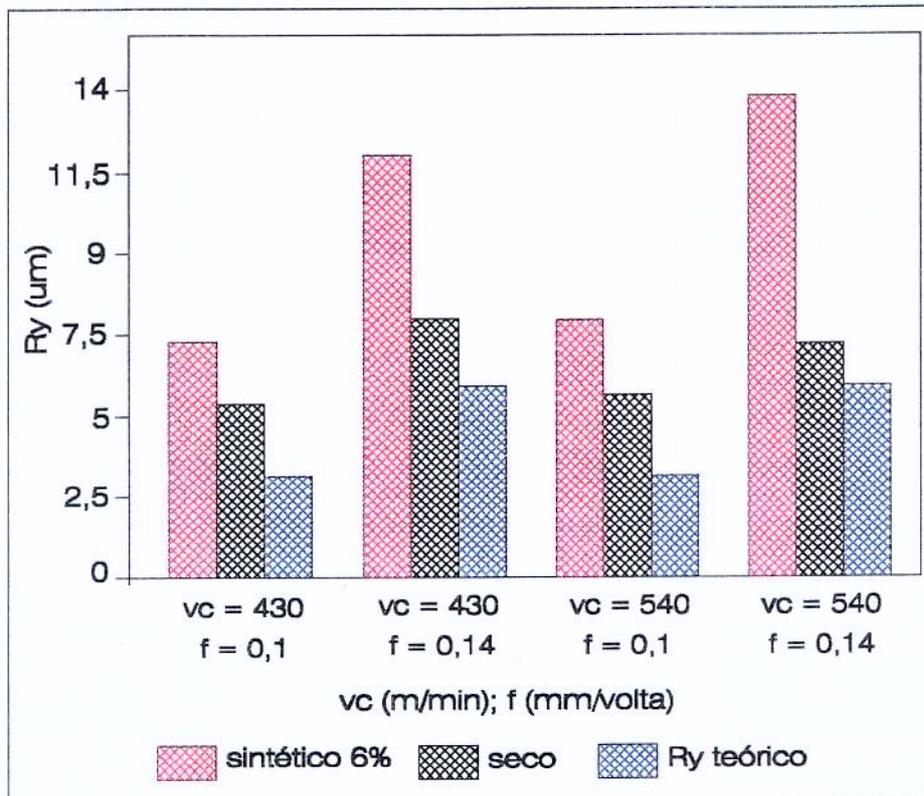


Figura 5.17: Rugosidade máxima em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ mm

vc = 430 f = 0,1 e 0,14 s/ f	vc = 430 f = 0,1 e 0,14 c/ f	vc = 540 f = 0,1 e 0,14 s/ f	vc = 540 f = 0,1 e 0,14 c/ f
R = 1,48	R = 1,78	R = 1,36	R = 1,87
R = $R_{y 0,14} / R_{y 0,1}$ R teórico = 1,96	s/f = sem fluido de corte c/f = com fluido de corte	raio de ponta = 0,4 mm	

Tabela 5.1: Razão geométrica entre a rugosidade máxima para diferentes condições de corte em início de vida da ferramenta utilizando $r_e = 0,4$ mm

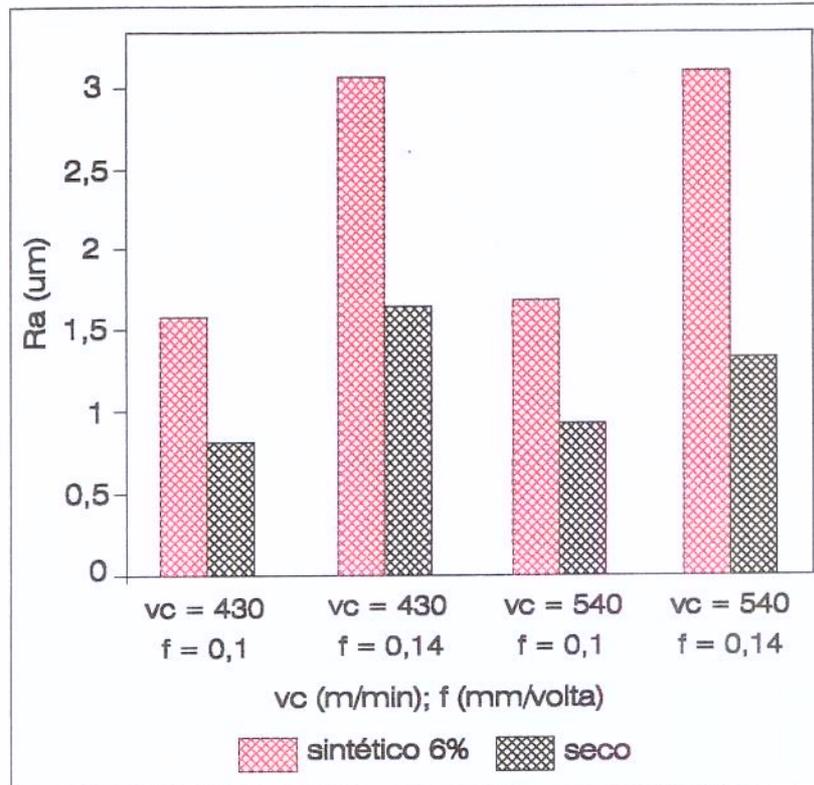


Figura 5.18: Rugosidade média em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ mm

5.4 Potência de corte utilizando $r_e = 0,4$ mm

5.4.1 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Foi citado no item 5.2.2 que a potência de corte é dada pelo produto entre a força e a velocidade de corte. A pressão específica de corte pode ser definida como a energia consumida para arrancar uma unidade de volume de material da peça e é dependente de vários fatores dentre eles o material da peça, da seção de corte, do uso ou não de fluido de corte, da velocidade de corte, do estado de afiação da ferramenta, etc. A pressão específica de corte diminui com o aumento do avanço. Assim, quando o avanço cresce, a força e a potência de corte crescem, mas não na mesma proporção (Ferraresi, 1977; Machado e Silva, 1998; Diniz et al., 1999).

Para corrigir os dados que foram adquiridos pelo sensor de efeito Hall, foi necessário estudar o efeito da variação da corrente do motor em vazio do torno (peça girando sem corte) em função do diâmetro cortado. Menores diâmetros fazem com que a corrente do motor aumente por causa da maior rotação que é necessária para manter a velocidade de corte constante. A figura 5.19 representa a potência de corte em vazio em função da rotação do eixo-árvore para se ter velocidade periférica da peça igual a 430 m/min. Desta maneira, foi possível encontrar uma equação que abrangesse a faixa de diâmetros utilizados nos ensaios. Um polinômio de terceiro grau se adequou bem à curva traçada, com coeficiente de correlação R^2 próximo de 1. O valor da corrente em vazio foi descontado da corrente medida durante o corte.

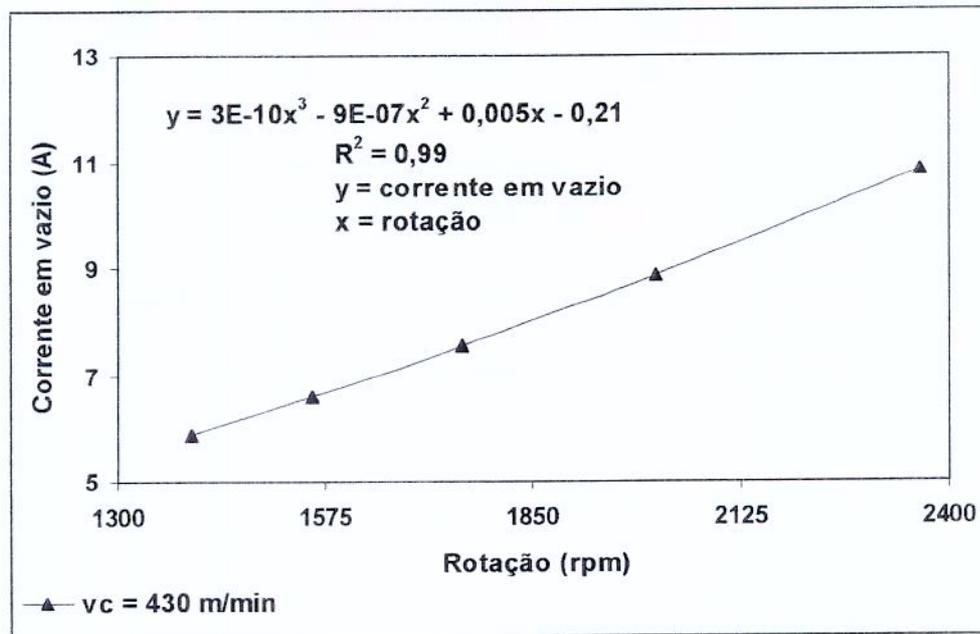


Figura 5.19: Corrente do motor em vazio em função da rotação para $v_c = 430 \text{ m/min}$

A figura 5.20 mostra os valores de variação de corrente elétrica em função do volume de cavaco removido para a condição do item 5.4.1. A corrente ou potência de corte, pois uma é proporcional à outra, requerida para a remoção do cavaco no torneamento a seco aumentou cerca de 9% entre o início e o fim da vida da ferramenta. Na usinagem com fluido de corte, a diferença de potência entre o início e fim de vida da ferramenta apresentou variação negativa, em torno de 7,5%. No início de vida da ferramenta a potência de corte caiu cerca de 32% quando se passou a usinar a seco. Também é importante verificar na figura 5.20 que a corrente consumida no corte a seco é substancialmente menor que no corte com fluido em abundância. A maior temperatura da

região de corte na usinagem a seco causa uma diminuição da dureza e da resistência mecânica da peça naquela região, diminuindo os esforços necessários e por consequência a potência necessária para a remoção do cavaco. A diminuição da potência de corte com o crescimento do volume de cavaco removido, quando se aplicou fluido, pode ter sido causada pela craterização na superfície de saída da pastilha (ver figura 5.3) ou então, um pequeno desgaste de flanco removeu o raio de arredondamento da aresta, tornando-se mais afiada. A partir de um determinado valor de desgaste de flanco, a potência voltou a crescer pois o atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a peça aumentou demais.

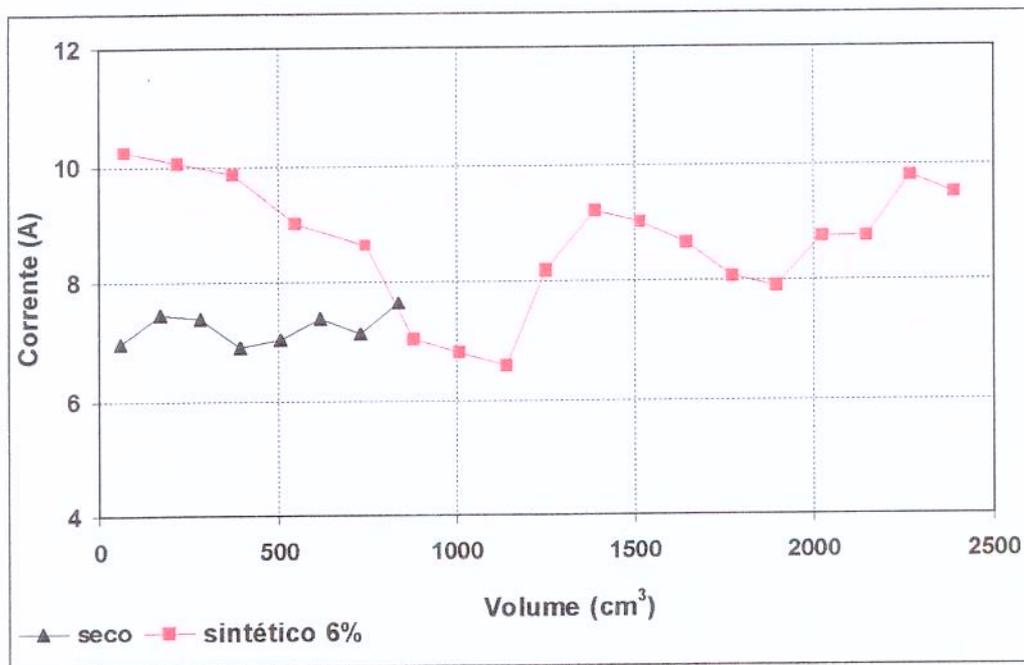


Figura 5.20: Corrente em função do volume de cavaco removido para

$$v_c = 430 \text{ m/min}; f = 0,1 \text{ mm/volta}; a_p = 1 \text{ mm}; r_e = 0,4 \text{ mm}$$

5.4.2 Condição: $v_c = 430 \text{ m/min}; f = 0,14 \text{ mm/volta}; a_p = 1 \text{ mm}$

A figura 5.21 ilustra a variação de corrente elétrica consumida no corte para as duas situações de refrigeração/lubrificação. Novamente a potência para a remoção de cavaco foi maior quando se utilizou fluido de corte, o que indica a necessidade de uma maior energia para realizar o cisalhamento do cavaco. Outro ponto que deve ser ressaltado é o fato de que a curva referente ao corte a seco cresce rapidamente ao fim da vida da ferramenta enquanto que no corte com

fluido, a curva tem um crescimento bem menor. Apesar do maior avanço, o uso fluido do corte ainda pode ter facilitado a lubrificação na região da interface cavaco-ferramenta, fazendo que a potência não aumentasse em uma taxa elevada. No início de vida da ferramenta a potência de corte caiu cerca de 35% quando se passou a usinar a seco. A diferença de potência de corte entre o início e fim de vida da ferramenta foi de 15% quando se utilizou fluido de corte. Devido a esta variação ser pequena, não é recomendável utilizar a potência como critério principal de fim de vida da ferramenta e sim como uma referência para que o operador possa decidir o momento ideal da substituição da pastilha. No corte a seco esta diferença aumentou para 63%, facilitando o uso da potência de corte no que diz respeito à troca das pastilhas.

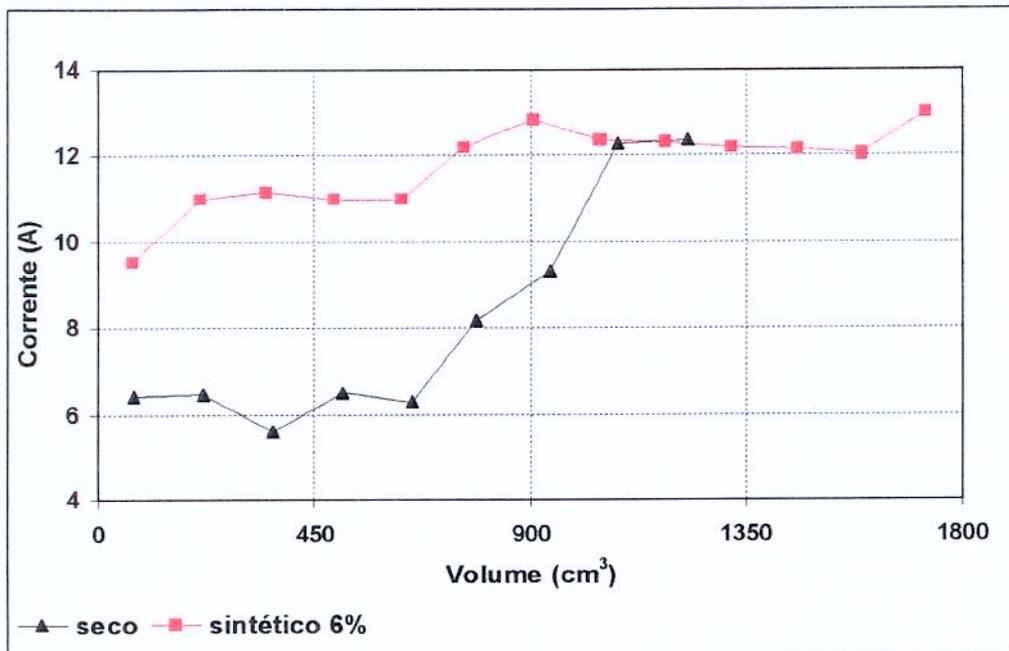


Figura 5.21: Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,4$ mm

5.4.3 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Recordando o que foi explicado no item 5.4.1, a mudança da velocidade de corte de 430 para 540 m/min também fez com que os valores da corrente do motor em vazio se alterassem. Assim, tornou-se conveniente encontrar outra curva de correção para que os valores adquiridos se

adaptassem à variação da rotação do eixo-árvore. Um polinômio de terceiro grau, com R^2 igual a 0,99 foi considerado pela boa aproximação (figura 5.22).

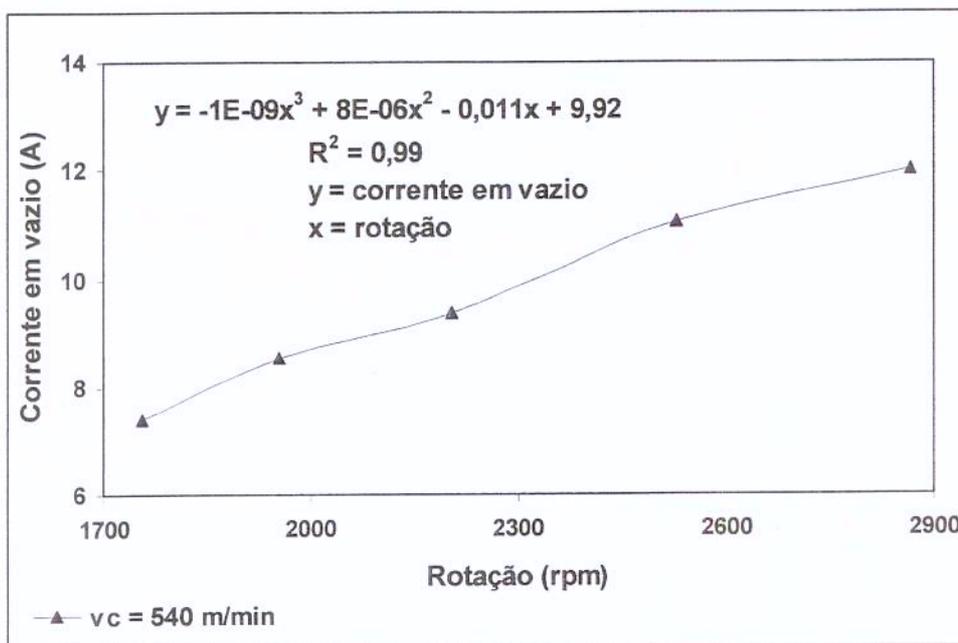


Figura 5.22: Corrente do motor em vazio em função da rotação para $v_c = 540$ m/min

De acordo com a figura 5.23, a potência de corte para a remoção do cavaco, no início de vida da ferramenta, foi perto de 20% maior quando se utilizou fluido sintético. Depois de uma queda inicial, a potência permaneceu variando em uma faixa bem estreita. No corte a seco, a variação da potência foi bem menor, crescendo mais significativamente perto do fim da vida da ferramenta. A maior preservação da aresta de corte com o uso do fluido fez com que, depois de um dado tempo de corte, a curva da potência no corte a seco se aproximasse daquela relativa ao corte em inundação. Este fato também pode estar relacionado com a maior facilidade do fluido de corte em penetrar na interface cavaco-ferramenta que é devido ao menor avanço. Pode-se observar que existiu uma queda da potência ao longo da vida da ferramenta nas duas condições de refrigeração/lubrificação (ver item 5.4.1). De acordo com a figura 5.6, é provável que tenha ocorrido craterização na superfície de saída das pastilhas. No entanto, o rápido desgaste da aresta de corte perto do fim da vida da ferramenta fez com que a potência voltasse a crescer novamente. A diferença de potência de corte entre o início e fim da vida da ferramenta para o corte a seco foi de 4% e variação negativa de 25% quando se utilizou fluido em abundância.

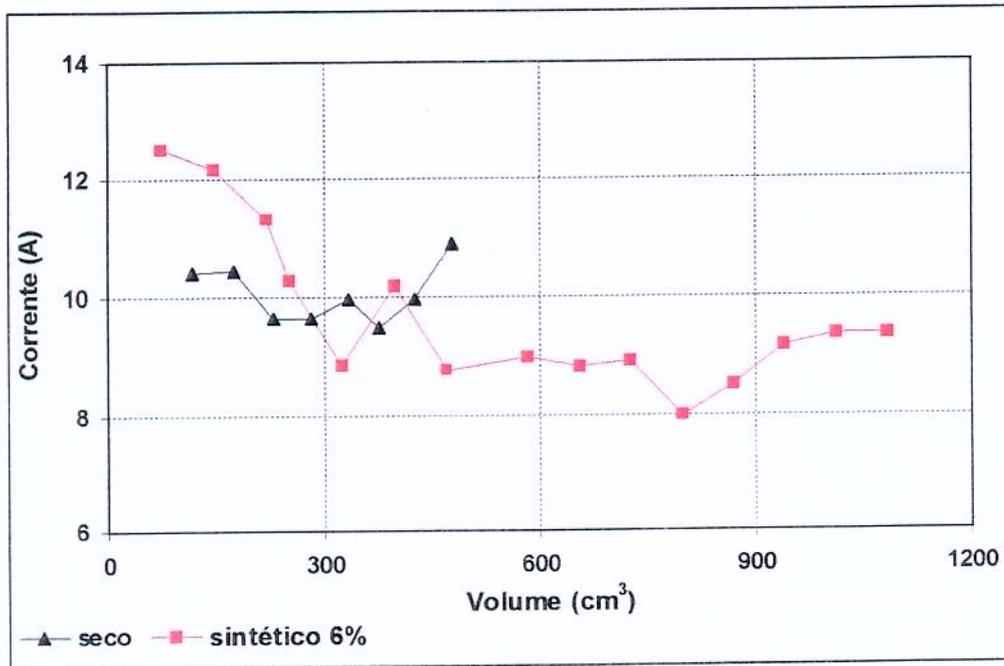


Figura 5.23: Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.4.4 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

De acordo com a figura 5.24, a potência de corte quando se utilizou fluido sintético foi maior do que quando a usinagem foi a seco. Mais uma vez o fluido de corte manteve alta a energia de cisalhamento para a formação do cavaco e não permitiu uma diminuição da pressão específica de corte. As duas curvas se apresentaram crescentes durante o desgaste da ferramenta. Porém, a curva relativa ao corte a seco cresceu mais rapidamente. O maior calor gerado desgastou rapidamente o flanco da ferramenta que por conseqüência fez aumentar a potência de corte em taxas mais altas em relação ao uso do fluido em abundância. A diferença de potência entre o início e fim da vida da ferramenta ficou em 32% para o corte a seco e 23% para o fluido sintético. Neste caso, houve uma diminuição aproximada de 20% na corrente do motor quando foi retirado o fluido de corte.

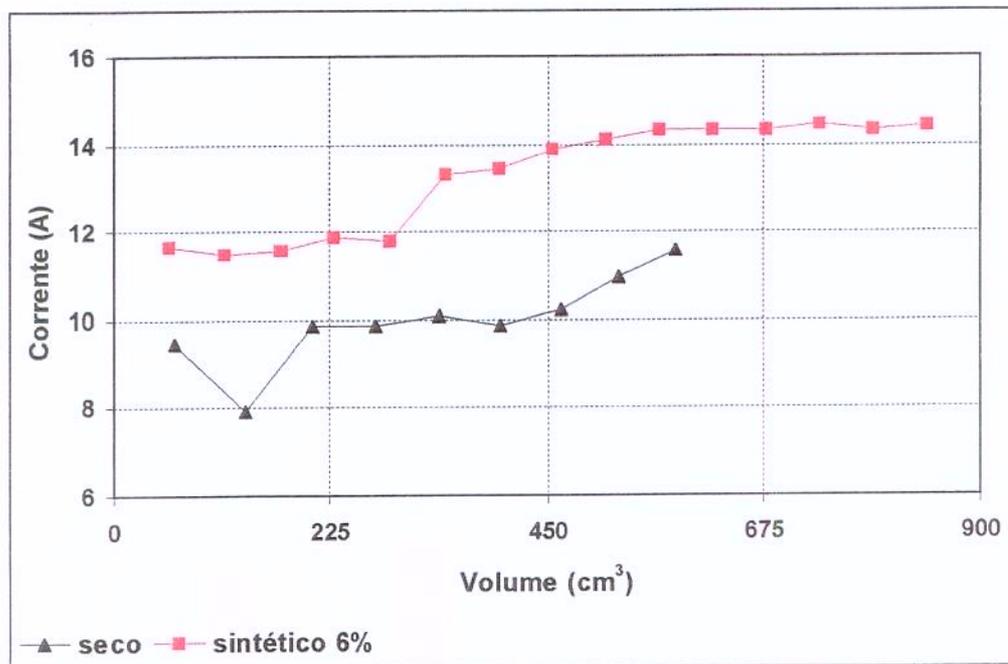


Figura 5.24: Corrente em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,4$ mm

5.4.5 Potência de corte em início de vida da ferramenta; $r_e = 0,4$ mm

A figura 5.25 aponta os valores da potência de corte no início da vida da ferramenta utilizando raio de ponta 0,4 mm. Analisando a figura, é possível constatar que em todos os parâmetros de corte testados a potência para a remoção do cavaco foi maior quando se utilizou fluido sintético. Isto se deve a redução da energia de cisalhamento do material devido à alta temperatura atingida no corte a seco, o que faz diminuir a pressão específica de corte.

Dois outros pontos devem ser notados na figura 5.25. Quando a velocidade de corte é igual a 430 m/min, a queda da potência com a retirada do fluido foi bem maior quando confrontada com a velocidade de corte 540 m/min. Uma interpretação para estes resultados é de que a temperatura na região de corte é alta para esta velocidade mesmo na presença do fluido de corte e a sua retirada, não causa percentualmente um grande aumento da temperatura. A baixa eficiência do fluido em altas velocidades, pela maior dificuldade de penetração na região de corte, também pode ter contribuído para esta ocorrência. Além disso, o crescimento do avanço sempre causou

uma diminuição da potência consumida, principalmente no corte a seco. Isto demonstra que a queda do K_s foi em uma proporção maior que o próprio aumento do avanço. Diniz et al. (1999), afirmam que quando o avanço utilizado é baixo, que é a situação deste trabalho, um pequeno acréscimo no seu valor causa uma grande diminuição da pressão específica de corte. Recapitulando o que foi dito no item 5.2.2, a potência de corte é proporcional ao calor gerado pelo tempo. Neste caso, a diminuição da potência no torneamento a seco quando o avanço passou de 0,1 para 0,14 mm/volta fez com que o calor produzido fosse menor, retardando o desgaste da ferramenta.

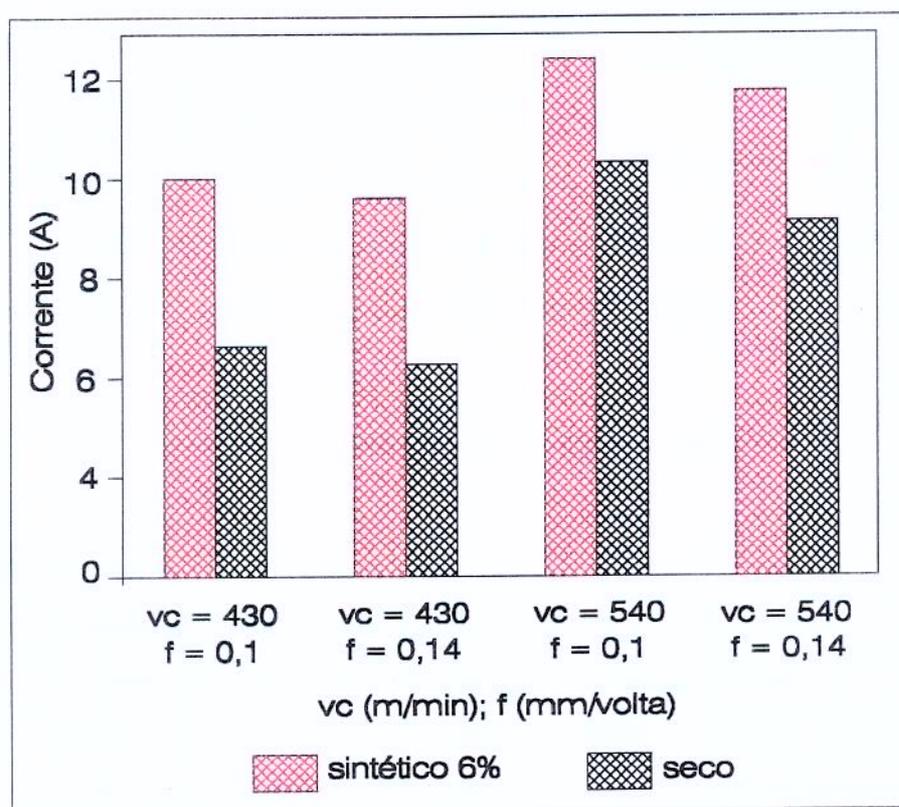


Figura 5.25: Corrente em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ mm

Kienzle citado por Diniz et al. (1999), apresentou uma fórmula suficientemente precisa para o cálculo teórico da pressão específica de corte. A equação pode ser dada por $K_s = K_{s1} / h^z$ onde K_{s1} e z são constantes do material e h é a espessura de corte. Sabe-se que a espessura de corte é igual ao produto do avanço pelo seno do ângulo de posição ($\chi_r = 90^\circ$). Então, é possível fazer uma

estimativa da variação da pressão específica de corte com a variação do avanço, supondo z igual a 0,14, valor tabelado para o aço 1045.

- Para $f = 0,1$ mm/volta $\Rightarrow K_s = K_{s1} / (f \cdot \text{sen}\chi_r)^z = K_{s1} / (0,1 \cdot 1)^{0,14} = K_{s1} / 0,72 = 1,38 K_{s1}$
 $\Rightarrow P_{c 0,1} = 1,38 K_{s1} \cdot 0,1 \cdot a_p \cdot v_c = P_{c 0,1} = 0,138 K_{s1} \cdot a_p \cdot v_c$
- Para $f = 0,14$ mm/volta $\Rightarrow K_s = K_{s1} / (f \cdot \text{sen}\chi_r)^z = K_{s1} / (0,14 \cdot 1)^{0,14} = K_{s1} / 0,76 = 1,32 K_{s1}$
 $\Rightarrow P_{c 0,14} = 1,32 K_{s1} \cdot 0,14 \cdot a_p \cdot v_c = P_{c 0,14} = 0,185 K_{s1} \cdot a_p \cdot v_c$
- Daí: $P_{c 0,14} = 1,34 P_{c 0,1}$

De acordo com o que foi calculado, a potência de corte para $f = 0,14$ mm/volta deveria ser aproximadamente 1,34 vezes maior em relação ao menor avanço, sugerindo um aumento na quantidade de calor gerada por unidade de tempo na mesma proporção. Em outras palavras, enquanto o avanço cresceu 40% (de 0,1 para 0,14 mm/volta) a potência cresceu 34%. Indica ainda que o decréscimo de K_s com o crescimento de 40% do avanço foi de 4,5% ($1,38/1,32$). Estes valores, no entanto, não estão de acordo com os resultados obtidos nos ensaios. Pode-se ver na figura 5.25 que a potência de corte em início de vida da ferramenta até caiu com o crescimento de 40% do avanço, mostrando que o real decréscimo de K_s com o avanço foi maior que 40%. Esta forte diminuição de K_s com o crescimento do avanço foi fundamental para que o calor gerado fosse menor, o que fez com que o maior valor do avanço fosse mais adequado para a utilização do corte a seco.

5.5 Conclusões parciais

Os valores da potência de corte, análoga à rugosidade, ficaram abaixo em relação ao uso do fluido sintético. As duas condições que melhor se adaptaram ao corte a seco em termos de longevidade de vida da ferramenta, isto é, onde a vida da ferramenta no corte a seco mais se aproximou da obtida no corte com fluido foram os pares: $v_c = 430$ m/min e $f = 0,14$ mm/volta, $v_c = 540$ m/min e $f = 0,14$ mm/volta. Entretanto, o aumento do avanço fez aumentar os valores da rugosidade. Por esse motivo, torna-se necessário aumentar o raio de ponta da ferramenta de 0,4 para 0,8 mm, em uma tentativa de fazer a rugosidade voltar aos valores obtidos com $f = 0,1$ mm/volta e $r_e = 0,4$ mm. Com este procedimento a rugosidade máxima retorna ao valor teórico $3,125 \mu\text{m}$. Espera-se também que a potência de corte aumente e o desgaste da ferramenta diminua por causa do maior comprimento de contato com a peça, fazendo com que se tenha uma melhor distribuição do calor na aresta de corte. Os resultados mostrados nos próximos itens são referentes a ensaios nestas duas condições, mas com raio de ponta da ferramenta igual a 0,8 mm.

5.6 Desgaste da ferramenta utilizando $r_e = 0,8$ mm

5.6.1 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Com estes parâmetros o volume de cavaco removido foi **1554 cm³** para o corte a seco e **2167 cm³** para o corte com fluido. O aumento da vida ferramenta nas duas condições de refrigeração/lubrificação quando comparada ao uso do raio de ponta 0,4 mm deve-se à melhor distribuição do calor na aresta de corte. A figura 5.26 mostra o perfil do desgaste de flanco da ferramenta para esta condição.

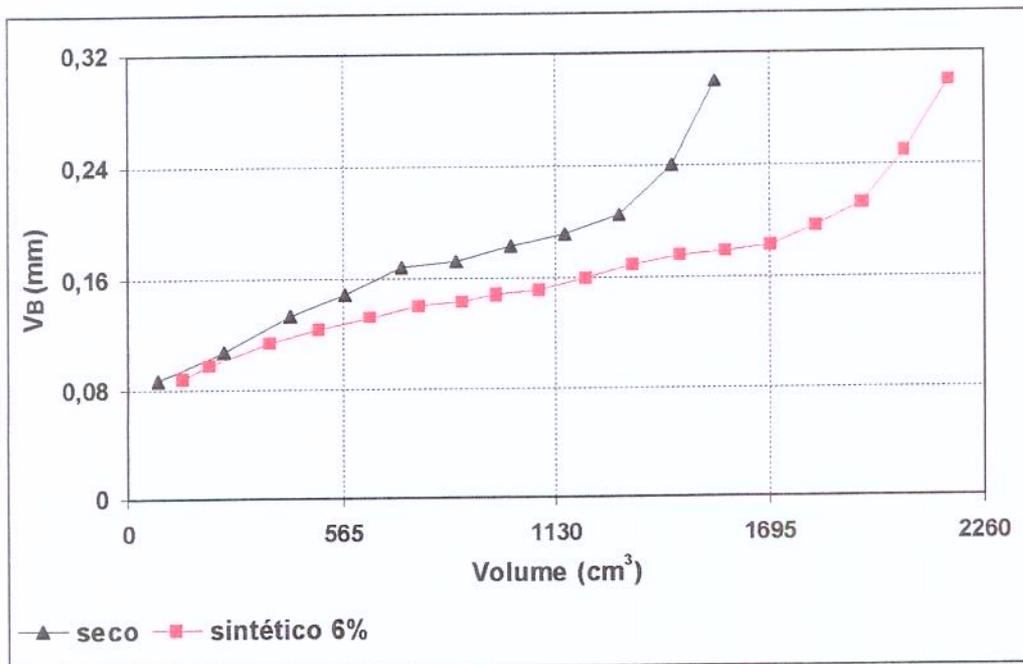


Figura 5.26: Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

5.6.2 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Com estes parâmetros de corte o volume de cavaco removido foi **874 cm³** para o corte a seco e **1000 cm³** para o corte com fluido (figura 5.27). É possível notar que houve uma maior aproximação de vida da ferramenta para as duas condições de refrigeração/lubrificação em relação a condição anterior.

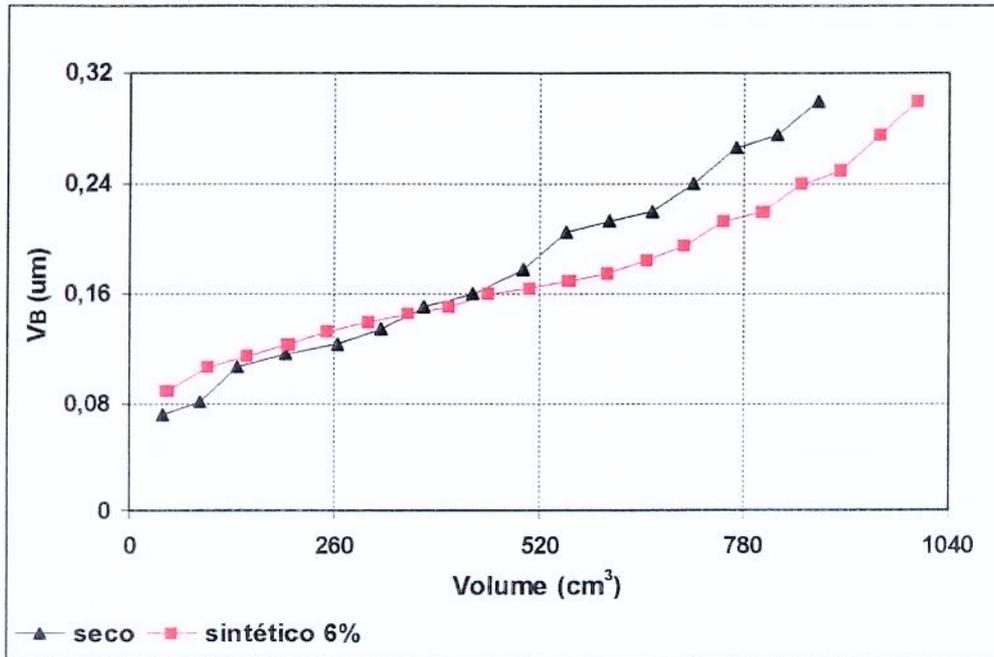


Figura 5.27: Desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

5.6.3 Vida da ferramenta em função das diferentes condições de corte; $r_e = 0,4$ e $0,8$ mm

Observando a figura 5.28, nota-se que T_s/T_o para $v_c = 430$ m/min, $f = 0,14$ mm/volta e raio de ponta $0,4$ mm foi de 70% . Para estes mesmos parâmetros e raio de ponta $0,8$ mm, a relação T_s/T_o foi igual a 71% . Portanto, o aumento do raio de ponta significou aumento de vida da ferramenta praticamente na mesma proporção para os dois sistemas de refrigeração/lubrificação, de tal maneira a manter a relação T_s/T_o constante. A relação T_s/T_o para $v_c = 540$ m/min, $f = 0,14$ mm/volta e raio de ponta $0,4$ mm foi de 69% . Com raio de ponta $0,8$ mm este valor subiu para 87% . Novamente o maior raio de ponta proporcionou aumento da vida da ferramenta para as duas condições de refrigeração/lubrificação, porém ele foi mais efetivo para a condição a seco, o que fez com que a relação T_s/T_o aumentasse. Relembrando, isto não ocorreu com $v_c = 430$ m/min. A explicação para isto se prende ao fato de que, com maior velocidade de corte, existe a necessidade de uma maior área para a extração do calor. A mudança do raio de ponta de $0,4$ para $0,8$ mm não promoveu um aumento significativo da vida da ferramenta quando foi utilizado fluido de corte, mesmo quando o raio de ponta era $0,4$ mm. Neste caso, a influência do fluido foi maior que o raio de ponta para a retirada do calor da ferramenta. Na condição a seco,

utilizando raio de ponta 0,4 mm, muito calor era extraído pela ferramenta para um menor comprimento de contato. Quando o raio de ponta passou para 0,8 mm, uma quantidade similar de calor tinha um comprimento de contato maior para ser distribuído e daí a vida da ferramenta aumentou substancialmente.

Resta avaliar a influência da velocidade de corte na vida da ferramenta para as diversas condições testadas. A tabela 5.2 mostra a influência sobre a vida da ferramenta quando a velocidade de corte passou de 430 para 540 m/min. Examinando esta tabela conclui-se que o menor valor da relação T_{430}/T_{540} se deu para o corte a seco com raio de ponta 0,8 mm. Isto era de se esperar, pois o maior raio de ponta facilita a extração do calor da ferramenta e não permite que a temperatura da aresta suba muito com o aumento da velocidade de corte. A influência da velocidade de corte com o uso do fluido foi maior, mesmo com raio de ponta 0,8 mm. Como o fluido de corte já vinha extraindo todo o calor possível, o maior raio de ponta não prolongou a vida da ferramenta.

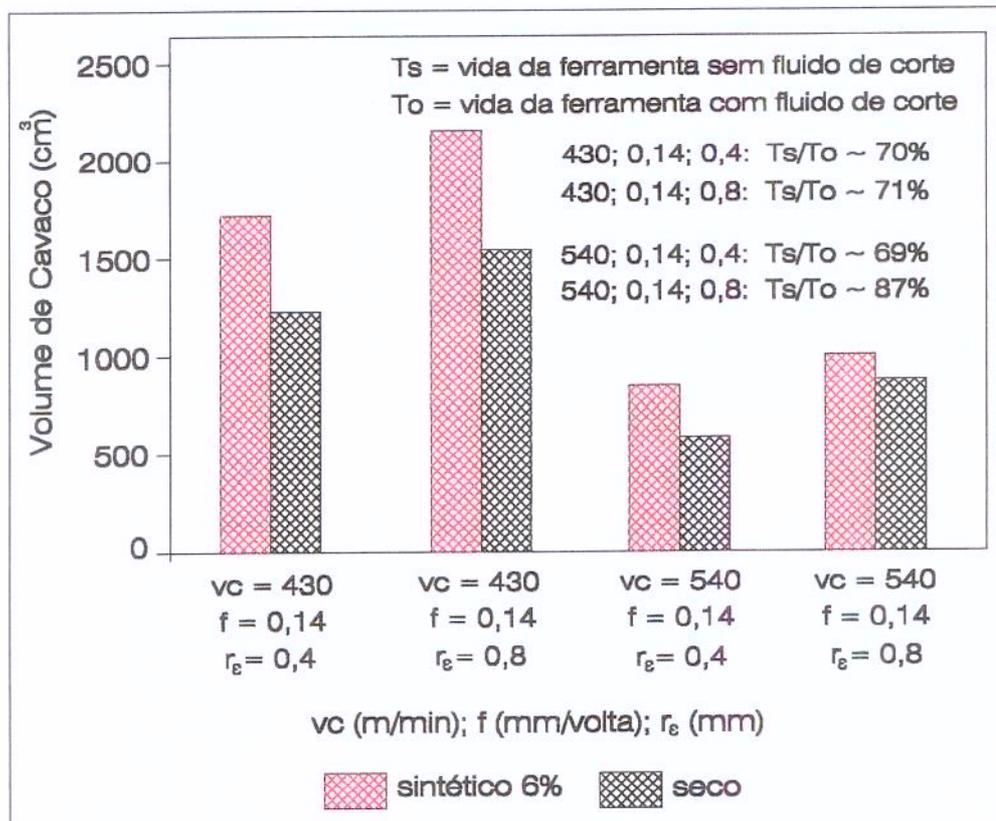


Figura 5.28: Vida da ferramenta em volume de cavaco removido para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ e $0,8$ mm

r_ϵ	Fluido de Corte	T_{430}/T_{540}
0,4	sim	2
0,8	sim	2,1
0,4	não	2
0,8	não	1,7

Tabela 5.2: Influência da velocidade de corte sobre a vida da ferramenta para diferentes condições de usinagem

5.7 Rugosidade superficial da peça utilizando $r_\epsilon = 0,8$ mm

5.7.1 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

As figuras 5.29 e 5.30 mostram, respectivamente, os valores da rugosidade média e máxima ao longo da vida da ferramenta para as duas condições de refrigeração/lubrificação. O valor teórico da rugosidade máxima é $3,125 \mu\text{m}$. Enquanto a rugosidade das peças torneadas com fluido de corte apresentou tendência de crescimento durante toda a vida da ferramenta, principalmente para R_a , no corte a seco a rugosidade para o volume aproximado de 350 cm^3 mostrou uma queda que pode ter sido causada por uma uniformização da ponta da ferramenta promovida pelo desgaste. Além disso, comparando-se o comportamento desta curva com aquela relativa ao corte a seco para raio de ponta $0,4$ mm (figuras 5.11 e 5.12), nota-se que aqui não houve um crescimento abrupto da rugosidade perto do fim da vida da ferramenta. Este fato está relacionado ao maior comprimento de contato ferramenta-peça. Assim, o elevado valor do desgaste de flanco não causou uma deterioração completa da forma da ponta, o que causaria um aumento súbito da rugosidade.

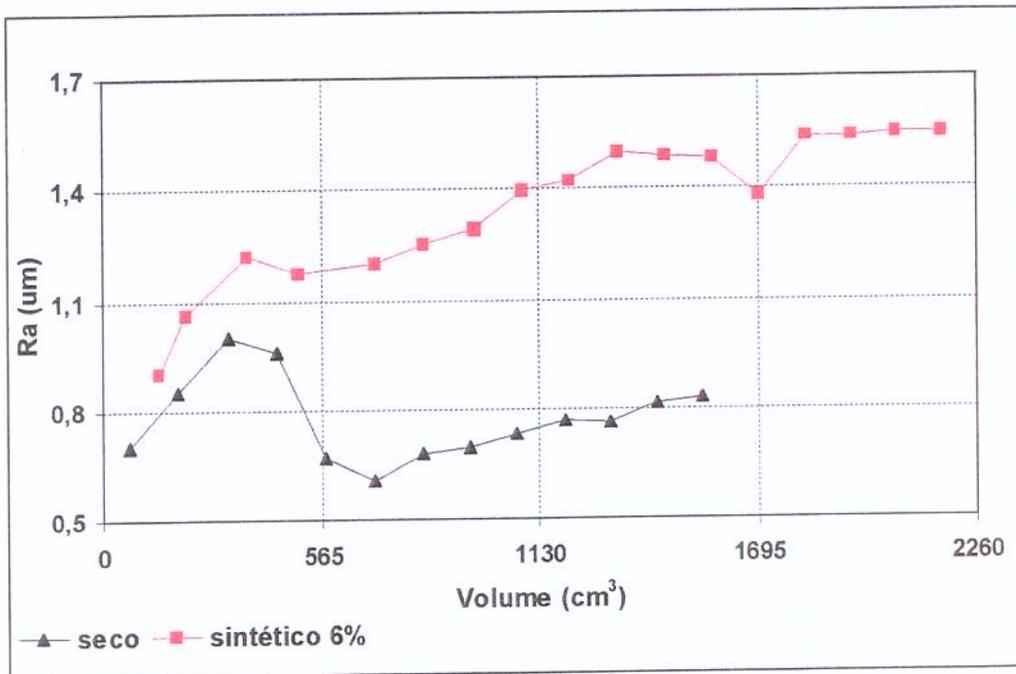


Figura 5.29: Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

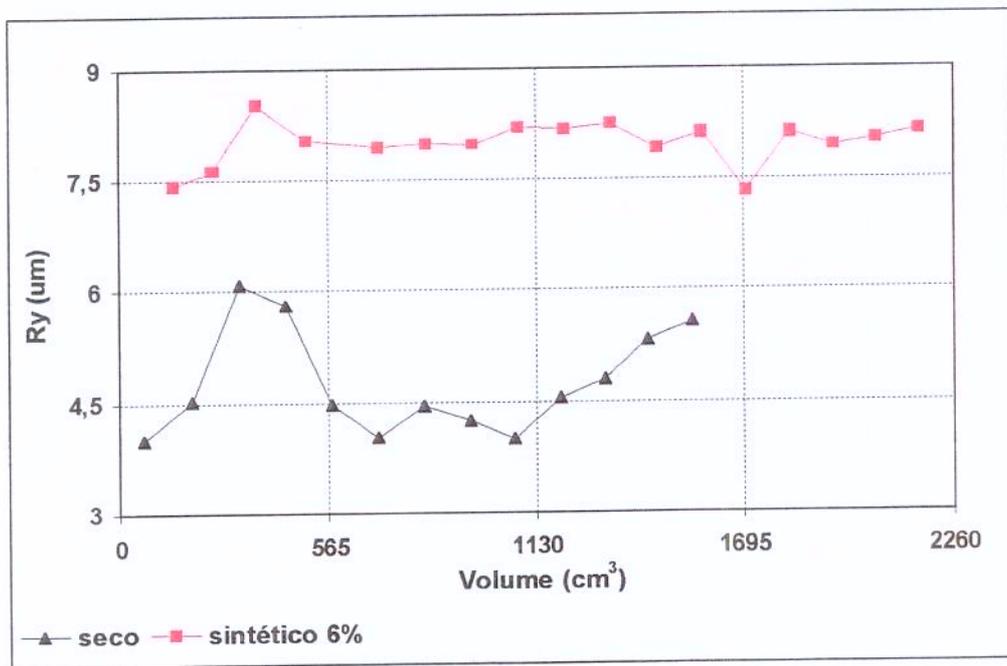


Figura 5.30: Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

5.7.2 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

As figuras 5.31 e 5.32 mostram respectivamente os valores da rugosidade média e máxima ao longo da vida da ferramenta para as duas condições de refrigeração/lubrificação. O valor teórico da rugosidade máxima é $3,125 \mu\text{m}$. Nesta condição de usinagem, a rugosidade acompanhou o crescimento do desgaste de flanco. Outra vez, o corte a seco fez com que a rugosidade da peça ficasse abaixo do corte com fluido. Para as duas condições citadas a rugosidade apresentou tendência crescente, acompanhando o desgaste de flanco da ferramenta. Comparando-se esta curva relativa ao corte a seco com aquela obtida nas mesmas condições de usinagem, mas com raio de ponta $0,4$ mm (figuras 5.15 e 5.16), observa-se que, com $r_e = 0,8$ mm, a inclinação da curva foi menor. O menor raio de ponta causou o rápido crescimento da rugosidade.

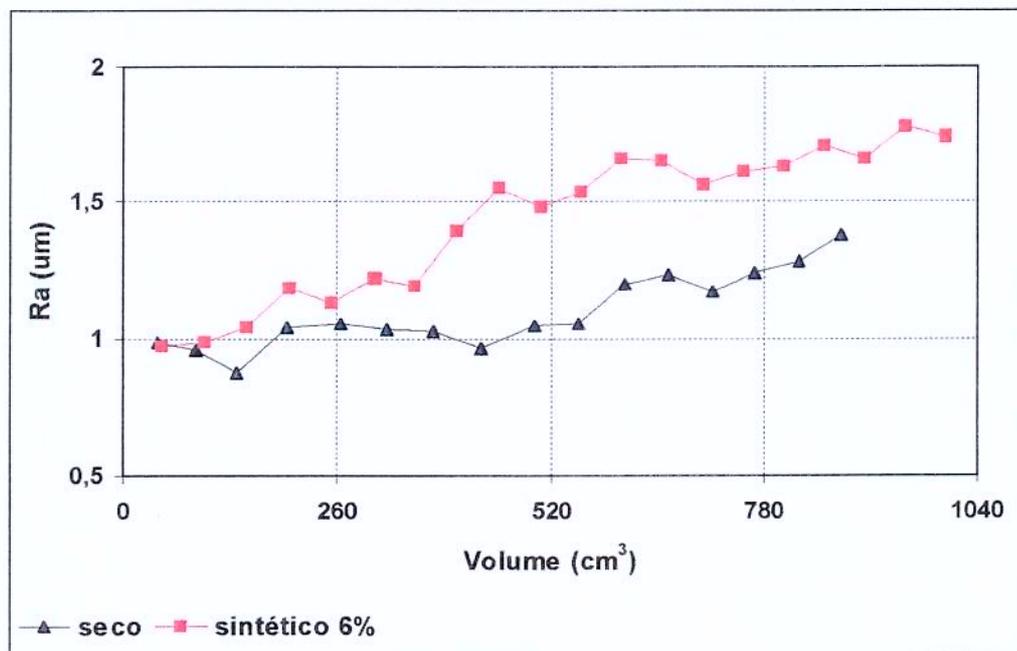


Figura 5.31: Rugosidade média em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

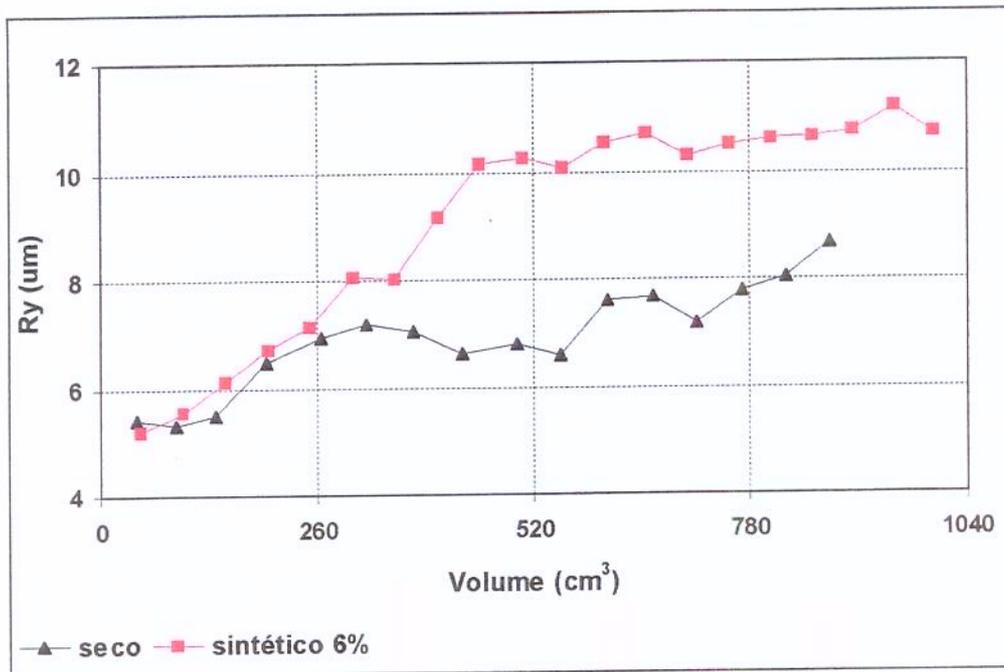


Figura 5.32: Rugosidade máxima em função do volume de cavaco removido para $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_\epsilon = 0,8$ mm

5.7.3 Rugosidade superficial da peça em início de vida da ferramenta; $r_\epsilon = 0,4$ e $0,8$ mm

A figura 5.33 mostra os valores experimentais da rugosidade máxima no início de vida da ferramenta juntamente com a rugosidade máxima teórica de $3,125 \mu\text{m}$. Alguns pontos merecem destaque nesta figura. Quando se aumentou o avanço e o raio de ponta simultaneamente, de tal forma que a relação $f^2 / 8r_\epsilon$ permanecesse constante, as condições que utilizam o maior avanço e raio de ponta apresentaram menor rugosidade, exceto para $v_c = 430$ m/min e uso do fluido de corte. O aumento do avanço, como já foi comentado, diminui a pressão específica de corte e facilita a formação do cavaco, fazendo com que a rugosidade da peça se aproxime do seu valor teórico. Porém, devido ao maior comprimento de contato ferramenta-peça, que é decorrente do maior raio de ponta, há naturalmente um aumento de vibração que prejudica a rugosidade da peça, afastando-a de seu valor teórico. Como a rigidez da peça e da máquina-ferramenta nestes ensaios era grande, a vibração não foi importante e a rugosidade aproximou-se do valor teórico. De acordo com a figura 5.33, o corte a seco sempre apresentou rugosidade mais baixa que o corte com fluido, a exceção de $v_c = 540$ m/min e $r_\epsilon = 0,8$ mm. Como citado anteriormente, esta

diminuição da rugosidade no corte a seco se deve a menor energia de cisalhamento devido ao calor, de tal maneira a facilitar a formação do cavaco. Uma provável explicação para isto não ter ocorrido na condição $v_c = 540$ m/min e $r_e = 0,8$ mm é que, por um lado, o grande raio de ponta no corte a seco facilitou a distribuição de calor, aumentando a energia de cisalhamento, por outro lado, a ineficiência do fluido de corte em alta velocidade fez com que a peça aquecesse e perdesse um pouco da sua dureza. A soma destes dois efeitos fez com que a rugosidade nas duas condições de refrigeração/lubrificação fossem similares.

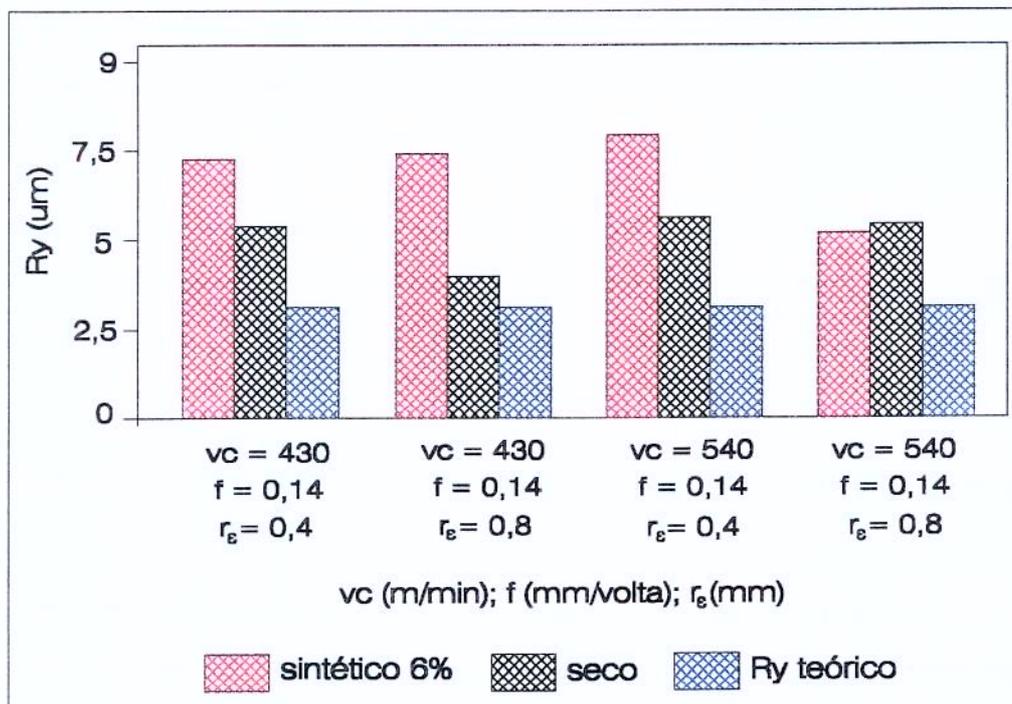


Figura 5.33: Rugosidade máxima em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ e $0,8$ mm

5.8 Potência de corte utilizando $r_e = 0,8$ mm

5.8.1 Condição: $v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Novamente a potência de corte requerida para a remoção do cavaco no corte a seco ficou abaixo daquela obtida no corte com fluido (figura 5.34). Nas duas condições de refrigeração/lubrificação a potência caiu com o aumento do desgaste de flanco, o que dificulta o seu uso como critério de fim de vida da ferramenta. Este resultado está em desacordo com aquele obtido nas mesmas condições de usinagem e $r_e = 0,4$ mm (figura 5.21). Muito provavelmente, um maior comprimento de contato entre a ferramenta e a peça fez com que o desgaste de flanco estivesse mais distribuído e não causasse aumento na potência consumida. Por outro lado, algum outro desgaste na aresta de corte deve tê-la tornado mais aguda a medida que o corte ocorria, fazendo a potência cair. É possível que tenha ocorrido desgaste de cratera na superfície de saída das pastilhas para as duas condições de refrigeração/lubrificação.

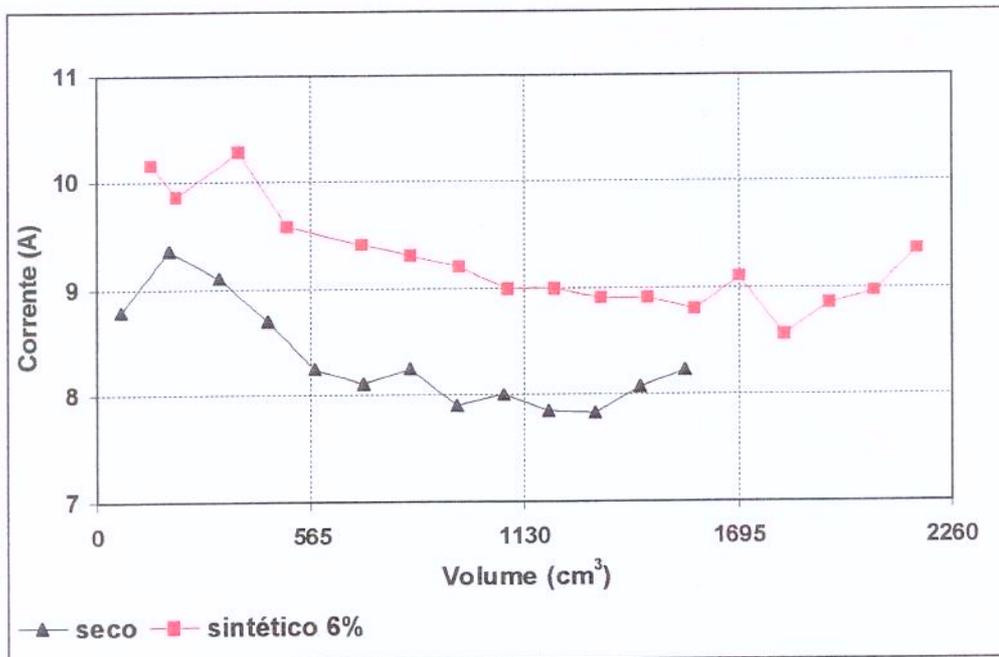


Figura 5.34: Corrente em função do volume de cavaco removido para

$v_c = 430$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

5.8.2 Condição: $v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm

Nesta condição a potência requerida para a remoção do cavaco no corte a seco novamente se manteve abaixo que no corte com fluido (figura 5.35). Entretanto, houve um pequeno aumento da potência do motor à medida que o desgaste de flanco progredia no corte a seco e uma certa estabilidade no corte com fluido. Este resultado difere daquele obtido com o mesmo raio de ponta e avanço, porém com $v_c = 430$ m/min (figura 5.34), onde a potência caiu com o crescimento do desgaste de flanco. Neste caso, a maior velocidade causou uma maior deterioração da ponta e da aresta da ferramenta. Comparando com os resultados da figura 5.24 (igual velocidade de corte, avanço e raio de ponta 0,4 mm), pode-se dizer que neste caso, a potência não cresce na mesma proporção devido a melhor distribuição do desgaste no maior raio de ponta.

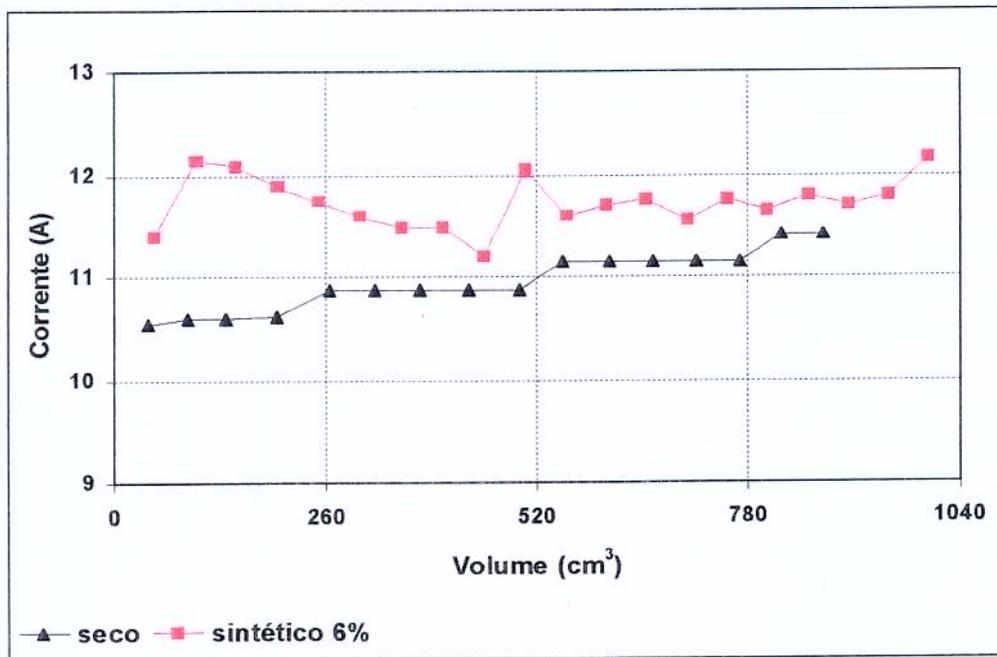


Figura 5.35: Corrente em função do volume de cavaco removido para

$v_c = 540$ m/min; $f = 0,14$ mm/volta; $a_p = 1$ mm; $r_e = 0,8$ mm

5.8.3 Potência de corte em início de vida da ferramenta; $r_e = 0,4$ e $0,8$ mm

Pela figura 5.36 pode-se observar que houve um aumento da corrente do motor da máquina quando o raio de ponta foi aumentado. Acredita-se que a maior área da ponta da ferramenta em contato com a peça aumentou o atrito e fez a potência aumentar. A exceção ficou por conta da condição $v_c = 540$ m/min, $f = 0,14$ mm/volta e uso de fluido de corte. O aumento do atrito, por um lado, causa um aumento dos esforços, mas por outro lado, gera maior calor e diminui a energia de cisalhamento para a formação do cavaco. Como em altas velocidades de corte o fluido não é eficiente na extração do calor, estes dois efeitos se equiparam e a potência ficou praticamente constante. Outro fato que deve ser notado com o maior raio de ponta é que diminuiu a diferença entre a potência no corte a seco e no corte com fluido para as duas condições testadas. A explicação para isto é que o aumento do raio de ponta, no corte a seco, faz com que o calor se distribua mais pela ferramenta e pela peça não permitindo um excessivo aumento da temperatura, que causaria uma diminuição da energia de cisalhamento da peça e da potência necessária para realizar o corte.

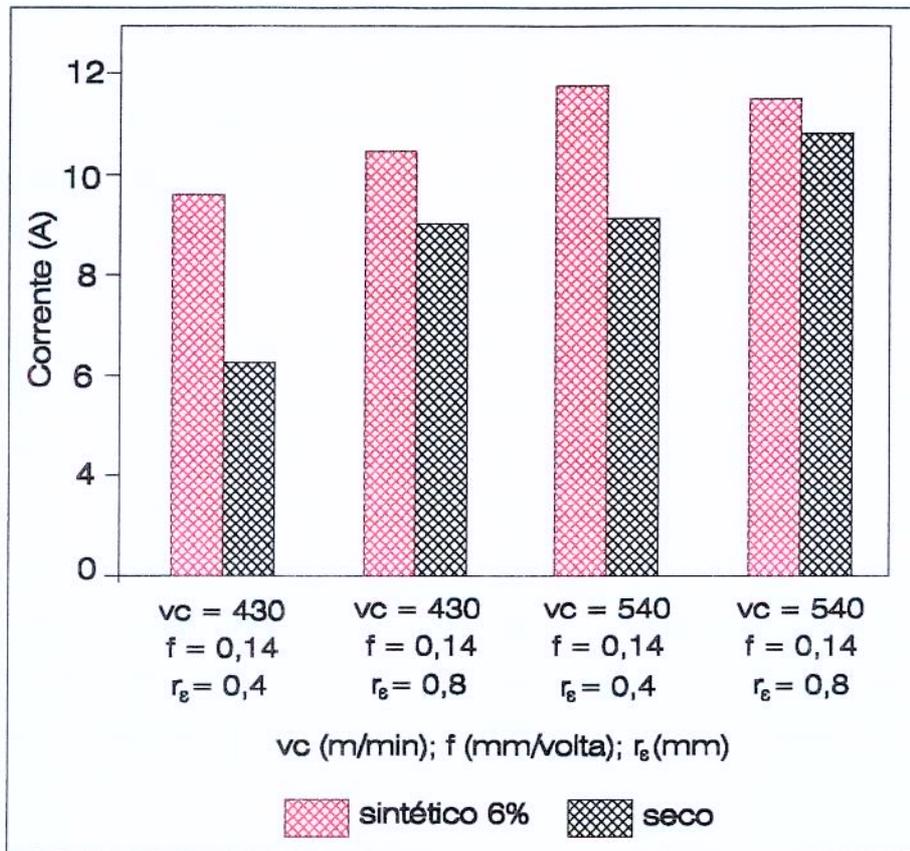


Figura 5.36: Corrente em início de vida da ferramenta para diferentes condições de corte utilizando $r_e = 0,4$ e $0,8$ mm

Capítulo 6

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Baseado no que foi exposto em capítulos anteriores, as principais conclusões para o torneamento do aço ABNT 1045 com ferramentas de metal duro recobertas em operação de acabamento são:

- ☑ Em termos de desgaste e vida da ferramenta, a melhor condição de refrigeração/lubrificação é aquela com fluido sintético em abundância. No entanto, a mudança dos parâmetros de corte foi eficaz para que a condição a seco se aproximasse da condição com fluido.
- ☑ Em todas as condições testadas a rugosidade inicial da peça no corte a seco permaneceu sempre abaixo em relação ao corte com fluido. Outro fato que foi observado é que a rugosidade da peça não depende exclusivamente do desgaste de flanco e a velocidade de corte não tem influência significativa no perfil das curvas da rugosidade.
- ☑ A potência de corte em início de vida para o corte a seco também ficou abaixo comparado ao uso do fluido sintético em todos os parâmetros de corte testados. No geral, a utilização da potência de corte como critério para a substituição das pastilhas pode ser utilizada no corte a seco principalmente para ferramentas com raio de ponta 0,4 mm. No entanto, em alguns casos apresentados com raio de ponta 0,8 mm, a potência caiu ao longo do desgaste.

- ☑ Com avanços maiores, a vida da ferramenta no corte a seco se aproxima da vida da ferramenta para o corte com fluido.
- ☑ Para se evitar o efeito danoso que um maior avanço causa na rugosidade da peça em operações de acabamento, pode-se viabilizar o corte a seco com o aumento do raio de ponta. Este procedimento além de auxiliar a rugosidade, causa uma aumento da vida da ferramenta.
- ☑ A condição onde o corte a seco mais se aproximou do corte com fluido em termos de vida da ferramenta, foi aquela onde se utilizou maior avanço, velocidade de corte e raio de ponta.
- ☑ O torneamento a seco com os parâmetros $v_c = 430$ m/min, $f = 0,14$ mm/volta, $a_p = 1$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm foi em torno de 25% melhor que $v_c = 540$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta, $a_p = 1$ mm, $r_\epsilon = 0,4$ mm e uso do fluido de corte em termos de vida da ferramenta, rugosidade da peça e potência de corte.

Para dar continuidade ao trabalho seria interessante:

- ☑ Analisar a dilatação da peça para peças pequenas e/ou com paredes finas quando se utiliza o corte a seco.
- ☑ Analisar o desgaste da ferramenta, potência de corte e a rugosidade da peça com menores vazões de fluido na máquina.
- ☑ Analisar o desempenho no corte a seco das pastilhas de metal duro alisadoras.
- ☑ Repetir trabalho similar a este em operações de desbaste.

Referências Bibliográficas

- AGENA RESINAS E COLAS LTDA. **Fluido refrigerante para usinagem e retificação sintético Agecool 939**: catálogo. Rio de Janeiro, 1999.
- AGOSTINHO, O.L.; RODRIGUES, A.C.S.; LIRANI, J. **Tolerâncias, ajustes, desvios e análises de dimensões**. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1977. 290p.
- ARONSON, R.B. Why dry machining? **Manufacturing Engineering**. SME Publications, v. 155, n.1, p.47-55, jan.2000.
- BARIL, R. **Modern machining technology**. Delmar Publishers Inc., 1987. 698p.
- BRADBURY, S.R.; HUYANAN, T. Challenges facing surface engineering technologies in the cutting tool industry. **Vacuum**, v.56, p.173-177, 2000.
- BRAGA, D.U.; DINIZ, A.E.; COPPINI, N.L.; MIRANDA, G.W.A.. Furação de liga de alumínio silício utilizando lubrificação por névoa. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.413, p.104-115, jun.2000.
- BOEHS, L.; CONSALTER, L.A.; ZEILMANN, R.P. Desgaste e avarias em ferramentas cermet no torneamento do aço 1045. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.398, p.28-37, mar.1999.

- CASTROL INDUSTRIAL S.A., **Fluidos de corte**. Manual de treinamento, 124p., 1999.
- CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, 1990. 576p.
- CSELLE, T. New Directions in drilling. **Manufacturing Engineering**. SME Publications, v.115, n.2, p.77-80, aug.1995.
- DANIEL, C. M.; OLSON, W.W.; SUTHERLAND, J. W. Research advances in dry and semi-dry machining. **Design for Environmentally Safe Automotive Products and Processes – SAE - Special Publications**, v.1263, p. 17-26, 1997.
- DAVIS, J.R. **Aluminium and Aluminium Alloys**. ASM International, 1994. Machining of Aluminium and Aluminium Alloys, p.328-375.
- de PAULA, M.A.R.; ABRÃO, A.M. Derivados do óleo de mamona como fluido de corte. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.400, p.104-112, maio 1999.
- DINIZ, A.E; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo: MM Editora, 1999. 242p.
- DÖRR, J.; SAHM, A. A mínima quantidade de lubrificantes avaliada pelos usuários. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.418, p. 20-39, nov.2000.
- DUNLAP, C. Should you try dry? **Cutting tool engineering**, v.49, n.1, p.23-33, feb.1997
- EL BARADIE, M.A. Cutting Fluids: Part I. Characterisation. **Journal of Materials Processing Technology**, v.56, p.786-797, 1996.
- EL BARADIE, M.A. Cutting Fluids: Part II. Recycling and Clean Machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v.56, p.798-806, 1996.

- FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1977. 751p.
- GAMARRA, J.R. Novas classes de metal duro. **Usinagem 2000 Feira e Congresso**. 1 CD ROM. Windows 95/98.
- GARCIA, A.; SPIM, J.A.; SANTOS, C.A. **Ensaio dos materiais**. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos, 2000. 247p.
- GLENN, T.F.; VANANTWERPEN, F. Opportunities and market trends in metalworking fluids. **Lubrication Engineering**, v.54, n.8, p. 31-34, aug.1998.
- GRAHAM, D. Going dry. **Manufacturing Engineering**. SME Publications, v. 124, n.1 p.72-78, jan.2000.
- GRAHAM, D.E. Revestimentos de Al₂O₃ para ferramentas de carbeto cementado. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.345, p.22-35, out.1994.
- HARJU, E. KORHONEN, A.S.; JIANG, L.; RISTOLAINEN, E. Effect of work material composition on the wear life of TiN coated tools. **Surface & Coatings Technology**, v.85, p.189-203, 1996.
- HEISEL, U.; LUTZ, M. Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.388, p.40-49, maio 1998.
- INTERNATIONAL STANDARDIZATION ORGANIZATION. **ISO 3685**. Tool life testing with single-point turning tools, 1997.
- KLOCKE, F; KÖNIG, W.; KOCH, K.F.; SCHROETER, R.B. Torneamento de alta precisão: uma opção para o acabamento de peças de aço temperado. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda n.357, p. 56-67, out.1995.

- KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G., Dry cutting. **Annals of the CIRP**, v.46, n.2, p. 519-526, feb.1997.
- KONDO, T. A tecnologia de usinagem tem de avançar, mas em harmonia com o meio ambiente. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.375, p. 64-80, abr.1997.
- KÖNIG, W.; RUMMENHÖLLER S. As indústrias estão tendo que orientar ecologicamente seus processos produtivos. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.387, p.22-29, abr.1998.
- KUSTAS, F.M.; FEHREHNBACHER, L.L.; KOMANDURI, R. Nanocoatings on cutting tools for dry machining. **Annals of the CIRP**, v.46, n.1, p. 39-42, 1997.
- LAEMMLE, J.T. Metalworking lubricants. **ASM Handbook**, v.18, p.139-149, 1992.
- MACHADO, A.R.; SILVA, M.B. **Usinagem dos metais**. Minas Gerais: Depto. Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, 1998. 172p.
- MANG, I.T. Ecological and cost-efficient solutions for metal cutting fluids and machine tool lubrication. **Usinagem 2000 Feira e Congresso**. 1 CD ROM. Windows 95/98.
- MASON, F. O torneamento de materiais endurecidos não é magia negra. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.331, p. 26-30, ago.1993.
- MISTRY, P.; TURCHAN, M. Já há um método definitivamente aprovado para revestir ferramentas com diamante. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.375, p.36-51, abr.1997.
- MOMPER, F.J. Usinagem a seco e de materiais endurecidos. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.410, p.30-37, mar.2000.

- MOTTA, M.F.; MACHADO, A.R. Fluidos de corte: tipos, funções, seleção, métodos de aplicação e manutenção. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, p.44-56, set.1995.
- MÜLLER, I.P. **Carbide drills for dry machining**: catálogo. Frankfurt, feb.1998. 11p.
- NARUTAKI, N.; YAMANE, Y.; TASHIMA, S.; KUROKI, H. A new advanced ceramic for dry machining. **Annals of the CIRP**, v.46, n.1, p.43-48, 1997.
- NIOSH, National Institute for Occupational Safety and Health. **What you need to know about occupational exposure to metalworking fluids**. NIOSH Publication, 44p., mar.1998, <http://www.cdc.gov/niosh/homepage.html>. Disponível na Internet.
- NOVASKI, O.; DÖRR, J. Usinagem sem refrigeração. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.398, p.18-27, mar.1999.
- NOVASKI, O.; DÖRR, J. Usinagem quase a seco. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.406, p.34-41, nov.1999.
- PFOUTS, W.R. Why do we coat tools, and what can coatings do for us ? **Manufacturing Engineering**. SME Publications, v. 125, n.1 p.98-107, jul.2000.
- RENEVIER, N.M.; LOBIONDO, N.; FOX, V.C.; TEER, D.G.; HAMPSHIRE, J. Performance of MoS₂/ metal composite coatings used for dry machining and other industrial applications. **Surface & Coatings Technology**, v.123, p.84-91, 2000.
- SAHAM, D; SCHNEIDER, T. A produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.367, p. 38-55, ago.1996.
- SANDVIK DO BRASIL S.A. **Ferramentas para torneamento**: catálogo. São Paulo, 2000. 570p.

- SANTHANAM, A.T.; TIERNEY, P. Cemented Carbides. **Metals Handbook**, v.16, 9ed., p.71-89, 1989.
- SAUNDERS, J. Metalworking fluids adjust to aluminum. **Hart's Lubricants World**, v.7, n.2, p.10-11, feb.1997.
- SCANDIFFIO, I. **Uma contribuição ao estudo do corte a seco e ao corte com Mínima Quantidade de Lubrificante em torneamento de aço. 2000.** 63p. Tese de Mestrado- Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- SCHENACH, T.A. A simple process for the recycling of spent water-based metalworking fluids. **Journal of the Society of Tribologists and Lubrication Engineers**, v.55, n.2, p.15-22, feb.1999.
- SCHNEIDER, J. Ceramics and CBN. **Manufacturing Engineering**. SME Publications, v. 122, n.1 p.66-73, jan.1999.
- SEAH, K.H.W.; LI, X.; LEE, K.S. The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v.48, p.495-501, 1995.
- SHULZ, H.; EMRICH, A.K.; FINZER, T.; Dörr, J. Quais são e para que serve os revestimentos. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.416, p.38-45, set.2000.
- SILVA, E.J. **Análise da influência dos tipos de fluido de corte e rebolo na retificação do aço SAE HVN-3. 2000. 88f.** Tese de Mestrado - Faculdade de Engenharia da UNESP, Campus de Bauru, Bauru.
- SÖDERBERG, S. Usinagem sem refrigeração. **O Mundo da Usinagem**. São Paulo: Publicação da Divisão Coromant da Sandvik do Brasil, p. 25-28, jan.2000.
- SREEJITH, P.S.; NGOI B.K.A. Dry machining: Machining of the future. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 101, p.287-291, 2000.

- TEXACO BRASIL S.A. Lubrificantes para trabalhar metais. **Lubrificação**, Rio de Janeiro, n.1, p.1-13, jan.1986.
- TEXACO BRASIL S.A. Fabricação de óleos básicos lubrificantes. **Lubrificação**, Rio de Janeiro, n.2, p.1-3, fev.1990.
- TOMITA, K. O atual estágio da HSM e dos materiais de ferramentas de corte. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.405, p.20-39, out.1999.
- VANDEVELDE, T.C.S.; VANDIERENDONCK, K.; VAN STAPPEN, M.; DU MONG, W.; PERREMANS, P. Cutting applications of DLC, hard carbon and diamond films. **Surface & Coatings Technology**, v.113, p.80-85, 1999.
- VIEIRA, M.; LIBARDI, R.; CANCELLIERI, H.A.; LIMA, A. Como o calor pode afetar a integridade superficial das peças. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.397, p.28-36, fev.1999.
- WAURZYNIAK, P. Drilling Holes. **Manufacturing Engineering**. SME Publications, v. 124, n.3, p.84-90, mar.2000.
- WEINGAERTNER, W.; SCHROETER, R.; TEIXEIRA, C.R. As influências da minimização do fluido de corte. **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n.408, p.52-59, jan.2000.
- YUHARA, D.A. Aplicação de revestimentos PVD em ferramentas de corte. **Usinagem 2000 Feira e Congresso**. 1 CD ROM. Windows 95/98.

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE