

TESE DEFENDIDA POR ADILSON JOSÉ DE OLIVEIRA
E APROVADA P
COMISSÃO JULGADORA EM 30/07/2003
Anselmo Eduardo Diniz
ORIENTADOR

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

**Otimização das condições de usinagem visando o torneamento
a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste**

200403069

Autor: Adilson José de Oliveira

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

07/03

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

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

**Otimização das condições de usinagem visando o torneamento
a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste**

Autor: Adilson José de Oliveira

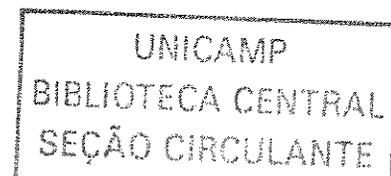
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Engenharia de Fabricação

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

Campinas, 2003
S.P. - Brasil



UNIDADE	BC
Nº CHAMADA	T/UNICAMP OL4e
V.	EX
UNID. BC/	S 8723
REC.	16-P-119704
S	<input type="checkbox"/>
P	<input checked="" type="checkbox"/>
PREÇO	R\$ 11,00
DATA	03/03/04
Nº CPU	

CM00192900-3

Bib. id 911524

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

OL4o

Oliveira, Adilson José de

Otimização das condições de usinagem visando o torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste / Adilson José de Oliveira.--Campinas, SP: [s.n.], 2003.

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

1. Fluidos de corte. 2. Usinagem. 3. Ferramentas para cortar metais. 4. Processos de fabricação. I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

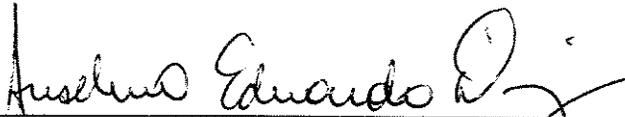
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Otimização das condições de usinagem visando o torneamento
a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste**

Autor: Adilson José de Oliveira

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. Wisley Falco Sales
Pontifícia Universidade Católica – PUC / MG**

Campinas, 30 de julho de 2003

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Antônio e Luzia, que mesmo não presentes no momento, foram fundamentais para meu desenvolvimento pessoal e acadêmico.



Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser concluído sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Ao professor Anselmo Eduardo Diniz pela oportunidade, fundamentos teóricos e condições práticas para realização desta pesquisa.

Ao Niederauer, Sérgio Zarpelon e Ribas pela colaboração na construção de equipamentos.

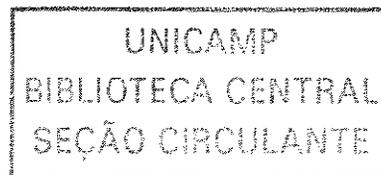
À Rose, Paula e Raquel da Biblioteca da Área de Engenharia (BAE) pelo constante auxílio e paciência.

Aos alunos, docentes, técnicos e secretárias do Departamento de Engenharia da Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica, que em todos os momentos, estiveram prontamente dispostos a me ajudar.

A empresa Sandvik pelo fornecimento das ferramentas de corte.

A Agena pelo fornecimento do fluido de corte.

Ao CNPq pela concessão da bolsa de estudo durante o período do curso.



“Quem acredita sempre alcança!”

Resumo

OLIVEIRA, Adilson José de, *Otimização das condições de usinagem visando o torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 115 p. Dissertação (Mestrado).

O principal objetivo da utilização dos fluidos de corte nos processos de usinagem é a redução da temperatura na região de corte para aumentar a vida das ferramentas. Entretanto, as vantagens oferecidas pelos fluidos de corte têm sido severamente discutidas devido a seus efeitos negativos nos custos, meio ambiente e saúde dos operadores. Uma tendência para resolver estes problemas é a usinagem sem fluido de corte, conhecida como corte a seco, o qual está sendo possível devido a inovações tecnológicas. O objetivo deste trabalho é encontrar condições nas quais o corte a seco demonstre resultados satisfatórios quando comparado com a utilização do fluido em abundância. Para isto, experimentos foram realizados variando parâmetros como velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e material das ferramentas no torneamento em desbaste do aço ABNT 1045 com fluido de corte e corte a seco. A análise dos resultados mostra que o torneamento com fluido de corte é, como esperado, melhor para vida da ferramenta. A segunda conclusão é que o corte a seco não é interessante com altas profundidades de usinagem. Mas, a principal conclusão é que, se a classe do material da ferramenta é trocado por uma mais resistente ao desgaste, o corte a seco pode ser utilizado com resultados similares àqueles obtidos com fluido de corte em abundância.

Palavras Chave

- torneamento, corte a seco, fluido de corte, desbaste, vida de ferramenta, classe de ferramenta

Abstract

OLIVEIRA, Adilson José de, *The optimisation of cutting parameters aiming the dry turning of ABNT 1045 steel in rough operations*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 115 p. Dissertação (Mestrado).

The main objective of using cutting fluids in machining operation is the reduction of temperature in the cutting region to increase tool life. However, the advantages offered by cutting fluids have been strongly debated because of their negative effects on the economic, on the environment and on the health of workers using them. A trend to solve these problems is cutting without fluid, named dry cutting, which has been made possible due to technological innovations. This work aims to seek conditions in which dry cutting shows satisfactory results when compared with the flood of abundant fluid (called here wet cutting) usually used. Aiming this goal, several experiments were carried out varying parameters such as cutting speed, feed, depth of cut and tool material in rough turning of ABNT 1045 steel in dry and wet cutting. The analysis of the results showed that wet turning is, as expected, better for tool life. The second conclusion is that dry cutting can not be used with high depth of cut. But, the main conclusion is that, if the tool material is change to a more resistant one, dry cutting can be used with results very similar to those obtained with flood of abundant fluid.

Key words

- turning, dry cutting, cutting fluid, tool life, rough operations, tool life, carbide class

Sumário

Lista de Figuras	ii
Lista de Equações	iii
Lista de Tabelas	vii
Lista de Equações	viii
Nomenclatura	ix
1- Introdução	1
2- Tribologia na Usinagem	4
3- Fluidos de Corte e Usinagem a Seco	20
4- Materiais, equipamentos e planejamento experimental	45
5- Resultados e Discussões	55
6- Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	100
Referências Bibliográficas	102
Anexo 1	109

Lista de Figuras

2.1- Diagrama esquemático da cunha de corte	5
2.2- Principais áreas de interesse na formação do cavaco	7
2.3- Três regimes do atrito sólido	9
2.4- Distribuição da tensão normal e de cisalhamento na ferramenta	10
2.5- Zona de aderência e zona de escorregamento	12
2.6- Zona de Cisalhamento Primária e Zona de Fluxo	13
2.7- Transição da APC para Zona de Fluxo para um aço com 0,4% de C	15
2.8- Temperaturas na superfície de saída de uma ferramenta utilizada no corte de um aço com 0,4% de C	16
2.9- Distribuição do calor – peça, ferramenta e cavacos	18
3.1- Direções de aplicação dos fluidos de corte	25
3.2- Curvas de resfriamento dos corpos de prova	27
3.3- Esquema do Esclerômetro Pendular	28
3.4- Energia específica consumida durante o teste de riscamento nos corpos de prova	29
3.5- Vida da ferramenta em diferentes condições de corte	31
3.6- Distribuição das tensões nas camadas de cobertura	38
3.7- Microdureza Vickers das camadas de TiN, TiAlN e TiCN em função da temperatura	40

4.1- Representação dos corpos de prova	46
4.2- Micrografia do aço ABNT 1045 atacado por Nital 2%	47
4.3- Corpo de prova para ensaio de tração	48
4.4- Direção de aplicação do fluido de corte	49
4.5- Torno CNC utilizado nos experimentos	50
5.1- Volume de material removido vs geometria da ferramenta para $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm e corte a seco	55
5.2- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm e corte a seco	56
5.3- Volume de material removido vs parâmetros de corte para $a_p = 2$ mm e geometria SNMG 120408 PM	57
5.4- Torneamento com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm e geometria SNMG 120408 PM	58
5.5- Adesão de material do cavaco no torneamento com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm e geometria SNMG 120408 PM	58
5.6- Superfície de saída da ferramenta ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm, corte a seco e geometria SNMG 120408 PM)	59
5.7- Superfície secundária de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm, corte a seco e geometria SNMG 120408 PM)	59
5.8- Volume de material removido vs profundidade de usinagem para ferramentas da classe P25 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM	60
5.9- Volume de material removido vs profundidade de usinagem para ferramentas da classe P15 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM	61
5.10- Superfície de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 1$ mm, fluido de corte e geometria SNMG 120408 PM)	62
5.11- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para ferramentas da classe P25 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM	63

5.12- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para ferramentas da classe P15 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM	64
5.13- Potência consumida (kW) vs volume de material removido para ferramentas da classe P25 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM	65
5.14- Potência consumida (kW) vs volume de material removido para ferramentas da classe P15 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM	65
5.15- Volume de material removido vs condições de usinagem	68
5.16- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min – Réplica 1	71
5.17- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min – Réplica 1	71
5.18- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min – Réplica 2	72
5.19- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min – Réplica 2	72
5.20- Superfície de folga ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)	74
5.21- Superfície de saída ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)	74
5.22- Superfície de folga ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P25 e fluido de corte)	76
5.23- Superfície de saída ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P25 e fluido de corte)	76
5.24- Superfície de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)	77
5.25- Superfície de saída ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)	77
5.26- Superfície de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P25 e corte a seco)	78
5.27- Superfície de folga ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,33$ mm/rot, P25 e fluido de corte)	78
5.28- Redução de “h” ao longo do raio de ponta	79
5.29- Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min – Réplica 1	81
5.30- Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min – Réplica 1	81

5.31- Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min – Réplica 2	82
5.32- Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min – Réplica 2	82
5.33- Volume de material removido vs condições de usinagem	86
5.34- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido – Réplica 1	89
5.35- Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido – Réplica 2	89
5.36- Superfície de folga da ferramenta de acabamento (desb/acab e fluido de corte)	91
5.37- Superfície de saída da ferramenta de acabamento (desb/acab e fluido de corte)	91
5.38- Superfície de saída da ferramenta de acabamento (desb/acab e corte a seco)	92
5.39- Superfície secundária de folga da ferramenta de acabamento (desb/acab e corte a seco)	92
5.40- Superfície de folga da ferramenta alisadora (fluido de corte)	93
5.41- Superfície de saída da ferramenta alisadora (fluido de corte)	93
5.42- Superfície de folga da ferramenta alisadora (corte a seco)	94
5.43- Superfície de saída da ferramenta alisadora (corte a seco)	94
5.44- Rugosidade máxima (R_y) vs volume de material removido – Réplica 1	96
5.45- Rugosidade máxima (R_y) vs volume de material removido – Réplica 2	96
5.46- Rugosidade máxima (R_a) vs volume de material removido – Réplica 1	98
5.47- Rugosidade máxima (R_a) vs volume de material removido – Réplica 2	98
7.1- Potência Elétrica Consumida vs diâmetro usinado para $v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 1$ mm e corte a seco	109
7.2- Microestrutura do Aço ABNT 1045 em um diâmetro aproximado de 100 mm	110
7.3- Microestrutura do Aço ABNT 1045 em um diâmetro aproximado de 80 mm	110
7.4- Dinamômetro para torneamento	111
7.5- Esquema da bancada utilizada para calibração do dinamômetro	112

7.6- Anel padrão utilizado na calibração da força	112
7.7- Curva de tensão deformação do anel padrão	113
7.8- Curva de força em L2 vs massa em L1	113
7.9- Variação da Tensão [V] vs carga aplicada	114
7.10- Rendimento do motor vs variação de rotação	115

Lista das Tabelas

4.1- Análise da composição química do material – porcentagem em massa	46
4.2- Geometria do conjunto ferramenta-suporte	48
4.3- Condições de usinagem realizadas na Fase 1	53
4.4- Condições de usinagem realizadas na Fase 2	53
4.5- Condições de usinagem realizadas na Fase 3	54

Lista de Equações

2.1- Coeficiente de atrito	8
5.1- Rugosidade teórica	97

Nomenclatura

Letras Latinas

A	Área de contato aparente	
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i> – Instituto Americano do Ferro e Aço	
Al-Si	Alumínio-Silício	
a_p	Profundidade de Usinagem	[mm]
APC	Aresta Postiça de Corte	
A_r	Área de contato real	
b	largura de corte	[mm]
f	Avanço	[mm/rot]
MQF	Mínima Quantidade de Fluido	
MnS	Sulfeto de Manganês	
MoS ₂	Bissulfeto de Molibdênio	
HRC	<i>Hardness Rockwell</i> – Dureza Rockwell	
HV	<i>Hardness Vickers</i> – Dureza Vickers	

r_s	Raio de ponta	[mm]
rpm	rotações por minuto	
v_c	Velocidade de Corte	[m/min]

Letras Gregas

α_0	Ângulo de folga	[graus]
χ_r	Ângulo de posição	[graus]
ε_0	Ângulo de ponta	[graus]
ϕ	Ângulo do plano de cisalhamento	[graus]
γ_0	Ângulo de saída	[graus]
η	Rendimento	
λ_0	Ângulo de inclinação	[graus]
μ	coeficiente de atrito	
σ	Tensão normal	
τ	Tensão de cisalhamento	

Capítulo 1

Introdução

A usinagem é o processo que, ao conferir à peça a forma, ou as dimensões ou o acabamento, ou ainda uma combinação qualquer destes três itens, produz um cavaco. O cavaco, que é a porção de material removido da peça por uma ferramenta, desliza sobre a superfície de saída, expondo a ferramenta a altas tensões normais e de cisalhamento e, ainda, a elevadas taxas de atrito na formação dos cavacos. Uma grande parcela da energia mecânica utilizada para isto transforma-se em calor, o que gera elevadas temperaturas na região de corte. Como as ferramentas são desgastadas mais rapidamente com a elevação da temperatura, o emprego dos fluidos de corte nos processos de usinagem tem como principal objetivo a redução da temperatura na região de corte, seja através da lubrificação, refrigeração ou um composto das duas funções (ACKROYD et al., 2001, FERRARESI, 1977).

Entretanto, as vantagens proporcionadas pelos fluidos de corte têm sido severamente discutidas, devido a seus inúmeros efeitos negativos. No aspecto ambiental, os fluidos de corte, quando manejados inadequadamente, acabam atingindo o solo, a fauna, a flora e os mananciais de água potável, causando sérios prejuízos ao meio ambiente e às comunidades que se beneficiam desses recursos. Neste sentido, o manuseio e o descarte dos fluidos de corte devem atender aos requisitos de leis e normas de proteção ambiental. No ambiente fabril, os operadores de máquinas são os mais afetados pelos efeitos nocivos dos fluidos de corte, podendo sofrer danos à pele devido ao contato com esse material e ao sistema respiratório como decorrência da inalação de seus vapores (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001; IGNÁCIO, 1998).

Para as empresas, os custos relacionados aos fluidos de corte correspondem a uma significativa parcela do custo total da usinagem. Diversos artigos (NOVASKI & DÖRR, 1999; KLOCKE & EISENBLÄSTTER, 1997; BYRNE & SCHOLTA, 1993) descrevem que os custos associados aos fluidos de corte geralmente superam o valor despendido com as ferramentas de corte ou salários dos operadores. Em alguns processos ainda, a necessidade de limpeza dos resíduos de usinagem nas peças, como, por exemplo, resíduos dos fluidos de corte, é outra atividade que consome muito tempo e eleva mais os custos. Máquinas-ferramentas também possuem uma significativa parcela de seu custo relacionado à estrutura para possibilitar que os fluidos de corte atuem na região de corte.

A evolução tecnológica proporciona alternativas na forma de planejar os processos de usinagem. As propriedades dos materiais para ferramentas foram melhoradas e novos materiais estão sendo desenvolvidos. Assim, as ferramentas apresentam maior resistência contra abrasão e adesão; dureza e ductilidade; resistência contra altas temperaturas e choques térmicos, bem como resistência contra formação de crateras, propagação de trincas e rupturas. Os revestimentos, que são camadas finas e duras, proporcionam às ferramentas elevada dureza aliada a baixo coeficiente de atrito e estabilidade química. As geometrias das ferramentas têm sido otimizadas para quebrar cavacos com maior eficiência e obter menores valores de rugosidade com mesmas taxas de avanço. Nas máquinas-ferramentas, novos conceitos foram incorporados, tornando-as mais rígidas, velozes e facilitando a saída do cavaco, possibilitando sua utilização em condições de corte mais severas (YUHARA, 2000; DERFLINGER, BRÄNDLE & ZIMMERMANN, 1999).

Diante desta situação, a tendência para solucionar os problemas ambientais, de saúde e econômicos é a utilização da usinagem sem fluido de corte, conhecida como usinagem a seco, que está sendo cada vez mais viabilizada devido às constantes inovações tecnológicas. Contudo, a condição prévia que deve ser encontrada para ocorrer tal mudança é manter os tempos de corte, vidas das ferramentas e qualidade das peças usinadas no mesmo nível daquele que se tem quando se usina com fluidos de corte.

No corte a seco existe maior atrito e adesão entre ferramenta e peça, o que causa maiores temperaturas e, em conseqüência, maiores taxas de desgaste e redução da vida da ferramenta. No momento, o corte a seco não é possível em todos processos de usinagem, por exemplo, na furação, devido à razões tecnológicas e, nestes casos, uma alternativa é a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF), que consiste na pulverização de uma pequena quantidade de fluido

em um fluxo de ar comprimido direcionado para região de corte. Braga (2001) em ensaios de furação com ferramentas de metal duro sem cobertura em uma liga Al-Si, utilizando $v_c = 300$ m/min e $f = 0,1$ mm/rot demonstrou que a operação sem fluido de corte ou com ar comprimido como fluido foi inviável devido ao empastamento de material da peça na superfície de saída da broca causando conseqüente quebra após poucos furos. Entretanto, com a técnica MQF (10 ml/h de óleo pulverizado em um fluxo de ar à 4,5 bar) os furos obtidos apresentaram similar ou melhor qualidade quando comparados com fluido de corte em abundância e os valores de desgaste de flanco apresentaram similar tendência.

Scandiffio (2000) demonstrou em experimentos de torneamento com o aço ABNT 1045 utilizando ferramenta de metal duro revestida, mantendo avanço ($f = 0,15$ mm/rot), profundidade de usinagem ($a_p = 0,7$ mm) e raio de ponta ($r_s = 0,4$ mm) constantes e alterando a velocidade de corte ($v_c = 360, 445$ e 530 m/min), que a vida da ferramenta foi maior quando se utilizou fluido de corte em abundância, seguida pelo corte a seco e, por último, pela Mínima Quantidade de Fluido (MQF). Neste caso, a utilização da Mínima Quantidade de Fluido não apresentou vantagens, mesmo quando comparada com o corte totalmente a seco.

Micaroni (2001), continuando a pesquisa e eliminando a utilização do MQF, o qual não obteve resultados significativos no experimento anterior, demonstrou em seus experimentos de torneamento em acabamento do mesmo material com ferramentas de metal duro revestidas, mantendo constante profundidade de usinagem ($a_p = 1$ mm) e alterando o avanço ($f = 0,1$ e $0,14$ mm/rot), velocidade de corte ($v_c = 430$ e 540 m/min) e raio de ponta ($r_s = 0,4$ e $0,8$ mm), que a vida da ferramenta ainda foi melhor quando se utilizou fluido de corte. Entretanto, com o aumento do avanço e do raio de ponta, a vida da ferramenta no corte a seco se aproximou da vida da ferramenta com a utilização de fluido de corte, indicando que o aumento da área de corte pode ser favorável ao corte a seco.

Esta pesquisa tem como objetivo continuar os estudos citados anteriormente, porém em operações de desbaste (maior seção do cavaco), investigando a influência da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e material da ferramenta na vida da ferramenta, buscando condições em que o corte a seco demonstre resultados satisfatórios comparados ao corte com fluido de corte em abundância no âmbito industrial, ou seja, sem que exista um significativo aumento no tempo de produção, redução na vida das ferramentas e qualidade das peças.

Capítulo 2

Tribologia na usinagem

2.1- Introdução

Tribologia é o termo usado para definir as interações das superfícies em movimento relativo, tratando de assuntos como fricção, desgaste e lubrificação (SHAW, 1984). Na usinagem, os fenômenos que ocorrem na região de corte dependem das condições de tensão, velocidade, temperatura, propriedades dos materiais e da presença de outros elementos, como, por exemplo, os fluidos de corte. Nestas condições, uma pequena mudança na geometria da ferramenta pode refletir imediatamente nas dimensões, rugosidade e integridade superficial da peça (QI & MILLS, 2000).

A compreensão dos complexos fenômenos que ocorrem na interface entre ferramenta e material usinado (desgaste, adesão, transferência de material, interações entre as superfícies em movimento e lubrificação) pode contribuir significativamente para a melhoria na vida de ferramenta, qualidade da peça, adequada utilização da máquina-ferramenta e segurança do operador.

O objetivo deste capítulo é demonstrar como as interações tribológicas ocorrem no mecanismo de formação do cavaco, descrevendo as teorias que abordam o assunto e discutindo como as condições de deformações, tensões e temperaturas influenciam na atuação dos fluidos de corte nos processos de usinagem.

2.2- Mecanismo de formação do cavaco

Nos processos de remoção de material por usinagem, o excesso de material é separado da superfície através do auxílio de uma ferramenta que tem, principalmente no início do corte, a geometria da aresta de corte definida. Assim, a ferramenta avança sobre a peça promovendo deformações elásticas e plásticas até a ruptura do material.

Com o objetivo de reduzir as variáveis de influência e simplificar a análise dos resultados, vários autores ao longo do tempo (TRENT, 1988a; WRIGHT, 1981; DOYLE, HORNE & TABOR, 1979; MERCHANT, 1945) estudaram o mecanismo de formação do cavaco através do corte ortogonal, isto é, quando a aresta da ferramenta de corte é retilínea, sem raio de ponta, perpendicular à velocidade de corte, a largura de corte (b) é menor que o comprimento da aresta da ferramenta e o ângulo de posição $\chi_r = 90^\circ$. Esta configuração é preferida para investigações experimentais devido ao fato de que o processo poder ser idealizado como bi-dimensional, isto é, a força de usinagem pode ser decomposta em somente duas componentes.

Um diagrama esquemático envolvendo peça, ferramenta e cavaco é demonstrado na figura 2.1.

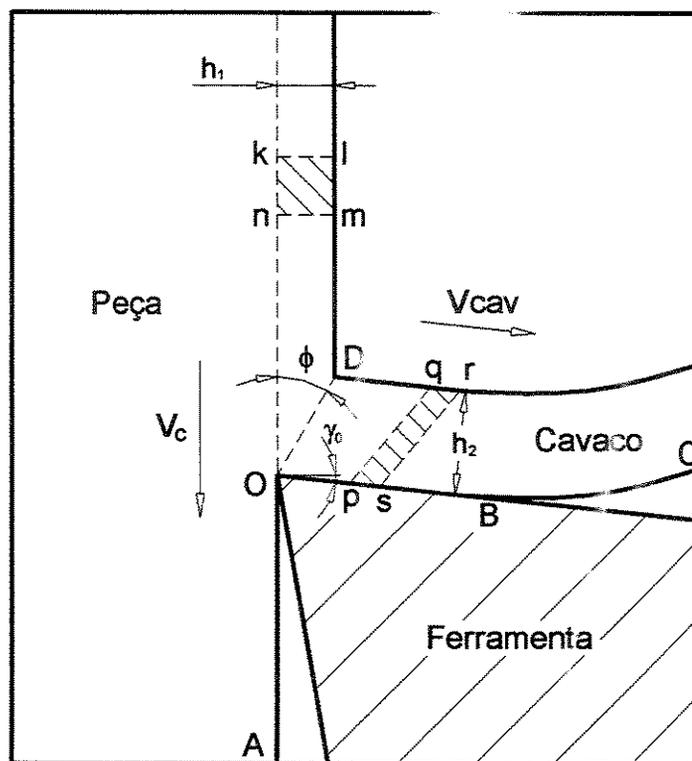


Figura 2.1 – Diagrama esquemático da cunha de corte (TRENT, 1991)

Segundo Ferraresi (1977), as quatro etapas da formação do cavaco, nas condições normais de usinagem com ferramentas de metal duro e aço rápido, são:

- devido à penetração da ferramenta na peça, uma pequena porção do material “klmn” na figura 2.1, ainda solidária à peça, é recalçada contra a superfície de saída da ferramenta, “OB”.
- o material recalçado sofre uma deformação plástica, a qual aumenta progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes, de modo a se iniciar um deslizamento (sem que haja com isso perda da coesão) entre a porção de material recalçado e a peça.
- continuando a penetração da ferramenta, haverá uma ruptura parcial ou completa na região de cisalhamento, a qual se inicia em “O” podendo prosseguir até “D” na figura 2.1, dependendo naturalmente da ductilidade do material e das condições de usinagem. Esta linha formada pelos pontos “OD” define o ângulo do plano de cisalhamento (ϕ). Para os materiais altamente deformáveis, a ruptura se realiza somente nas imediações da aresta cortante, ponto “O”. Neste caso, o cavaco originado é denominado cavaco contínuo. Para os materiais frágeis, a ruptura estende-se por toda linha “OD” da figura, originando o cavaco de cisalhamento ou de ruptura.
- prosseguindo, devido ao movimento relativo entre ferramenta e a peça, inicia-se um escorregamento da porção de material cisalhada (cavaco), “pqrs” na figura 2.1, sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto isso ocorre, uma nova porção de material (imediatamente adjacente a porção anterior) está sendo formada e cisalhada. Esta nova porção de material irá também escorregar sobre a superfície de saída da ferramenta, repetindo novamente o fenômeno.

Em muitos materiais dúcteis, a dimensão h_2 na figura 2.1, pode ser algumas vezes maior que a dimensão de corte original, h_1 na figura 2.1. Esta relação (h_2/h_1), definida como grau de recalque, está geometricamente relacionada com o ângulo de saída da ferramenta e o ângulo do plano de cisalhamento, respectivamente γ_0 e ϕ na figura 2.1 (TRENT, 1991).

Devido ao fato da tensão de deformação não ser homogênea, a parte de trás do cavaco é rugosa. Isto é ocasionado pela presença de pontos de baixa resistência ou de concentração de tensão presente no metal que está sendo usinado. Um plano de cisalhamento passando através de um ponto de concentração de tensão causa deformação a um valor mais baixo que aquele que deforma um ponto que não está sob concentração de tensão (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

Segundo Shaw (1984) existem três áreas de interesse na formação do cavaco. A primeira área, conforme figura 2.2, estende-se ao longo do plano de cisalhamento e é o limite entre o material do cavaco e da peça. A segunda região inclui a interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, enquanto a terceira região inclui a superfície usinada e a superfície de folga da ferramenta.

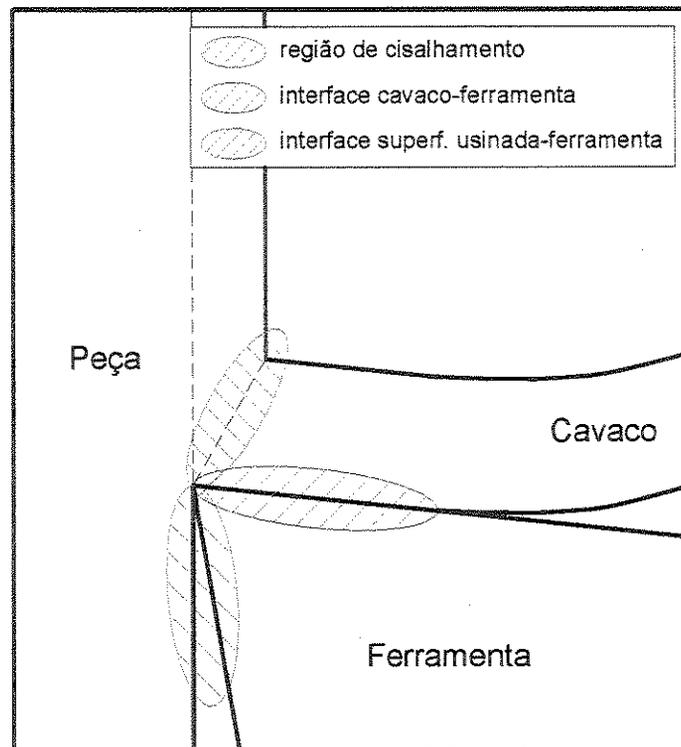


Figura 2.2 – Principais áreas de interesse na formação do cavaco (SHAW, 1984)

Na região de cisalhamento estão relacionados os temas de comportamento elástico, plástico e ruptura do material usinado, na interface cavaco-ferramenta estão relacionados os temas atrito e desgaste de ferramentas e por último, na interface superfície usinada-ferramenta estão relacionados os temas atrito, desgaste de ferramentas, rugosidade e integridade superficial da peça (SHAW, 1984).

A formação do cavaco e os desgastes de ferramentas são fortemente influenciados pelas condições na interface cavaco-ferramenta e as características desta região devem ser analisadas em uma escala dimensional adequada e não em condições habituais (WRIGHT, HORNE & TABOR, 1979). Este assunto tem sido pesquisado na tentativa de se encontrar explicações satisfatórias para os fenômenos desta região, mas devido às inúmeras variáveis, à dificuldade imposta pelas altas

velocidades de corte e pela pequena escala dos fenômenos, resultados diferentes são encontrados na literatura.

2.2.1- Interface cavaco-ferramenta

As superfícies, por melhor acabamento que tenham, apresentam irregularidades que são enormes quando comparadas com as dimensões atômicas. Como consequência destes picos e vales, a área real de contato (A_r) é muito menor que a área aparente de contato (A), quando os corpos estão diante de atrito sólido (SHAW, 1984).

O conceito de coeficiente de atrito (μ), conhecido pelas Leis de Amonton e Coulomb, demonstra que, na maioria dos deslizamentos de uma superfície sobre outra, a força (F) requerida para iniciar ou continuar o deslizamento é proporcional à força normal (N) da interface na qual o deslizamento está acontecendo. Assim, se a força normal compressiva na interface é dobrada, as áreas de real contato, que suportam o carregamento, são plasticamente deformadas até dobrar em tamanho, desta forma fazendo a tensão média sobre elas permanecer constante (TRENT, 1991).

$$\mu = \frac{F}{N}$$

Equação 2.1

Quando a força normal é aumentada a tal ponto que a área real de contato é grande em relação à área aparente de contato, não é mais possível para a área real de contato crescer proporcionalmente ao carregamento. No caso extremo, em que duas superfícies estão completamente em contato, a área real de contato torna-se independente da força normal e a força de atrito torna-se aquela necessária para cisalhar o material na interface (TRENT, 1991).

Shaw et al. (1960) identificaram a variação no coeficiente de atrito com a mudança da tensão normal (σ) e portanto, com a mudança da relação A_r/A . Três regimes foram identificados. Regime I é aquele definido pela Lei de Amonton, descrito acima. Regime III é aquele onde não existe superfície livre, as faces estão completamente unidas, ou seja, $A_r = A$. A tensão neste caso é independente da deformação. No Regime II o coeficiente de atrito diminui com o crescimento do carregamento e este corresponde à situação nas superfícies de saídas das ferramentas (apud SHAW, 1984).

Os três regimes de atrito sólido definido por Shaw (1984) estão representados na figura 2.3.

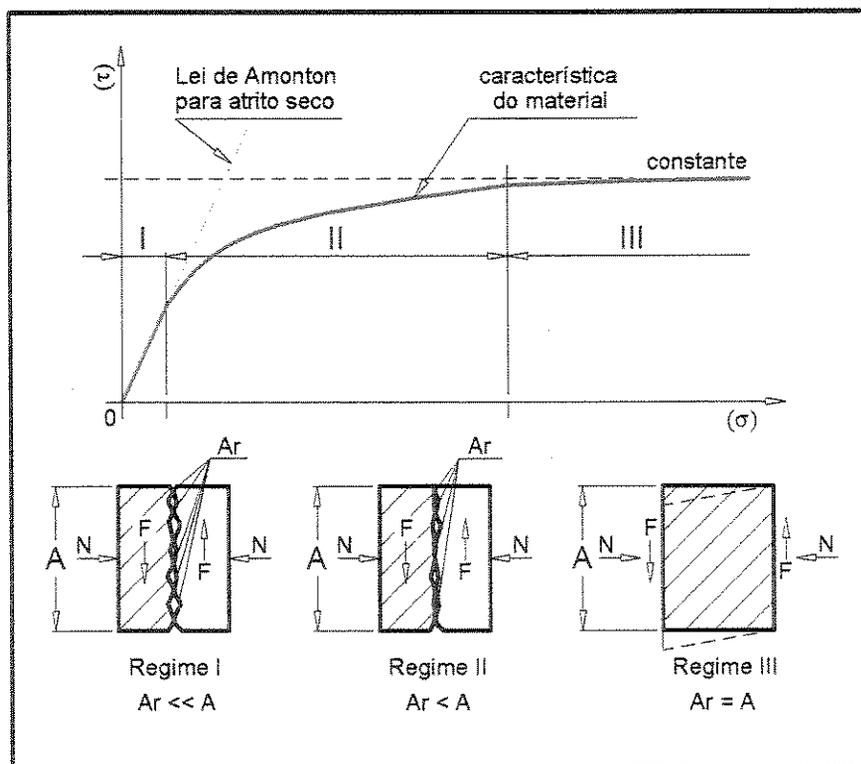


Figura 2.3 – Três regimes de atrito sólido (SHAW, 1984)

O movimento do cavaco e do material usinado em relação às faces da ferramenta de corte, em muitos casos, tem sido tratado como uma clássica situação de atrito, na qual as forças de atrito tendem a restringir o movimento do cavaco através da superfície da ferramenta, e essas forças têm sido consideradas em termos de coeficiente de atrito (μ) entre ferramenta e material usinado. Entretanto, estudos detalhados na interface cavaco-ferramenta demonstram que esta abordagem é inapropriada para a maioria das condições de usinagem (TRENT, 1991).

Segundo Trent (1988a), as condições nas quais as ferramentas de corte atuam na maioria das operações de usinagem no âmbito industrial, caracterizadas por altas tensões compressivas, elevadas taxas de deformações e isenção de impurezas na interface de contato cavaco-ferramenta, leva à conclusão de que o travamento e ligações atômicas entre ferramenta e material do cavaco são inevitáveis. Investigações na interface cavaco-ferramenta após o corte de muitos metais e ligas sobre diferentes condições de corte confirmam que, sobre uma grande parte da interface, o material da peça e a ferramenta estão de tais maneiras coesos e atômica e ligadas que o deslizamento normal como observado em condições de lubrificação, não pode ocorrer. Esta condição é denominada “aderência”.

Na maioria das condições tribológicas, quando ocorre aderência, frequentemente o movimento relativo cessa e severos danos ou fraturas ocorrem em importantes partes do mecanismo. Na usinagem, o movimento relativo continua devido à área de aderência ser pequena, a energia para continuar o movimento sobre a área de adesão está disponível e o material da ferramenta é forte o suficiente para resistir a fratura (TRENT, 1988a).

Zorev, Wallace & Boothroy (1964) apresentaram um modelo de distribuição de tensões na superfície da saída da ferramenta, conforme figura 2.4, em que o comprimento de contato cavaco-ferramenta é dividido em duas regiões distintas: “aderência” e “escorregamento”. Segundo este modelo, a tensão normal (σ_c) é máxima na aresta da ferramenta e decresce exponencialmente até zero, no ponto em que o cavaco perde contato com a superfície da saída da ferramenta. A tensão cisalhante (τ_c) é constante na zona de aderência e decresce até o valor de zero, também no ponto em que o cavaco perde contato com a ferramenta.

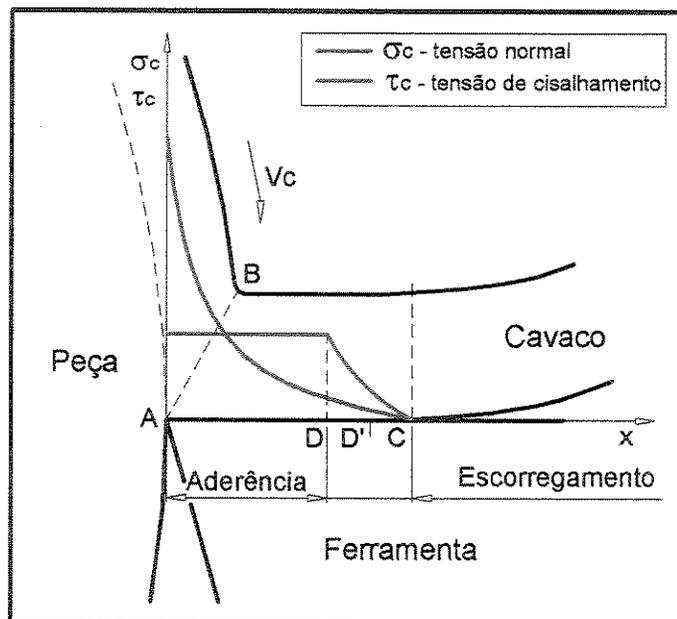


Figura 2.4 – Distribuição da tensão normal e de cisalhamento na ferramenta (ZOREV, WALLACE & BOOTHROY, 1964)

Ainda segundo Zorev, Wallace & Boothroy (1964), a lei de Amonton e Coulomb (coeficiente de atrito é independente da tensão normal) não é válida na região AD, mas sugere que poderá ser após uma região de transição DD'. Assim apenas espera-se que esta lei se torne válida na região D'C.

Uma estimativa das tensões, forças de corte e fluxo de cavacos que resultam das diferentes condições de usinagem poderia ser feita através da metodologia dos elementos finitos. Entretanto, informações das características do material e fluxo de tensões sob elevadas temperaturas e taxas de deformações são necessárias para conduzir estas previsões. Contudo, no momento, existem poucas informações disponíveis sobre estes assuntos para as condições em que os materiais são submetidos na usinagem (ÖZEL & ALTAN, 2000).

2.2.1.1- Zona de aderência e de escorregamento

Na usinagem, “aderência” é definida como uma solda na fase sólida entre as ligações primárias de superfícies metálicas absolutamente limpas. Assim, uma camada de átomos está estacionária e movimento relativo acontece em camadas adjacentes, com velocidade de cisalhamento crescendo gradualmente até atingir a velocidade do corpo principal do cavaco. Alternativamente, se esta interface é composta de vínculos fracos, por exemplo, quando não há afinidade química entre os materiais, haverá movimento relativo, definindo o “escorregamento” entre o cavaco e a ferramenta. Portanto, o grau de escorregamento e atrito pode variar consideravelmente de acordo com o grau de limpeza e as afinidades entre as superfícies (WRIGHT, HORNE & TABOR, 1979).

A predominância da aderência na interface cavaco-ferramenta parece ser inconsistente com o fluxo contínuo de cavaco observado sobre a superfície de saída das ferramentas. Esta contradição levou muitos pesquisadores a analisarem este fenômeno com diferentes materiais e parâmetros de usinagem. Dois pontos de vista sobre as condições na interface surgiram de estudos experimentais: um primeiro no qual uma camada do cavaco adere nas proximidades da aresta de corte e o segundo no qual o cavaco desliza sobre a ferramenta nestas regiões.

Trent (1988a) utilizando micrografias de seções de cavaco geradas utilizando-se ferramentas de aço rápido e metal duro obtidas pela interrupção brusca da operação, mostrou que, em condições de corte habitualmente utilizadas industrialmente, existem claras evidências do íntimo contato ao longo de uma grande porção da interface cavaco-ferramenta. Esta região, denominada zona de aderência, é na realidade a confirmação da presença do regime III de atrito sólido na interface. Sob essas condições, o movimento do corpo do cavaco ocorre por intenso cisalhamento dentro do material confinado em uma região próxima, mas não necessariamente na interface, denominada zona de fluxo. Assim, nesta zona existe um gradiente de velocidade entre uma camada de material

estacionária na superfície da ferramenta até uma distância entre 10 μm a 80 μm (espessura da zona de fluxo), em que a velocidade assume a velocidade de saída do cavaco. Este fenômeno, a partir de um determinado nível de desgaste, ocorre também na superfície de folga da ferramenta.

Ainda segundo Trent (1988a) e conforme a figura 2.5, os escorregamentos são observados em regiões perimetrais da área de aderência, onde as tensões são menores e existe acesso da atmosfera local. As características nesta região são diferentes da região de aderência e, por exemplo, os desgastes podem ser acelerados pela presença de oxigênio e, retardados pela presença de nitrogênio e argônio. Portanto escorregamento e aderência ocorrem simultaneamente em diferentes locais da interface cavaco-ferramenta.

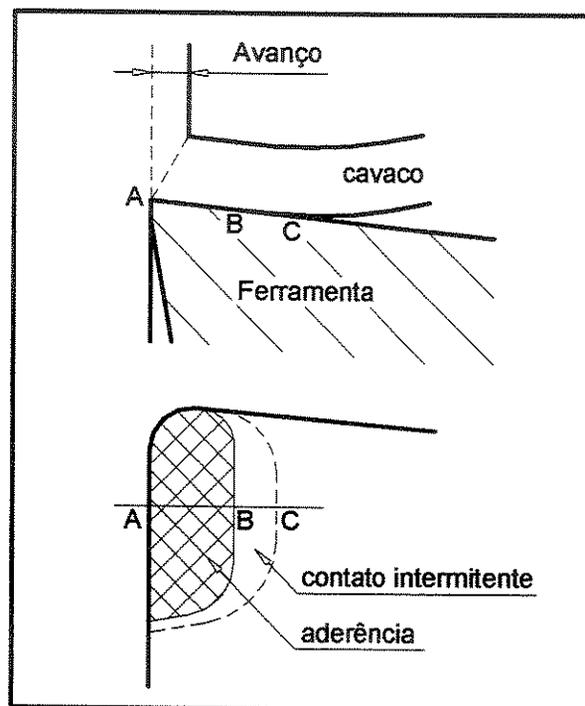


Figura 2.5 – Zona de Aderência e Escorregamento (TRENT, 1991)

Muitas das características das operações de usinagem são fortemente influenciadas pelo cisalhamento dentro do cavaco, nas proximidades da interface cavaco-ferramenta, (ver figura 2.6) região denominada zona de fluxo. Sem tais interações, com uma ferramenta com ângulo de saída $\gamma_0 = 0^\circ$, obter-se-ia um cavaco com ângulo de cisalhamento $\phi = 45^\circ$ em um material não encruado. Entretanto, o efeito da zona secundária de cisalhamento reduz a velocidade do cavaco e, portanto, o ângulo de cisalhamento. A zona secundária de cisalhamento também contribui com a energia consumida durante o corte, e isto tem mostrado que as quantidades de calor transmitidas para a

ferramenta e os processos de desgastes estão relacionadas com as condições tribológicas nesta região (WRIGHT, HORNE & TABOR, 1979).

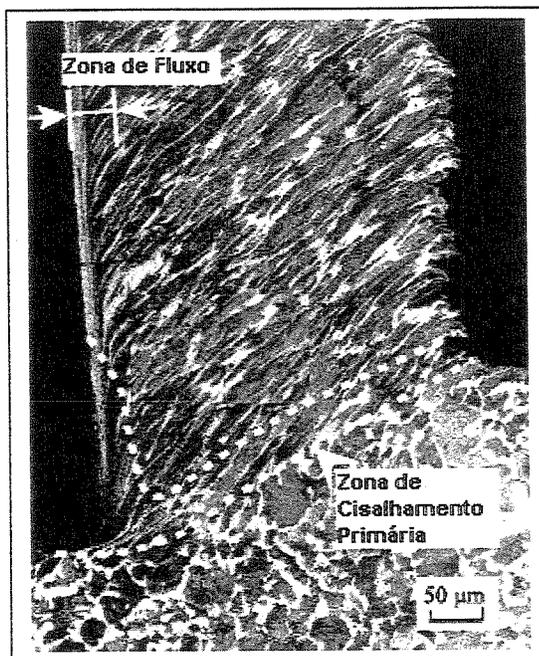


Figura 2.6 –Zona de Cisalhamento Primária e Zona de Fluxo (JASPERS & DAUTZENBERG, 2002)

Doyle, Horne & Tabor (1979) realizaram observações microscópicas da usinagem de materiais como cobre, alumínio e chumbo através da utilização de ferramentas de safira com a reflexão de imagens do processo em andamento, em velocidades de corte compreendidas entre 0,3 m/min e 30 m/min. Estas observações também demonstraram a existência de um íntimo contato entre cavaco e superfície de saída da ferramenta na vizinhança da aresta de corte. Entretanto, a existência de movimento relativo na interface cavaco e superfície de saída da ferramenta foram observadas com pouca ou nenhuma transferência adesiva de material do cavaco para a ferramenta.

Wright, Horne & Tabor (1979) e Wright (1981) com o objetivo de investigar as interações entre cavaco-ferramenta em faixas mais amplas das condições de corte, usinaram materiais como chumbo, alumínio, cobre, aço e níquel com ferramentas de aço rápido, metal duro e safira, e, com esta última, através de observações diretas do processo. Os resultados confirmaram que as condições de escorregamento ocorrem na área de contato quando usina-se materiais menos resistentes. Entretanto usinando materiais mais resistentes, as condições de aderência foram verificadas quando se utilizaram ferramentas de metal. As condições de aderência são incentivadas por altas velocidades de corte, longos tempos de usinagem e menores diferenças entre dureza da ferramenta e

peça. Assim, conclui-se que as condições de atrito na usinagem variam de acordo com a combinação do material da ferramenta e peça, a atmosfera de usinagem, tempo de corte, velocidade de corte, lubrificação e a estabilidade da máquina.

Jaspers & Dautzenberg (2002) comentam que esta divergência entre resultados deve ser atribuída aos diferentes materiais para ferramentas utilizados. Quando comparado com o metal duro, ferramentas de safira têm baixa rugosidade e ainda são quimicamente inertes. Portanto, adesões de material da peça em ferramentas de metal duro não são necessariamente uma contradição ao movimento relativo sobre ferramentas de safira.

2.2.1.3- Transição de Aresta Postiça de Corte (APC) para Zona de Fluxo

Em baixas velocidades de corte e taxas de avanço, com materiais que sofrem encruamento, a formação da Aresta Postiça de Corte (APC) é o principal mecanismo de deformação plástica do cavaco nas proximidades da aresta de corte. No fenômeno de formação da APC uma primeira quantidade de material adere à superfície da saída da ferramenta e, devido ao aumento de sua dureza pelas elevadas tensões de compressão, tem seu limite de escoamento aumentado. Entretanto, a tensão de cisalhamento é insuficiente para quebrar a ligação entre o material encruado e a ferramenta. Deformações continuam a aderir material em regiões adjacentes a do material encruado, até que estas porções tornem-se tão resistentes quanto às anteriores (TRENT, 1988b).

Com seu crescimento, a APC torna-se instável e uma parte quebra. Ao se romper, a aresta postiça remove partículas da superfície de folga da ferramenta, gerando desgaste frontal grande, mesmo em velocidades de corte baixas. Depois do ocorrido, novamente a APC começa a crescer, até tornar-se instável novamente, assim tornando o processo cíclico de formação e destruição (JASPERS & DAUTZENBERG, 2002; DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

Extremas deformações resultam no alongamento da estrutura do material na direção da deformação tornando esta estrutura muito rígida. Testes de microdureza na APC de aço de médio carbono fornecem valores de 600 HV, comparados com 200-250 HV no corpo do cavaco (TRENT, 1988b).

As variações no tamanho da APC podem afetar o acabamento superficial pela efetiva mudança do raio de ponta e, dependendo do tamanho e forma da APC pode-se ter alterações na profundidade de usinagem. Com os aços, as condições entre cavaco e ferramenta mudam com alterações nos

parâmetros de corte e geração de calor. Assim, aumentando a velocidade de corte, a temperatura de corte também cresce e, quando a temperatura de recristalização do material do cavaco é ultrapassada, não há mais formação de APC, pois com a formação de novos grãos no cavaco não existe mais a possibilidade de encruamento do mesmo, fator fundamental na formação de APC (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000). Ao invés da APC, existirá uma zona de fluxo, sobre a qual, a rugosidade da peça permanecerá inalterada independente do aumento da velocidade de corte (SILVA & WALLBANK, 1999).

Trent (1988b) realizando uma série de testes usinando aços em largas faixas de velocidades de corte e avanços demonstra que a transição da APC para a zona de fluxo não é absolutamente definida mas acontece em uma estreita faixa de velocidades (ver figura 2.7).

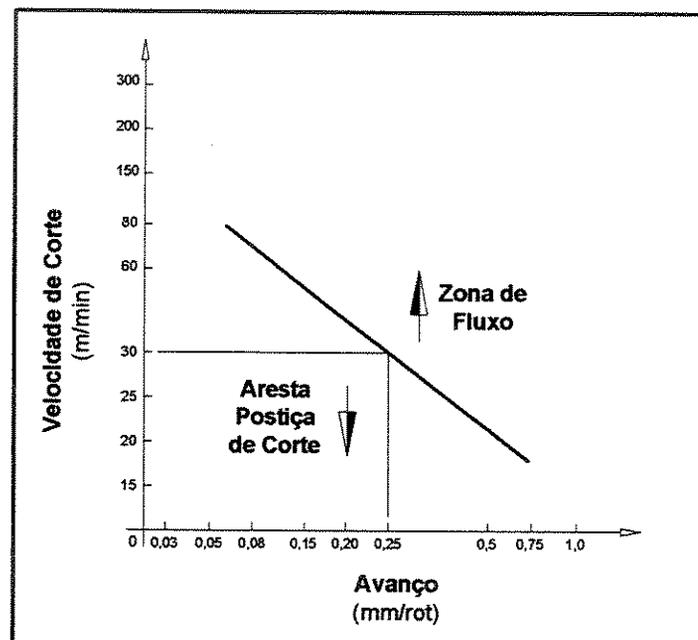


Figura 2.7- Transição da APC para Zona de Fluxo para um aço 0,4% de C (TRENT, 1988b)

Ainda segundo Trent (1988b), a aderência da zona de fluxo na superfície de saída da ferramenta é mais forte que a APC na mesma superfície e o nível de tensões dentro da zona de fluxo é inversamente proporcional à distância da zona de fluxo à superfície de saída da ferramenta.

2.3- Temperaturas na interface cavaco-ferramenta e ferramenta-peça

A energia utilizada nos processos de usinagem é na maior parte convertida em calor, com uma pequena porcentagem de aproximadamente 1% permanecendo armazenada como deformações

elásticas no cavaco e na peça. A energia é principalmente dissipada na deformação plástica no plano de cisalhamento primário, na deformação plástica e atrito na interface cavaco-ferramenta. Com ferramentas desgastadas, uma terceira região onde uma significativa quantidade de energia será consumida é no atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície gerada na peça (ACKROYD et al., 2001).

A temperatura máxima na superfície de saída ou na superfície de folga de uma ferramenta de corte determinará a máxima taxa de remoção de material. Assim, a otimização das condições de usinagem, especialmente a velocidade de corte, depende da resistência da ferramenta à temperatura. (KOMANDURI & HOU, 2001).

Conforme Trent (1988c), a figura 2.8 representa a distribuição da temperatura na superfície de saída de uma ferramenta. A maior temperatura na superfície de saída é observada a uma distância da aresta de corte. Uma explicação para este comportamento é devido a uma combinação do calor gerado na interface cavaco-ferramenta com o calor gerado na zona de cisalhamento primária, o qual é conduzido em sua grande parte pelo fluxo de cavacos (AY & YANG, 1988).

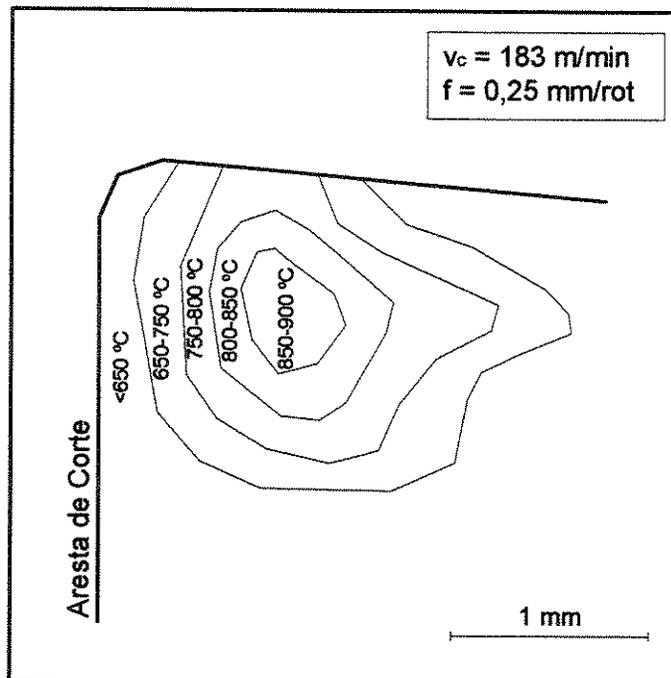


Figura 2.8 – Temperaturas na superfície de saída de uma ferramenta utilizada no corte de um aço com 0,4%C (TRENT, 1988c)

As temperaturas na superfície de folga são menores do que na superfície de saída devido ao atrito peça-ferramenta ter área de contato menor do que o atrito cavaco-ferramenta e grande parte do

calor gerado na zona de cisalhamento primária ser conduzido pelos cavacos, causando uma menor influência na temperatura da superfície de folga do que na superfície de saída. Quando a aresta de corte é afiada e o ângulo de folga é adequado, o material usinado faz contato com a superfície de folga por aproximadamente 0,1 mm e a geração de calor nesta área é muito pequena para ser detectada. Quando o desgaste de flanco é acentuado, entretanto, condições de aderência são observadas sobre esta superfície e calor é gerado em uma zona de fluxo na interface (TRENT,1988c).

As altas temperaturas na superfície de saída influenciam mecanismos de desgastes da ferramenta como difusão, abrasão e diminuição de resistência por aquecimento. Isto produz significativas mudanças nas propriedades do material da ferramenta e proporciona grande influência nas interações ao longo da interface cavaco-ferramenta. A temperatura na superfície de folga causa mudanças na microestrutura, tensões residuais e propriedades do material da peça e, ainda, afeta potencialmente falhas e o desgaste de flanco (ACKROYD et al., 2001).

Quando uma ferramenta é utilizada para usinar aços e outros materiais em altas velocidades de corte, o material da ferramenta pode se dissolver dentro do cavaco ou pequenas partículas da ferramenta podem aderir ao cavaco e serem conduzidas para fora da região de corte. Neste caso forma-se uma cratera, o que entre outras coisas pode levar a fratura da ferramenta. Com o objetivo de combater o desgaste de cratera, fabricantes de ferramentas têm melhorado a estabilidade química do material da ferramenta e aplicado uma camada dura e fina de cobertura, a qual é uma barreira inerte entre ferramenta e peça em altas velocidades de corte, eliminando as interações químicas e reduzindo o coeficiente de atrito entre cavaco e ferramenta (OWEN, 2001). A camada de cobertura mais eficiente para este propósito é a de óxido de alumínio (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

O calor que vai para a peça pode resultar em dilatação térmica da mesma e, portanto, dificuldades na obtenção de tolerâncias apertadas, o que é crítico principalmente em operações de acabamento (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

Muitas técnicas têm sido desenvolvidas para a verificação da geração do calor e das temperaturas em vários processos de manufatura, dentre eles: termopares, fotografias infra-vermelhas, pirômetros ópticos infra-vermelhos, tintas térmicas, materiais de ponto de fusão conhecidos, mudanças na microestrutura no caso de ferramentas de aço rápido. Cada técnica tem suas próprias vantagens e desvantagens e a aplicação de cada uma depende da consideração de

alguns fatores como acessibilidade, pontos quentes, dinâmica da situação, precisão necessária, custo da instrumentação e avanços da tecnologia (KOMANDURI & HOU, 2001).

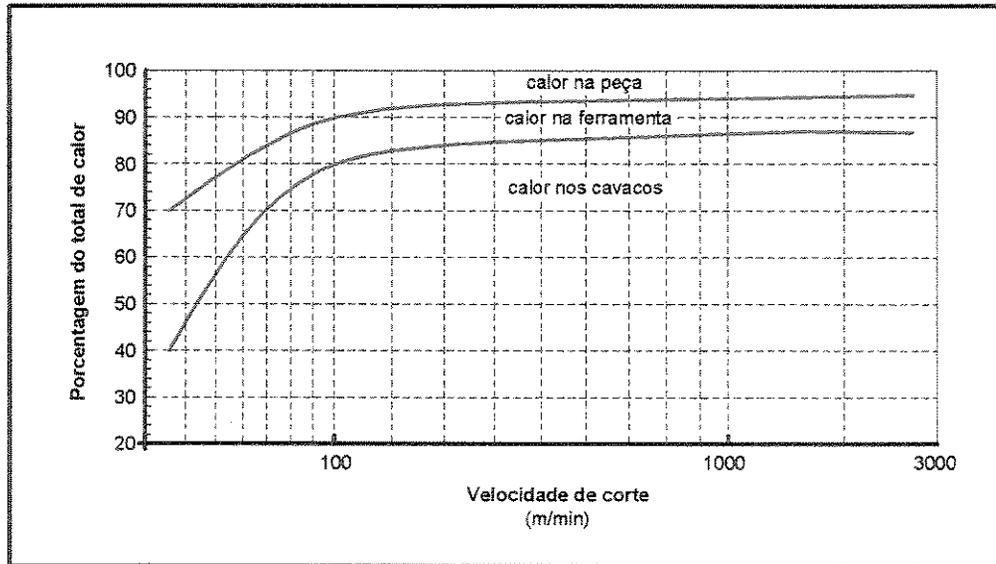


Figura 2.9 – Distribuição do calor - peça, ferramenta e cavacos (KOMANDURI & HOU, 2001)

No processo de torneamento apenas 8 a 10% do total do calor gerado é conduzido à ferramenta, conforme figura 2.9, mas a região que absorve esta energia térmica apresenta um volume muito reduzido de material. Isto faz com que o calor se concentre em estreitas áreas, aumentando a temperatura em regiões extremamente localizadas e com elevados níveis de tensões normais e cisalhantes, o que agrava ainda mais esta região da ferramenta e pode acelerar seu desgaste (SALES, 1999).

2.4- Influência das condições da interface na atuação dos fluidos de corte

A introdução da lubrificação no atrito entre superfícies objetiva a redução do coeficiente de atrito e conseqüente redução dos desgastes nos corpos em atrito. Um filme lubrificante pode prevenir contato de metal com metal, soldagem e transferência de material entre os corpos. Na usinagem, a superfície inferior do cavaco e a superfície usinada da peça se renovam rapidamente e estão em íntimo contato com a ferramenta. Elas atritam contra a ferramenta removendo camadas de óxidos e outras contaminações. Então, as superfícies criam vínculos que tendem, juntamente com os movimentos, a excluir os fluidos de corte (SILVA & WALLBANK, 1999).

Ainda não está bem claro como se dá o acesso do fluido de corte à interface cavaco-ferramenta e como ele pode chegar até lá. As tensões normais na zona de contato cavaco-ferramenta são extremamente altas, e em altas velocidades de corte ocorrem elevadas temperaturas, o que provoca uma dificuldade adicional ao fluido de corte devido à tendência de entrar em estado de ebulição ou decompor-se após entrar na zona de corte (SILVA & WALLBANK, 1999).

Trent (1988a) demonstra a dificuldade de fluidos penetrarem na zona de corte. Utilizando ferramentas polidas de metal duro e cortando aço com velocidade de aproximadamente 100 m/min e avanço de 0,25 mm/rot por um tempo de aproximadamente 30 segundos, verificou que a região de contato cavaco-ferramenta permanece polida e livre das “cores de têmpera”, embora a temperatura na região tenha sido tão alta quanto 700-750 °C. Mas, se durante o corte um jato de oxigênio é injetado por baixo do cavaco na direção da aresta de corte, a superfície da ferramenta é oxidada na direção da aresta de corte. Assim, Trent conclui que as elevadas taxas de atividade química das recentes superfícies formadas na usinagem, a velocidade de corte e o constante movimento sobre superfícies isentas de impurezas, cria pequenas possibilidades para que qualquer fluido penetre na interface, particularmente nas proximidades da aresta de corte. Mas Trent (1988a) acha possível que os fluidos de corte tenham acesso à periferia da zona de aderência, na zona de escorregamento.

Ackroyd et al. (2001) analisaram o coeficiente de atrito na superfície de folga de ferramentas usinando aços em diferentes durezas. Encontrou valores em torno de 0,35-0,40 para aços com dureza acima de 45 HRc e valores próximos a 1 para aços com durezas inferiores. Isto demonstra que, pelo menos, quando usinando aços endurecidos, as condições na superfície de folga podem ser consideradas similares às condições de escorregamento ($A_r < A$). Portanto, estas observações sugerem que o contato na superfície de folga é mais brando à lubrificação quando comparado à superfície de saída, onde $A_r = A$. Os altos valores de coeficientes de atrito obtidos quando se usinou aços mais dúcteis está relacionado ao fato que a deformação do aço causa também um íntimo contato entre a superfície de folga da ferramenta e o material.

Os fenômenos tribológicos, incluindo principalmente o atrito com lubrificação, ainda não foram satisfatoriamente modelados matematicamente e o uso de um programa de simulação ainda requer um confiável banco de dados sobre os materiais e características tribológicas para ser realizado (MAEKAWA, 1998).

Capítulo 3

Fluidos de Corte e Usinagem a Seco

3.1- Introdução

Elevadas temperaturas na região de corte decorrentes da transformação em calor de uma grande parcela da energia mecânica utilizada no processo de usinagem proporcionam maiores taxas de desgastes às ferramentas de corte. A introdução de elementos sólidos, líquidos ou gasosos no processo tem o propósito de reduzir a temperatura através da refrigeração, lubrificação ou ambas funções. Tais agentes de melhoria do corte são geralmente denominados fluidos de corte, devido principalmente, à maioria dos compostos utilizados para este fim encontrar-se no estado líquido (FERRARESI, 1977).

Objetivando reduzir o efeito das altas temperaturas, a água foi o primeiro fluido de corte introduzido no processo de usinagem devido a sua capacidade refrigerante. Mas a sua utilização apresentou algumas desvantagens como a oxidação do conjunto máquina-ferramenta-peça, além da ausência do poder de lubrificação. Diante dessas desvantagens, a adição de certos elementos foi realizada para sanar tais deficiências. Assim, uma variedade de fluidos de corte encontra-se disponível, reunindo diferentes características. Portanto, o conhecimento do processo e das propriedades dos fluidos torna-se indispensável para que sua utilização proporcione melhorias funcionais ou econômicas (DEVRIES & MURRAY, 1994).

O objetivo deste capítulo é descrever as funções, classificação, direções e métodos de aplicação, avaliação da capacidade refrigerante e lubrificante, bem como a influência da aplicação, manutenção e os danos que os fluidos de corte podem causar à saúde humana e ao meio ambiente.

3.2- Funções

O calor gerado no processo de usinagem precisa ser reduzido e/ou extraído da ferramenta e peça, principalmente a fim de minimizar o desgaste da ferramenta, a dilatação térmica da peça (e com isso se obter tolerâncias apertadas na peça) e o dano à estrutura superficial da peça (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

Segundo Devries & Murray (1994), os fluidos de corte têm duas funções principais: a lubrificação em baixas velocidades de corte e a refrigeração em altas velocidades de corte. Ainda os fluidos de corte podem ter algumas funções secundárias no processo, como:

- remoção dos cavacos da região de corte
- proteção da peça e máquina contra corrosão
- contribuir para quebrar o cavaco
- redução da dilatação e prevenção de danos à estrutura da peça
- redução do coeficiente de atrito peça/ferramenta
- melhoria do acabamento superficial da peça usinada

A capacidade do fluido de corte remover os cavacos da região de corte depende de sua viscosidade e vazão, além do tipo de operação de usinagem e do tipo do cavaco formado. Em algumas operações de usinagem como furação e serramento esta função é muito importante, pois ela pode evitar a obstrução do cavaco e, conseqüentemente, a quebra da ferramenta (SALES, DINIZ & MACHADO, 2001).

3.3- Classificação

Segundo Sales, Diniz & Machado (2001) e Motta & Machado (1995) há várias formas de classificar os fluidos de corte e não há uma padronização para a sua classificação. Porém, uma classificação comumente utilizada é a que reúne os fluidos da seguinte forma: gasosos, líquidos (aquosos e óleos) e sólidos.

3.3.1- Gasosos

O ar como refrigerante têm atuação fraca se comparada aos refrigerantes líquidos. Entretanto, quando aplicado sob pressão e em temperaturas abaixo de 0 °C, os resultados encontrados são encorajadores (EL BARADIE, 1996).

Nakagawa (2000) comparou a técnica da utilização do ar gelado (-30 °C), ar comprimido e fluido de corte em abundância no fresamento do material FCD 450 em três velocidades de corte (50, 125 e 250 m/min). Os resultados demonstraram que o ar gelado obteve os melhores resultados seguidos pelo ar comprimido e, por último, a utilização de fluido em abundância. O ar gelado confirmou um ligeiro aumento dos tempos de vida útil da ferramenta nas faixas de velocidades normal e alta em relação ao ar comprimido. Na velocidade baixa, entretanto, houve um aumento de uma vez e meia em relação ao ar comprimido. Estes resultados são atribuídos, principalmente, a formação de fissuras térmicas nas ferramentas diante da utilização do fluido de corte em abundância.

Choi, Lee & Jeong (2001) realizaram experimentos na retificação cilíndrica de mergulho utilizando ar gelado (-10 °C) em comparação com fluido de corte em abundância e concluíram que ambos promovem uma similar tendência de rugosidade e que a variação na tensão residual da peça com ar gelado foi inferior à com fluido de corte em abundância.

3.3.2- Líquidos

a) Aquosos

- **emulsões:** são emulsões de óleo em água. Compõem-se de uma pequena porcentagem de um concentrado de óleo emulsionável (em uma porcentagem que varia de 1 a 20%), usualmente composto por emulsificadores de óleo mineral e outros ingredientes, dispersos em pequenas gotículas na água. Os emulsificadores são substâncias que reduzem a tensão superficial, formando assim uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo/água. Estas películas evitam que as gotículas individuais se aglutinem e se separem da emulsão como óleo puro (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000; SCANDIFFIO, 2000).

- **semi-sintéticos ou microemulsões:** os fluidos semi-sintéticos são também formadores de emulsões e se caracterizam por apresentar de 5 a 50% de óleo mineral no fluido concentrado e aditivos ou componentes químicos que verdadeiramente se dissolvem na água, formando moléculas

individuais. A presença de uma grande quantidade de emulsificadores, comparado com as emulsões, propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente (MOTTA & MACHADO, 1995).

- **sintéticos:** este tipo de fluido não tem óleo mineral na sua composição. Eles são baseados em substâncias químicas as quais formam uma solução com a água. Eles são elaborados de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos lubrificantes, biocidas, entre outros adicionados à água. Têm a vida mais longa que outros fluidos devidos ao fato de não serem atacados por bactérias, e portanto, o número de trocas na máquina é reduzido. Formam soluções transparentes que causam uma boa visibilidade do processo de usinagem e tem aditivos que proporcionam alto poder umectante e, portanto, alta capacidade de refrigeração. A maioria dos fluidos sintéticos fornece também boa proteção contra a corrosão (SALES, DINIZ & MACHADO, 2001).

b) Óleos

- **óleos minerais puros:** em operação de usinagem em que o calor gerado por atrito é muito grande, principalmente operações de desbaste pesado, dá-se preferência ao uso de óleos puros (integrais) ao invés de fluidos aquosos (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000). As vantagens proporcionadas pelos óleos minerais puros são o tempo de vida no reservatório devido a não contaminação por bactérias e menor tendência à oxidação que óleos graxos e compostos. As desvantagens apresentadas são o risco de fogo, o rápido aquecimento criando uma névoa, o que causa insegurança e um ambiente de trabalho contaminado (BIENKOWSKI, 1993a).

- **óleos graxos:** São óleos de origem vegetal e animal. Possuem boa capacidade de molhar o material da peça e da ferramenta. Têm boa capacidade lubrificante, mas suas propriedades anti-soldantes são fracas. Facilitam a obtenção de peças com bom acabamento e possuem média capacidade de refrigeração. Em virtude de se tornarem viscosos e de se deteriorarem com o tempo, além de alto preço, têm sido largamente substituídos pelos óleos compostos ou pelos óleos EP (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

- **óleos compostos:** são misturas de óleos minerais e os graxos. Possuem as vantagens dos óleos graxos e tem maior estabilidade química (não se deterioram ou se tornam mais viscosos com o tempo) e sua viscosidade pode ser ajustada pelo óleo mineral. A concentração de óleo graxo varia entre 10 e 30 %. São recomendados para a usinagem de cobre e suas ligas e também para o fresamento e furação (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

- **óleos de extrema pressão:** são óleos nos quais foram adicionados elementos para operações de usinagem em que as forças de corte são particularmente altas ou para operações com altas taxas de avanços. Estes aditivos promovem uma maior resistência e estabilidade da lubrificação na região de corte, melhorando as características de deslizamento sob condições limites de lubrificação (EL BARADIE, 1996).

3.3.2.1- Aditivos

Devido à alta tensão interfacial entre água e óleo, as emulsões podem somente existir com a adição de emulgadores. Os emulgadores são tensoativos polares que reduzem a tensão superficial, formando uma película monomolecular relativamente estável na interface água-óleo. Assim, eles promovem a formação de glóbulos menores de óleo, resultando emulsões translúcidas. Pequenas gotículas de óleo nas emulsões tendem a ter alta estabilidade. Entretanto, emulsões com gotículas maiores tornam a reciclagem mais simples e formam menos espuma (SHENG & OBERWALLENEY, 1997; MOTTA & MACHADO, 1995).

Outros importantes aditivos utilizados nos fluidos de corte são os aditivos de extrema pressão, inibidores de corrosão, aditivos anti-desgaste, anti-oxidantes, biocidas, antiespumantes e estabilizadores.

Como descrito anteriormente, os aditivos de extrema pressão são usados para proporcionar que os fluidos suportem elevadas pressões sem evaporar. Estes aditivos reagem quimicamente com a superfície metálica, formando um composto que possui menor resistência ao cisalhamento do que o metal, reduzindo o atrito e, conseqüentemente, evitando a soldagem e a formação da aresta postiça de corte (SCANDIFFIO, 2000). Inibidores de corrosão previnem a oxidação na peça e em partes da máquina-ferramenta. Biocidas inibem o crescimento de micróbios, mas por outro lado, também são responsáveis por irritações na pele. Estabilizadores, como álcool, prolongam a vida da concentração e os anti-espumantes são adicionados no fluido para evitar a formação de espumas diante de situações de turbulência (SHENG & OBERWALLENEY, 1997).

3.3.3- Sólidos

Os sólidos utilizados visam apenas a lubrificação no processo de usinagem. É o caso do grafite e do bissulfeto de molibdênio (MoS_2) que são aplicados sobre a superfície de saída e de folga da

ferramenta antes de iniciar o processo de corte. Os elementos são reduzidos a um pó de finíssimas partículas e, através de um veículo como graxa ou um óleo viscoso, depositados em finas camadas na ferramenta. As minúsculas partículas lubrificantes aderem aos sulcos da rugosidade da ferramenta reduzindo o coeficiente de atrito no ato do escorregamento do cavaco (FERRARESI, 1977).

Pode-se ainda utilizar os aditivos metalúrgicos, os quais são elementos adicionados durante a fabricação do metal que será usinado. Tais elementos introduzidos na estrutura cristalina do material, conferem a este uma maior usinabilidade, devida a sua ação de lubrificante interno e ação de redução das pressões e soldagens locais na interface cavaco-ferramenta. Este é o caso específico dos aços de fácil usinagem. É o caso típico das adições de enxofre ao aço o qual se apresenta como cordões de sulfetos de manganês (MnS) (FERRARESI, 1977).

3.4- Direções e métodos de aplicação

A figura 3.1 representa as principais direções de aplicação dos fluidos de corte nos processos de usinagem. Um composto de direções para aplicação dos fluidos de corte objetivando maior eficiência na refrigeração e/ou lubrificação pode ser adotado.

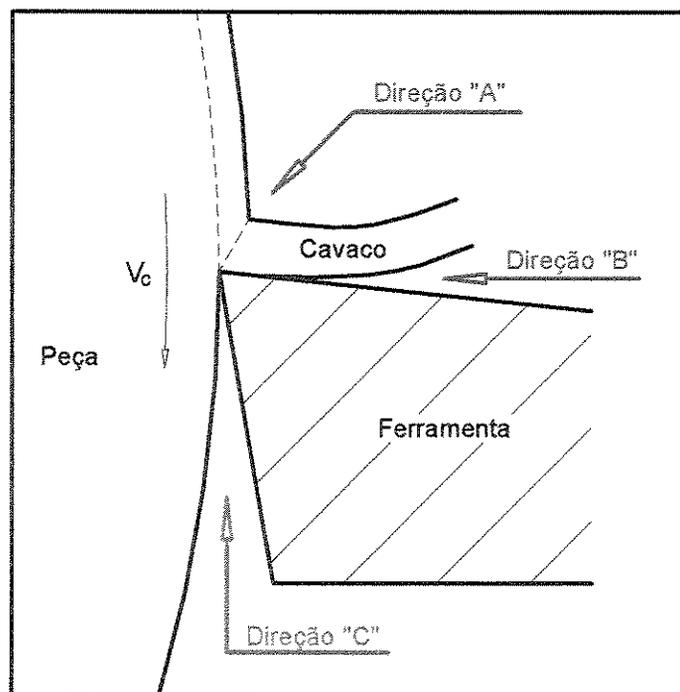


Figura 3.1 – Direções de aplicação dos fluidos de corte (MOTTA & MACHADO, 1995)

Através destas três direções de aplicação dos fluidos de corte três métodos de aplicação são utilizados: jorro de fluido a baixa pressão, pulverização (técnica da Mínima Quantidade de Fluido – MQF) e sistema de alta pressão.

Childs, Maekawa & Maulik (1988) estudando o efeito da refrigeração na temperatura da ferramenta, em operações de torneamento em um aço de médio carbono, descrevem que o efeito da aplicação do fluido de corte na superfície de saída é menos acentuado do que a aplicação do mesmo na superfície de folga. Ainda, a aplicação do fluido na superfície de folga proporciona uma maior redução da temperatura no porta-ferramenta.

Scandiffio (2000) comparando a aplicação de fluido de corte em abundância, mínima quantidade de fluido (MQF) e corte a seco no torneamento do aço ABNT 1045 utilizando ferramenta de metal duro revestida, mantendo avanço ($f = 0,15$ mm/rot), profundidade de usinagem ($a_p = 0,7$ mm) e raio de ponta ($r_e = 0,4$ mm) constantes e alterando a velocidade de corte ($v_c = 360, 445$ e 530 m/min), concluiu que a vida da ferramenta foi maior quando se utilizou fluido de corte em abundância, seguida pelo corte a seco e, por último, pela mínima quantidade de fluido (MQF).

Entretanto, Braga et al. (2002) em ensaios de furação de uma liga Alumínio-Silício com brocas de metal duro sem revestimento, utilizando $v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e aplicação de fluido de corte em abundância e mínima quantidade de fluido de corte (10 ml/h pulverizado em um fluxo de ar à 4,5 bar) concluíram que os furos obtidos com a técnica da mínima quantidade de fluido obteve similar ou melhor qualidade quando comparados com fluido de corte em abundância. Ainda, os valores de desgaste de flanco foram similares para as duas técnicas de refrigeração/lubrificação estudadas, demonstrando a viabilidade da técnica de pulverização do fluido de corte no processo de furação desta liga.

Uma outra técnica que já foi utilizada é a aplicação de jatos de nitrogênio líquido na região de corte. Paul, Dhar & Chattopadhyay (2001) compararam a aplicação de nitrogênio líquido na superfície de saída e de folga com o corte com fluido em abundância e o corte a seco no torneamento do aço AISI 1060, verificando o desgaste e acabamento superficial das peças. Concluíram que os benefícios proporcionados pela aplicação de nitrogênio líquido são a efetiva refrigeração, manutenção da dureza da ferramenta e favoráveis interações entre cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, possibilitando uma redução no desgaste das ferramentas e melhoria do acabamento superficial das peças quando comparados com o corte com fluido em abundância e a seco.

3.5- Avaliação da capacidade refrigerante e lubrificante

A capacidade de troca de calor de um fluido pode ser determinada por meio de uma medição do seu calor específico. O método de medição mais difundido é o calorimétrico. Entretanto, esse método não leva em consideração o aspecto dinâmico envolvido na usinagem (SALES, 1999).

Objetivando classificar os principais fluidos de corte baseados em sua capacidade refrigerante, Sales (1999) desenvolveu uma metodologia que consiste em aquecer uma corpo de prova e monitorar sua curva de resfriamento. Neste corpo de prova, fixado em uma placa de torno acionada com rotação de 150 rpm, eram aplicados os diferentes fluidos de corte tangencialmente. A aquisição de dados, utilizando um sensor infravermelho, iniciava-se quando a temperatura da peça atingia 300 °C e era verificada até a temperatura ambiente. Emulsão e fluidos sintéticos foram aplicados usando uma concentração de 5%. O fluido sintético 1 difere do fluido sintético 2 devido à pequenas variações em suas fórmulas. A figura 3.2 demonstra os resultados dos experimentos.

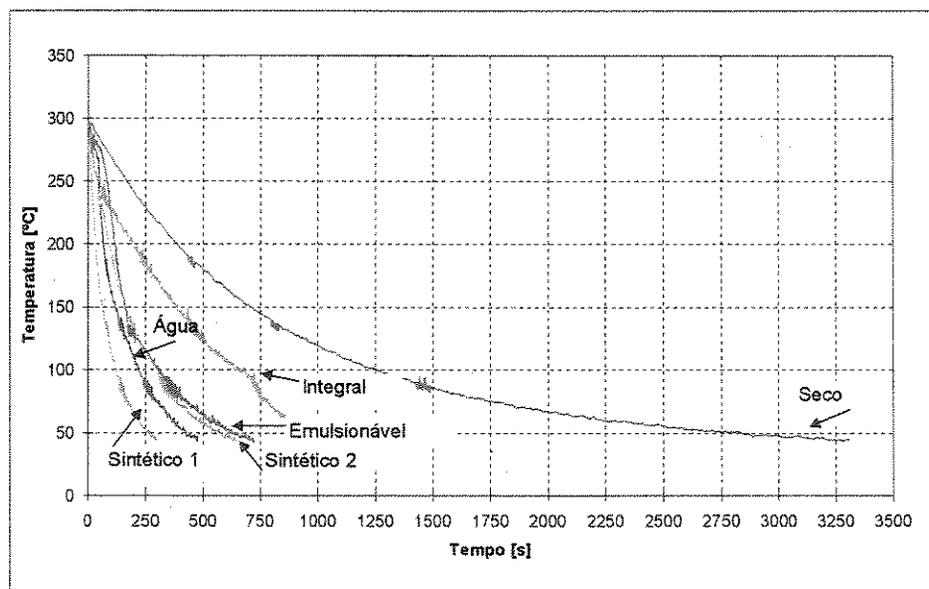


Figura 3.2- Curvas de resfriamento dos corpos de prova (SALES, 1999)

A capacidade refrigerante em ordem crescente é: seco, integral, emulsionável, sintético 2, água e sintético 1. Uma análise mais detalhada foi realizada para explicar a maior capacidade refrigerante do fluido sintético 1 em relação a água. Seus resultados demonstram que a água, que tem baixo ponto de ebulição (100 °C), ao entrar em contato com o corpo de prova tem tendência a formação de uma camada ou bolsão de vapor, que atua como barreira impedindo a ação do fluido, reduzindo assim sua eficiência. No fluido sintético 1, a presença de aditivos na concentração proporciona

maior capacidade de reduzir a tensão superficial das bolhas de vapor e diminuir o efeito do bolsão. Com isso, o fluido pode acessar a peça e exercer sua função (SALES, 1999).

Motta (1994) verificando a influência dos fluidos de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta no torneamento do aço ABNT 1020, através da metodologia dos termopares em diferentes velocidades de corte, classificou a capacidade refrigerante dos fluidos na seguinte ordem decrescente: sintéticos 3%, semi-sintéticos 3%, emulsionável 3%, emulsionável 10% e por último a situação a seco. Esta análise demonstra similaridade com os resultados de Sales (1999), indicando que a metodologia para classificar os fluidos de corte através de um processo dinâmico tem uma coerente relação com o processo de corte.

Para determinar a capacidade lubrificante dos fluidos de corte, Sales (1999) utilizou a técnica da esclerometria pendular, que consiste em produzir um risco em uma amostra com topografia conhecida, por meio de um penetrador de geometria definida. A figura 3.3 ilustra o esquema.

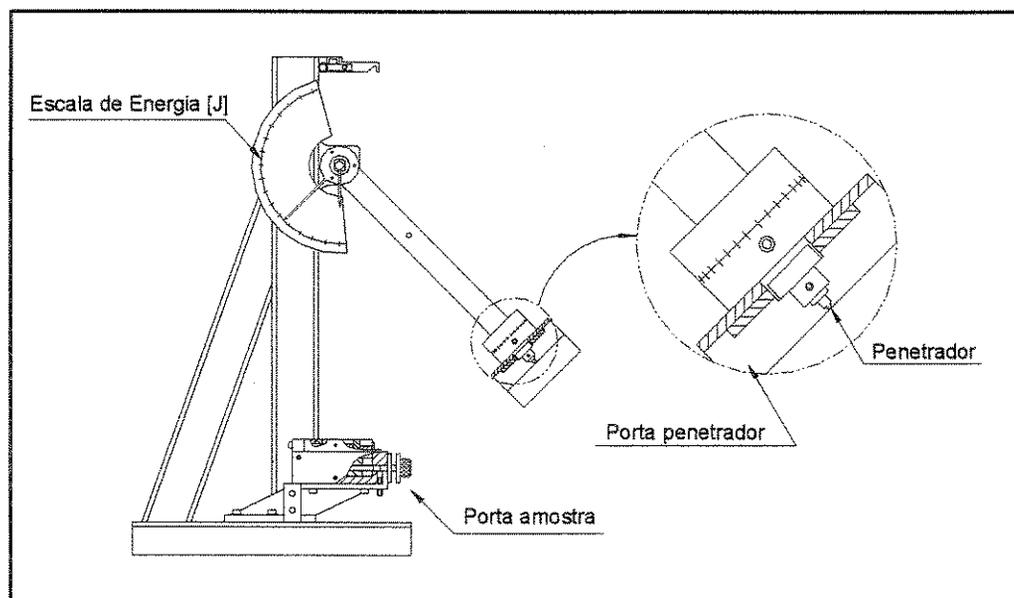
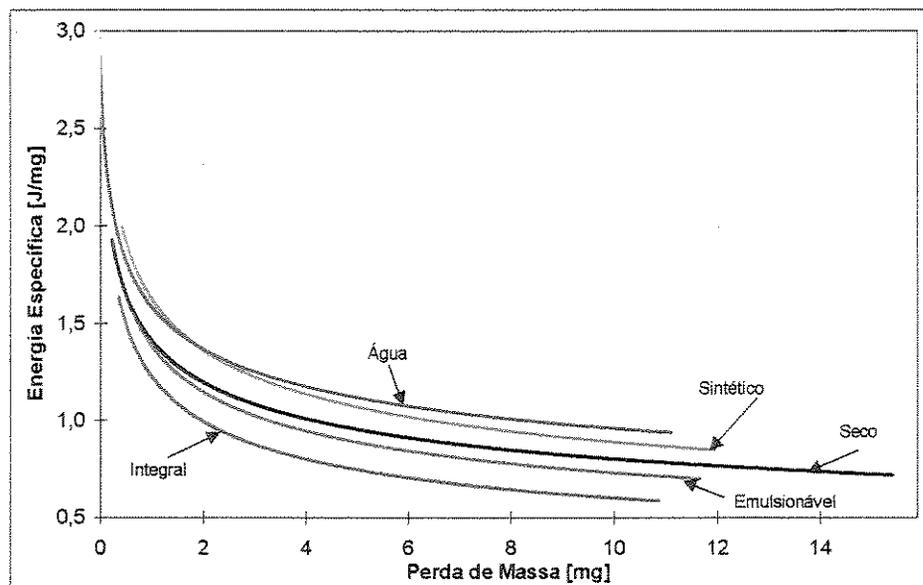


Figura 3.3- Esquema do Esclerômetro Pendular (SALES, 1999)

O penetrador é fixado na extremidade do pêndulo com massa previamente ajustada e liberado de uma determinada altura. O sistema possui, inicialmente, uma energia potencial armazenada. Após a execução do risco, o êmbolo atinge uma determinada altura. Uma escala graduada no instrumento registra diretamente a energia consumida no experimento. A superfície da amostra está submersa em uma camada de fluido de corte. A amostra é pesada antes e após o risco. Assim, calcula-se a energia específica, que é a relação entre a energia gasta para riscar e a perda de massa (SALES, 1999).

No ensaio o material do penetrador era metal duro, o do corpo de prova o aço AISI 8640 e a velocidade de percussão foi de 246 m/min, que é próxima a valores normalmente utilizados nas operações de usinagem. Os fluidos de corte e as concentrações foram as mesmas utilizadas no teste de capacidade de refrigeração: água, sintético 1, sintético 2, emulsão, integral e a seco. A figura 3.4 demonstra os resultados obtidos.



Figuras 3.4- Energia específica consumida durante o teste de riscamento nos corpos de prova – curvas ajustadas (SALES, 1999)

A classificação obtida em ordem crescente de perda de massa foi: óleo integral, emulsão, seco, sintético 2, sintético 1 e água. Os fluidos com maior capacidade refrigerante, (ver figura 3.2), foram os que apresentaram maiores energias específicas. Portanto, a incapacidade de retirada de calor promove aumento de temperatura e conseqüentemente uma menor resistência do material ao corte, reduzindo o coeficiente de atrito e o consumo de energia (SALES, 1999).

3.6- Influência da aplicação dos fluidos de corte nos processos de usinagem

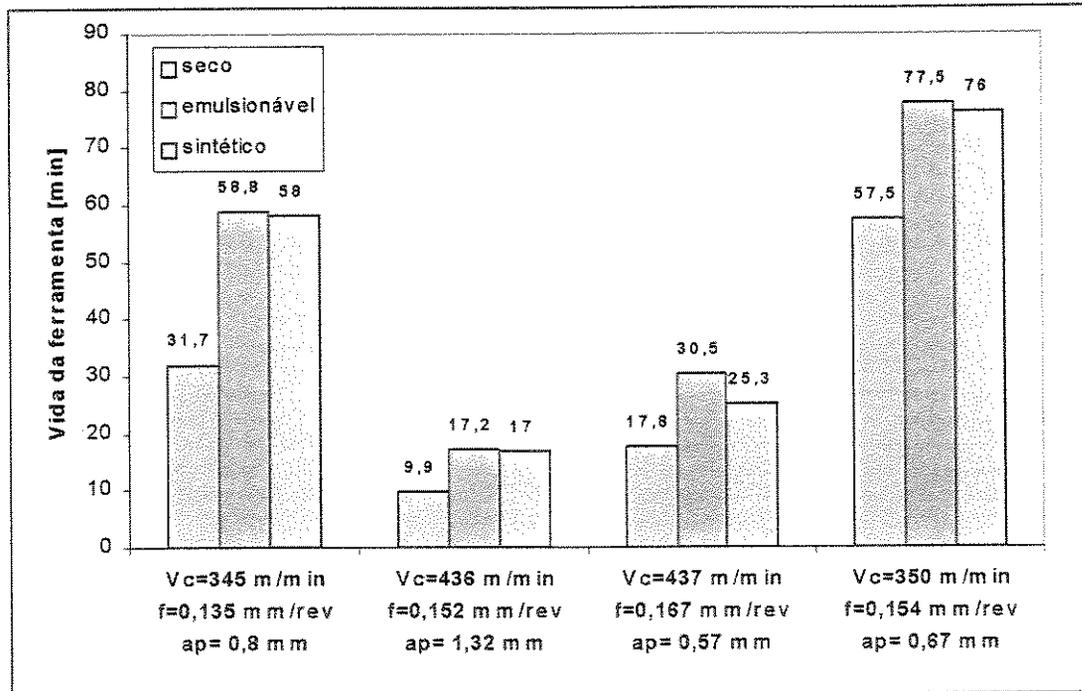
O principal objetivo da aplicação de um fluido de corte em um processo de usinagem é a viabilização da operação ou, no mínimo, obtenção de resultados que justifiquem o seu custo. Estas condições são alcançadas em muitas operações. Entretanto, em alguns casos, a utilização dos fluidos de corte pode simplesmente não justificar as condições acima relacionadas, ou ainda, interferir de forma negativa. A influência dos fluidos de corte está principalmente relacionada ao tipo de processo de usinagem, das condições de corte, do material da peça e do material da ferramenta.

3.6.1- Aplicações onde o fluido de corte oferece benefícios

A usinagem com ferramentas de menor resistência, como é o caso dos aços rápidos, demandam a utilização dos fluidos de corte. Isto se deve ao fato que o calor gerado durante a usinagem eleva a temperatura, reduzindo sua resistência mecânica e, assim, facilitando a ocorrência de desgastes, deformações plásticas e seu colapso. Nestes casos, os fluidos de corte reduzem a temperatura, não permitindo que a ferramenta reduza significativamente sua resistência e viabilizando a usinagem em maiores valores de velocidades de corte. Furação, brochamento, roscamento com ferramentas de aço rápido são típicos exemplos em que o uso dos fluidos de corte viabilizam o processo ou, no mínimo, oferecem benefícios (SALES, DINIZ & MACHADO, 2001).

Outra importante aplicação dos fluidos de corte é em operações em que baixos valores de rugosidade e/ou estreitas faixas de tolerâncias são requisitos fundamentais. Nestes casos, a lubrificação garante um bom acabamento superficial e a refrigeração auxilia na manutenção de estreitas tolerâncias, evitando dilatações térmicas na peça (SALES, DINIZ & MACHADO, 2001).

Sales (1999) comparou o desempenho da utilização de um fluido sintético, um emulsionável (ambos na concentração de 5%) e o corte a seco em diferentes condições de corte no torneamento do aço ABNT 8620 com ferramentas de metal duro revestidas em relação à vida de ferramenta. A condição a seco apresentou os piores resultados, enquanto os do fluido sintético e emulsionável apresentaram desempenhos similares. A figura 3.5 demonstra os resultados obtidos nestes ensaios. Assim, fica demonstrada a importância da utilização do fluido de corte no torneamento do aço ABNT 8620 utilizando-se ferramentas de metal duro revestidas.



Figuras 3.5- Vida da ferramenta em diferentes condições de corte (SALES, 1999)

3.6.2- Aplicações onde o fluido de corte não oferece benefícios

A utilização do fluido de corte sempre vai interferir no processo de usinagem de alguma forma, seja poluindo o ambiente de trabalho ou impregnando a peça ou componentes da máquina-ferramenta, podendo, em alguns casos, exigir sua limpeza. Entretanto, em termos de vida de ferramenta, existem algumas aplicações onde o fluido de corte não contribui ou contribui muito pouco para aumentar a eficiência do processo. Exemplos clássicos são a usinagem de ferro fundido cinzento (exceto furação profunda) e usinagem de magnésio e alumínio (exceto furação de ligas). Outros exemplos são a usinagem de materiais plásticos e resinas. A usinagem destes tipos materiais depende fortemente das sua resistência ao corte e abrasividade, para se afirmar com exatidão que o fluido não interfere (SALES, DINIZ & MACHADO, 2001).

3.6.3- Aplicações onde o fluido de corte torna-se prejudicial ao processo

Existem exemplos clássicos na usinagem em que a aplicação do fluido de corte prejudica o processo. Um exemplo é a usinagem com ferramentas cerâmicas que, normalmente, deve ser feito a seco, pois o fluido pode promover choques térmicos com eventual fratura da ferramenta (SALES, DINIZ & MACHADO, 2001).

Vieira, Machado & Ezugwu (2001) compararam o desempenho de fluidos de corte (emulsão de óleo mineral, semi-sintético e sintético) com o corte a seco no fresamento com ferramentas de metal duro revestidas do aço AISI 8640. Quando utilizados os fluidos de corte, o modo de falha predominante nas ferramentas foi trincas de origem térmica, as quais são originadas pela flutuação cíclica da temperatura, devido à natureza interrompida do corte. A ferramenta se aquece durante o período de corte (ativo) e se resfria durante o período inativo. Portanto, a aplicação dos fluidos de corte não é recomendada em condições de usinagem em que trincas de origem térmica são predominantes.

A usinagem de materiais endurecidos é outro típico exemplo em que os fluidos de corte podem prejudicar o processo. Os fluidos de corte deveriam atuar somente para refrigerar a ferramenta mas o processo de aplicação permite que o fluido de corte atue próximo à região de corte, refrigerando também a peça. Portanto, a redução na dureza do material causado pelas altas temperaturas não se torna significativa, demandando altas quantidades de energia para cisalhar o material e formar os cavacos, promovendo altas forças de usinagem e gerando altas temperaturas na interface cavaco-ferramenta. Teixeira Filho, Ferreira & Diniz (2001) usinando o aço ABNT 52100 com ferramentas de PBCN demonstraram que a condição a seco apresenta os melhores resultados quando comparada com a utilização do fluido em abundância e a técnica da mínima Quantidade de Fluido (MQF).

3.7- Manutenção dos fluidos de corte

O ciclo de vida de um fluido de corte dentro do ambiente fabril, compreende o armazenamento, manuseio, a mistura (para os aquosos), a utilização e o descarte. A manutenção das propriedades iniciais dentro do estágio de utilização é de grande interesse pois proporciona maior produtividade, reduz o consumo e torna o ambiente saudável e seguro (BIENKOWSKI, 1993b).

Normalmente, os mecanismos de deterioração para os fluidos que não contém água são menos severos quando comparados aos que contém água em sua composição. De fato, o mais importante fator no monitoramento dos óleos de corte é minimizar a contaminação por óleos misturados (“tramp oil”) da máquina-ferramenta. Devido a algumas similaridades entre os fluidos, a mistura das duas substâncias torna-se de difícil separação. Contaminação por água pode ser tolerada nas faixas entre 50 à 1000 ppm, o que geralmente não acarreta problemas operacionais. Entretanto, se aditivos à base de cloro estiverem presentes nos fluidos de corte, corrosão pode ocorrer. Um outro fator de

degradação é a contaminação por sólidos, que pode afetar o acabamento superficial da peça e promover o crescimento de espuma (SHENG & OBERWALLENEY, 1997).

Os mecanismos de deterioração dos fluidos aquosos são complexos e incluem fatores como mudanças de concentração, acidez e alcalinidade, estabilidade da emulsão, crescimento de bactérias e fungos e corrosão. O mais importante fator para controlar as emulsões e soluções é a concentração da composição que influencia diretamente na performance do fluido. Durante o uso, os componentes dos fluidos (tais como inibidores de corrosão, aditivos EP, emulsificadores, etc) são consumidos em diferentes taxas através de ataques de bactérias, evaporação, reações com elementos na água ou metal, condução com peças e cavacos, volatilização devido às temperaturas e pressão. Algumas fontes de deterioração são descritas a seguir:(SHENG & OBERWALLENEY, 1997; RUNGE & DUARTE; 1990)

- **pH:** um rápido aumento na alcalinidade está relacionada com uma contaminação do fluido e, assim, alta acidez é um indicador de crescimento de bactérias, através de uma perturbação no equilíbrio dos íons de hidrogênio. Geralmente, fluidos aquosos são utilizados com leve alcalinidade (pH de 8,0 a 9,5).

- **Potencial corrosivo:** os fluidos freqüentemente inibem a corrosão pela produção de filmes que previnem o contato de oxigênio e água com a superfície do material. Produtos como boratos, fosfato e silicatos auxiliam na formação destes filmes.

- **Coloração e odor:** resultam da presença de camada de óleo contaminante na superfície das emulsões, que exclui o ar e favorece a proliferação das bactérias anaeróbicas, que é acompanhada pelo aparecimento de gás malcheiroso. Quando a camada de óleo é agitada, há liberação de H_2S , produzido durante a atividade das bactérias e, uma aeração da emulsão durante a parada da máquina por períodos superiores a um dia reduz este problema.

- **Instabilidade da emulsão:** como consequência do consumo dos emulgadores da emulsão, inicialmente forma-se um aumento do tamanho dos glóbulos de óleo, tornando a emulsão mais grossa. À medida que o consumo dos emulgadores progride pode ocorrer a quebra da emulsão. A presença de bactérias redutoras de sulfato reduz a vida útil da emulsão devido ao consumo de enxofre presente nos emulgadores.

3.8- Danos dos fluidos de corte à saúde humana e ao meio ambiente

Normalmente, os fluidos de corte são combinações de elementos e não substâncias puras. Portanto, seu nível tóxico dependerá de seus componentes. Os riscos à saúde associados aos fluidos de corte também dependem do tipo e tempo de exposição. Geralmente, os trabalhadores são expostos aos fluidos de corte através de contatos com a pele, inalação de vapores e ingestão de partículas (SHENG & OBERWALLENEY, 1997).

Para contatos com a pele existe uma distinção dos efeitos entre os fluidos aquosos e os óleos. No geral, os óleos estão relacionados a problemas como foliculites, queratoses, acne e carcinomas. Os fluidos aquosos estão principalmente ligados à dermatites por irritação e por alergia. Estas reações estão relacionadas a fatores como tempo de exposição, nível de contaminação e concentração dos fluidos e aspectos individuais como idade, tipo de pele, presença de outras lesões dermatológicas, etc (SHENG & OBERWALLENEY, 1997).

Evaporação e condensação dos fluidos devido ao calor gerado durante a usinagem são os maiores fatores de formação de vapores, seguidos pela força centrífuga e o impacto. O óleo mineral gera mais vapores que as emulsões sob mesmas condições de usinagem (THORNBURG & LEITH, 2000). Portanto, além dos contatos com a pele, os fluidos de corte expõem os trabalhadores a inalação de vapores. Efeitos de inalação crônica são difíceis de se identificar e, esses efeitos podem não estar diretamente ligados ao óleo ou a um componente químico no fluido mas, a uma combinação de fatores. Entretanto, existem algumas evidências que sugerem que tal exposição incentiva bronquite e asma (SHENG & OBERWALLENEY, 1997).

O conceito de biodegradabilidade não pode ser aplicado aos fluidos de corte (emulsões e soluções) da mesma maneira como é aplicado, por exemplo, aos detergentes domésticos que são descartados imediatamente após o uso. Em uma máquina-ferramenta, o fluido de corte deve durar o maior tempo possível. Portanto, um fluido não pode ser biodegradável; ao contrário, deve ser bioestável e compatível com o meio ambiente. É desejável que a água resultante do descarte do fluido não contenha produtos agressivos à fauna e flora aquáticas. Fenóis e nitritos, usados amplamente na formulação dos fluidos de corte, passam para a fase aquosa do fluido e, por ocasião do descarte, são encontrados na água resultante da quebra das emulsões. É desejável sua ausência ou a presença em mínimas quantidades (RUNGE & DUARTE, 1990).

3.9- A usinagem a seco

Uma tendência para solução dos problemas relacionados com os fluidos de corte é a usinagem sem fluido de corte, denominada corte a seco, e que está sendo viabilizada devido a inovações tecnológicas. As vantagens do corte a seco incluem: não poluição da atmosfera e da água; peças e cavacos livre de resíduos, o que pode ser refletido na redução dos custos de reciclagem; e redução nos riscos à saúde dos operadores. Ainda, o corte a seco pode oferecer redução nos custos da usinagem (SREEJITH & NGOI, 2000).

Entretanto, com a ausência dos fluidos de corte novos problemas começam a existir. Quando os fluidos de corte não estão disponíveis nas operações de usinagem, aumenta o atrito na interface ferramenta-peça e cavaco-ferramenta o que causa, conseqüentemente, maiores temperaturas. A ferramenta é submetida à maiores cargas térmicas, o que resulta em maiores níveis de abrasão, difusão e oxidação causando redução na sua vida. A peça e a máquina-ferramenta, ao receberem uma maior quantidade de calor, originada no corte, tendem a dilatar e dificultar a obtenção de tolerâncias apertadas e, em alguns casos, problemas com a estrutura superficial da peça podem ocorrer (DINIZ & MICARONI, 2002; KLOCKE & EISENBLÄTTER, 1997).

Em alguns casos, como citado no item 3.6.3, a usinagem com fluido de corte pode prejudicar o processo de usinagem, ou ainda, como citado no item 3.6.2, a aplicação dos fluidos de corte não oferece benefícios. Nestes casos a ausência dos fluidos de corte é determinada no planejamento do processo. Contudo, o desafio atual é retirar o fluido de corte em operações nas quais, tradicionalmente, ocorrem benefícios com sua utilização. Para isso é fundamental entender como os fluidos de corte atuam na região de corte e como seus benefícios podem ser substituídos por outras inovações tecnológicas. A viabilização do corte a seco está relacionada com o desenvolvimento de quase todas as áreas relacionadas ao processo de corte, tais como o desenvolvimento das propriedades das ferramentas de corte, dos revestimentos, das máquinas-ferramentas e da otimização dos parâmetros de corte para a ausência de fluido.

A seguir são descritos como os avanços em cada área citados acima têm colaborado para a retirada dos fluidos de corte em alguns processos de usinagem.

3.9.1- Propriedades das ferramentas de corte

Durante a usinagem a seco, as exigências ocorridas nas ferramentas são decorrentes principalmente da elevação da temperatura no processo. Ferramentas devem ser otimizadas com relação ao substrato, geometria e cobertura (KLOCKE & EISENBLÄTTER, 1997).

A dureza e a resistência ao desgaste a quente das ferramentas desempenham um papel fundamental nestes casos. Assim, ferramentas de aço rápido, que em temperaturas da ordem de 400 °C já começam a perder a dureza, são inadequadas. Não é o que acontece com ferramentas de metal duro, cermet, cerâmicas, CBN e PCD, que possuem uma boa dureza à quente e tornam esses materiais aplicáveis no corte a seco (NOVASKI & DÖRR, 1999; KLOCKE & EISENBLÄTTER, 1997).

Segundo Novaski & Dörr (1999) para os metais duros da classe P, os elevados teores de TiC (Carboneto de Titânio) e TaC (Carboneto de Tântalo) melhoram, principalmente, a dureza a quente e a resistência a difusão e oxidação. Entretanto, estes metais duros são extremamente frágeis. Novos materiais com estrutura granular mais fina, com um elevado teor de ligante cobalto, proporcionam uma melhoria na tenacidade e mantêm as demais propriedades características dessa classe.

Polini et. al. (2002) compararam o desempenho de ferramentas de metal duro com diferentes tamanho de grão do substrato com cobertura de diamante, pelo processo CVD, no torneamento de uma liga de alumínio. Os tamanhos médios de grão do substrato eram de 1, 3 e 6 μm . As condições de corte foram de $v_c = 480 \text{ m/min}$, $f = 0,4 \text{ mm/rot}$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$ e corte a seco. A comparação era realizada através da verificação do desgaste de flanco após 5 e 10 min de usinagem. Os resultados demonstraram que, em geral, quanto maior o tamanho de grão maior a taxa de desgaste. Este fenômeno foi associado com a dureza no substrato, que era inversamente proporcional ao tamanho do grão.

Klocke & Eisenblätter (1997) descrevem que pequenas tolerâncias dimensionais, de forma e posição, no corte a seco, merecem uma atenção especial. Assim, o processo deve ser planejado de forma a minimizar a quantidade de calor na peça e, isto pode ser alcançado minimizando os esforços de corte e a distribuição do calor. Portanto, com relação à geometria das ferramentas, a força de corte pode ser reduzida com um ângulo de saída maior, ou seja, positivo. Por outro lado, a aumento no ângulo de saída reduz a rigidez da ferramenta, além de reduzir o número de arestas disponíveis para o corte, o que pode ser alcançado com ferramentas negativas.

No torneamento de peças endurecidas, com dureza entre 50 a 70 HRc, as ferramentas de corte são muito mais exigidas. Portanto, ferramentas de metal duro, que consegue aliar dureza e tenacidade devido à utilização de substrato com microgrãos são utilizadas em furação e operações de fresamento de moldes e matrizes. Entretanto, as ferramentas de metal duro demonstram baixa dureza e baixa estabilidade térmica em aplicações de torneamento e fresamento em faceamento (TÖNSHOFF, ARENDT & AMOR, 2000).

Ainda segundo Tönshoff, Arendt & Amor (2000) as ferramentas frequentemente utilizadas nas operações de torneamento duro e fresamento em faceamento são cerâmicas e CBN. A alta dureza e estabilidade térmica proporcionam a estes materiais suportar elevadas cargas térmicas e mecânicas nos processos. A mais importante diferença entre ferramentas cerâmicas e CBN é o valor da tenacidade. Comparado com as cerâmicas, as ferramentas de CBN são mais apropriadas para operações de corte interrompido. Considerando os efeitos em tolerâncias dimensionais e de forma da peça, alta condutividade térmica e baixo coeficiente de expansão térmica são importantes. Ambas características são favoráveis às ferramentas de CBN e, portanto, demonstram que este é o material mais adaptado em operações de corte de material endurecido.

3.9.2- Propriedades dos revestimentos

As propriedades das ferramentas de corte podem ser melhoradas com a introdução de uma ou mais camadas em sua superfície. Os revestimentos, que em geral são camadas finas e duras, proporcionam às ferramentas elevada dureza aliada a baixo coeficiente de atrito e estabilidade química com uma espessura de camada, geralmente, de 1 a 4 μm . Segundo Ruppi & Halvarsson (1999), os processos de deposição de coberturas em ferramentas de corte podem ser divididos em dois grupos: CVD (Chemical Vapour Deposition) e PVD (Physical Vapour Deposition).

A principal característica do processo CVD é a alta temperatura no substrato necessária para a deposição da cobertura. Altas temperaturas nos processos de cobertura promovem redução da dureza em ferramentas de aço rápido e também afetam a tenacidade e a resistência à ruptura de metais duros. Usando o processo convencional de cobertura CVD, o qual gera temperaturas da ordem de 1100 °C, a resistência à ruptura pode ser reduzida em 30%. Entretanto, este problema pode ser minimizado usando o processo de cobertura CVD com temperaturas moderadas (MT-CVD), o qual utiliza temperaturas da ordem de 850 °C. A principal vantagem deste processo é a redução das

tensões e aumento da rigidez devido à menor temperatura de deposição (KLOCKE & KRIEG, 1999).

As temperaturas utilizadas no processo PVD são menores quando comparadas ao processo CVD e MT-CVD. Nos processos PVD as temperaturas de deposição, geralmente, estão no intervalo de 200 a 500 °C e praticamente não influenciam nas características do material que está sendo revestido. Este processo permite que as arestas revestidas fiquem mais agudas que no CVD, característica importante principalmente no fresamento, furação e rosqueamento de materiais com baixo teor de carbono. No processo PVD, o material utilizado na cobertura é evaporado e seguido por condensação no substrato da ferramenta (KLOCKE & KRIEG, 1999).

As principais coberturas depositadas pelo processo CVD são TiC, TiN, TiCN e Al₂O₃. A cobertura de óxido de alumínio (Al₂O₃) é freqüentemente depositada pelo processo CVD, embora possa ser obtida também em baixas temperaturas pelo processo PVD (RUPPI & HALVARSSON, 1999). A técnica de deposição PVD é mais recente e, as principais coberturas depositadas por este processo são TiN, TiCN, TiAlN e CrN. Além de uma grande variedade de ferramentas de corte serem recobertas por esta metodologia, este tipo de deposição também é aplicado, cada vez mais, em moldes e matrizes de aço (TEER, 2001).

Tensões residuais na superfície e subsuperfície das camadas de revestimento nas ferramentas de corte determinam sua resistência à tensões mecânicas, especialmente em carregamentos descontínuos. Conforme a figura 3.6, a técnica de revestimento CVD promove tensões de tração enquanto, os processos PVD causam principalmente tensões compressivas.

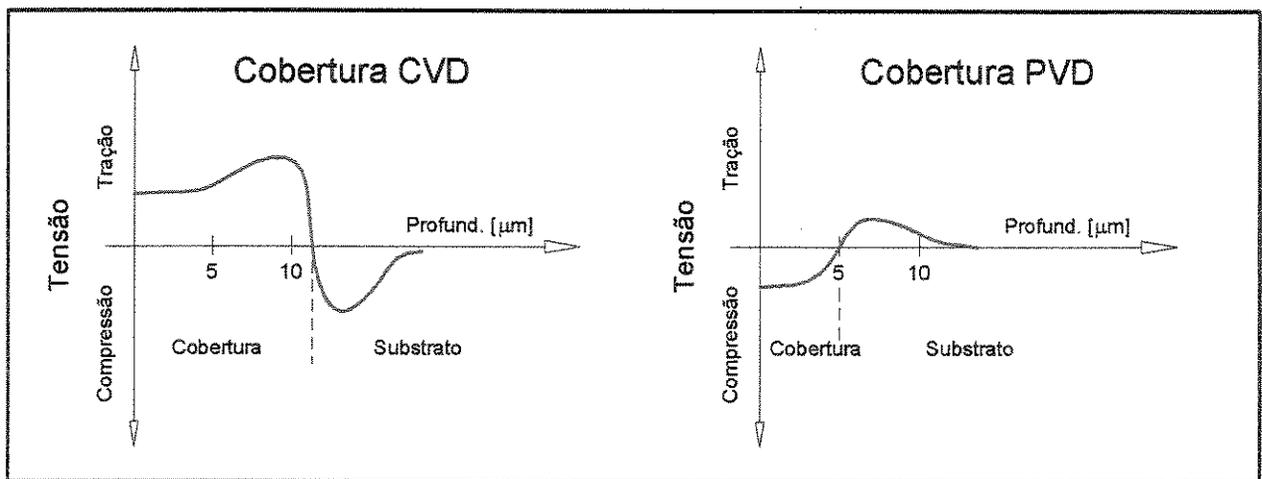


Figura 3.6- Distribuição de tensões nas camadas de cobertura (KLOCKE & KRIEG, 1999)

Nas operações de usinagem, o corte pode ser contínuo ou descontínuo. Normalmente, em operações de corte contínuo, como torneamento, um requisito importante da cobertura é uma boa aderência com o substrato. Assim, coberturas CVD são freqüentemente utilizadas. Em operações de corte interrompido, como fresamento, requisitos importantes são tenacidade, resistência à oxidação e tensões residuais de compressão no material da ferramenta. Portanto, coberturas PVD são freqüentemente usadas, possibilitando tensões de compressão devido à técnica de deposição (KLOCKE & KRIEG, 1999).

Outro importante ponto a ser verificado na aplicação de coberturas é se a operação consiste em acabamento ou desbaste. Em operações de desbaste é importante um alto nível de proteção da ferramenta contra tensões mecânicas e altas temperaturas. Operações de acabamento são dependentes de aresta de corte afiada devido ao uso de pequenas áreas de corte. Tais operações são facilitadas com coberturas que não aumentem significativamente o raio de aresta e não reduzam a tenacidade do substrato. Por isso, a aplicação de cobertura PVD encontra mais aplicações em operações de acabamento (KLOCKE & KRIEG, 1999).

As coberturas podem ser utilizadas em multi-camadas de tal forma a utilizarem características das diferentes coberturas. Algumas coberturas fornecem melhor aderência ao substrato e freqüentemente são utilizadas como camada de ligação entre o substrato e as outras camadas de cobertura. Um exemplo desta aplicação é a utilização da camada de TiC em uma cobertura CVD de TiC, Al₂O₃ e TiN sobre o metal duro. Multi-camadas também são projetadas para melhorar propriedades mecânicas em relação a uma única cobertura, como dureza e tenacidade, combinando diferentes materiais de cobertura (YUHARA, 2000).

A figura 3.7 demonstra a microdureza Vickers em função da temperatura, no intervalo entre 25 °C a 1000 °C para coberturas PVD. A cobertura TiCN tem a dureza mais elevada a temperatura ambiente, mas após 750 °C a cobertura de TiAlN torna-se mais dura que a TiCN. A 1000 °C, a cobertura de TiAlN é significativamente mais dura que a cobertura de TiCN. Este efeito é atribuído à solução sólida de alumínio na estrutura da cobertura (JINDAL et. al, 1999). Principalmente em situações nas quais não existe refrigeração no processo de corte, como o corte a seco, coberturas capazes de manter dureza sob altas temperaturas são de fundamental importância.

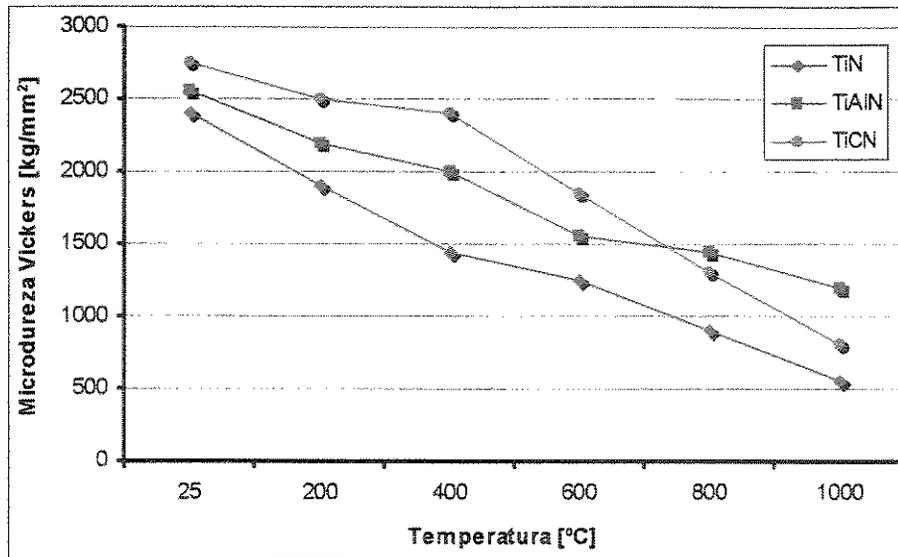


Figura 3.7- Microdureza Vickers das camadas de TiN, TiAlN e TiCN em função da temperatura (JINDAL et. al., 1999)

Jindal et.al. (1999) com o objetivo de comparar as características das coberturas conduziram testes de torneamento em três materiais (aço, ferro fundido e uma liga à base de níquel) com a utilização parâmetros de corte apropriados para cada material. As coberturas utilizadas foram TiN, TiCN e TiAlN depositadas pelo processo PVD em ferramentas de metal duro. Os resultados demonstram que, para todos os materiais usinados, as coberturas de TiAlN e TiCN foram mais eficientes que as coberturas de TiN, principalmente para as maiores velocidades de corte. Entretanto, desgaste de cratera foi presenciado em todas as ferramentas o que pode estar associado à dois fenômenos: primeiro, a ausência de uma camada de alta estabilidade química, e segundo, o processo de deposição PVD oferece uma menor adesão da cobertura ao substrato que os processos CVD o que, em operações de usinagem com corte contínuo, é um fator muito importante para evitar tal desgaste, conforme descreve Klocke & Krieg (1999).

Apesar das coberturas citadas preencherem quase todo o mercado de ferramentas, problemas em operações específicas podem utilizar outras coberturas. Um caso típico é a utilização de coberturas de diamante (DLC – Diamond-like carbon) e Sulfeto de Molibdênio (MoS₂) na furação, com o objetivo de sanar os problemas de aderência de material na aresta de corte e nos canais de saída de cavaco para evitar à quebra da ferramenta. Estas coberturas possibilitam baixo coeficiente de atrito quando comparadas às tradicionais.

Entretanto, novos problemas com a utilização dessas coberturas podem surgir. Coberturas de diamante têm afinidade química com o carbono, presente em alguns materiais, o que promove sua

rápida deterioração por processo difusivo. Ainda, a deposição de camadas de diamante sobre substratos de metal duro torna-se complicada devido à hostilidade com o cobalto presente como ligante do material base (POLINI et. al., 2002).

Coberturas de Sulfeto de Molibdênio (MoS_2), geralmente, são depositadas sobre a cobertura mais externa para promover baixo coeficiente de atrito e lubrificação sólida (TEER, 2001). Coldwell, Dewes & Aspinwall (2002) conduziram testes de furação de uma liga de alumínio utilizando uma cobertura de MoST (Sulfeto de Molibdênio com introdução de Titânio) comparando sua eficiência no corte com fluido, mínima quantidade de fluido (MQF) e corte a seco. Diante da utilização do corte a seco, excessiva adesão de material ocorreu nas ferramentas e o baixo coeficiente de atrito da cobertura de MoST não foi capaz de retardar o aparecimento de aresta postiça de corte. Por outro lado, a redução dos valores de circularidade e cilindridade nos furos é atribuída a utilização da cobertura de MoST. Portanto, em casos nos quais tolerâncias são críticas e estreitas, a utilização de coberturas com lubrificação sólida pode contribuir na obtenção da qualidade necessária.

3.9.3- O efeito da temperatura nas máquinas-ferramentas

As fontes de calor em um processo de usinagem podem causar dilatações térmicas em máquinas-ferramentas e na peça usinada. Segundo Weck et. al. (1995) as fontes de calor podem contribuir com mais do que 50% dos erros dimensionais e de forma nos processos de usinagem. Principalmente em processos de corte a seco, minimizar o efeito do calor na peça e máquina-ferramenta é fundamental.

Fontes de calor podem ser classificadas como internas e externas. Fontes de calor externas estão relacionadas com a variação da temperatura ambiente proveniente da energia solar ou por uma outra máquina próxima. Fontes de calor internas estão relacionadas ao calor gerado no processo de corte, calor gerado no atrito em movimentos dos eixos da máquina e escoamento dos cavacos do processo de corte. De um modo geral, para os processos de corte a seco, a influência das fontes de calor internas são significativamente maiores que as externas.

As formas de minimizar os efeitos das fontes internas de calor nos processos de usinagem caminham em duas rotas: utilização, durante a fase de projeto, de conceitos para diminuir a influência da temperatura e compensação à dilatação através de correções nos programas NC.

Com relação às alterações no projeto, está sendo dada uma atenção especial para o livre escoamento dos cavacos. Alguns desenvolvimentos para minimizar o efeito do calor no desempenho das máquinas-ferramentas são (FERRARI, 2002):

- a) utilização de barramentos inclinados que contribuem para a melhor distribuição de forças de corte;
- b) inexistência de ângulos, dispositivos e parafusos que dificultem o escoamento dos cavacos e promove uma menor dilatação em pontos críticos da máquina;
- c) carros cruzados que deslizam sobre guias lineares de alta precisão, atingindo velocidades de avanço rápido da ordem de 30 m/min possibilitam menor tempo total de usinagem, diminuindo a exposição da peça ao calor;
- d) utilização de rolamentos de alta precisão com lubrificação permanente para atingir elevadas rotações;
- e) contra-pontos deslocáveis que permitem a realização de usinagem externas e internas no mesmo ciclo de trabalho;
- f) utilização de materiais com menores coeficientes de dilatação térmica em pontos estratégicos da máquina-ferramenta.

A compensação das dilatações térmicas pode ser realizada através da utilização de sensores verificando deslocamentos na máquina-ferramenta. De tempo em tempo, ocorre um posicionamento da ferramenta no sensor para verificação do deslocamento. A diferença entre as distâncias entre duas verificações é utilizada como valor de compensação e é transferida para o CNC da máquina. Compensações diretas são freqüentemente dificultadas devido ao fato de que verificações de deformações não serem possíveis durante a usinagem. Outro fator de complicação é a exposição de sensores à cavacos em alta temperatura (WECK et. al., 1995).

Outra possibilidade de compensação é por técnicas indiretas. Deformações térmicas são calculadas através de informações fornecidas por sensores na estrutura da máquina. Os cálculos das deformações a serem compensadas podem ser enviados para o CNC ou, ainda, podem ser utilizados por atuadores na máquina-ferramenta. Neste caso, a compensação exata da deformação está em função da quantidade e a posição relativa dos sensores na máquina. Redes Neurais são utilizadas

para esta função de modelamento de deformações térmicas com grande sucesso (WECK et. al., 1995).

3.9.4 – Otimização do processo de usinagem

Os parâmetros de usinagem devem ser considerados durante a usinagem a seco. Sempre se tem a idéia que, sem a utilização dos fluidos de corte, os parâmetros de usinagem devem ser reduzidos. Os resultados têm mostrado que, tanto para o torneamento quanto para o fresamento, gasta-se menos energia de atrito por volume de material usinado quando se utilizam avanços mais elevados e, conseqüentemente, espessuras de corte maiores. Além disso, o equilíbrio térmico faz com que mais calor seja transferido para o cavaco (NOVASKI & DÖRR, 1999).

Por outro lado, como descrito anteriormente, a ferramenta é submetida a uma maior carga térmica, o que pode resultar em altos valores de abrasão, difusão e oxidação e, ainda, redução na sua vida. A peça, quando recebe uma grande quantidade de calor, dilata, dificultando a obtenção de tolerâncias apertadas e, em alguns casos, danos metalúrgicos podem ocorrer na camada superficial da peça (DINIZ & MICARONI, 2002).

Duas técnicas têm sido utilizadas com o objetivo de minimizar a utilização dos fluidos de corte nos processos de usinagem: a Mínima Quantidade de Fluido (MQF) e o corte a seco.

Silva e Wallbank (1998) descrevem que a quantidade de fluido que geralmente é empregada na usinagem é muito maior do que a quantidade necessária para lubrificar a pequena área de corte envolvida no processo. A técnica da Mínima Quantidade de Fluido (MQF) consiste na pulverização de uma pequena quantidade de fluido (geralmente inferior à 50ml/h) em um fluxo de ar comprimido direcionado para a região de corte. O principal objetivo da técnica é fornecer a quantidade de fluido necessária para ocorrer lubrificação no processo e viabilizar a operação.

A utilização desta técnica obteve grande sucesso na a furação. Braga et. al. (2002) e Coldwell, Dewes & Aspinwall (2002) descrevem sobre a aplicação da técnica na furação de ligas de alumínio com brocas de metal duro. As duas pesquisas apresentam conclusões similares sobre a dificuldade da furação a seco devido à adesão de material, entupimento e posterior quebra da broca. A técnica MQF tornou o processo viável, possibilitando a obtenção dos furos com igual ou melhor qualidade que aqueles obtidos com fluido de corte em abundância.

Entretanto, no torneamento de aço, esta técnica não demonstrou resultados satisfatórios. Scandiffio (2000) comparou a utilização de fluido em abundância, MQF e o corte a seco no torneamento do aço ABNT 1045 em operação de acabamento com ferramentas de metal duro revestidas, mantendo avanço ($f = 0,15$ mm/rot), profundidade de usinagem ($a_p = 0,7$ mm) e raio de ponta ($r_e = 0,4$ mm) constante e alterando a velocidade de corte ($v_c = 360, 445$ e 530 m/min). Os resultados demonstram que a vida da ferramenta foi maior quando se utilizou fluido de corte em abundância, seguida pelo corte a seco e, por último, pela Mínima Quantidade de Fluido (MQF). Este resultado é associado à dificuldade do fluxo de ar/óleo atingir a zona de corte devido à alta velocidade de corte e o sentido do fluxo de ar/óleo que ser contrário ao sentido de rotação da peça. Neste caso, a utilização da Mínima Quantidade de Fluido (MQF) não apresentou vantagens, mesmo quando comparada com o corte totalmente a seco.

Normalmente, a utilização do corte totalmente a seco demanda alterações nos parâmetros de corte. Micaroni (2001) continuando a pesquisa anterior, eliminando a utilização do MQF e concentrando os experimentos apenas na influência dos parâmetros de usinagem, alterou a velocidade de corte ($v_c = 430$ e 540 m/min), avanço ($f = 0,1$ e $0,14$ mm/rot), raio de ponta ($r_e = 0,4$ e $0,8$ mm) e manteve constante a profundidade de usinagem ($a_p = 1$ mm). A vida da ferramenta foi sempre maior quando se utilizou fluido de corte. Entretanto, este trabalho demonstrou que, se o objetivo é a retirada do fluido de corte do processo, é necessário diminuir a velocidade de corte e aumentar o avanço de forma a manter o tempo de corte. Este procedimento reduz a diferença entre a usinagem com fluido de corte e a usinagem a seco. Contudo, o aumento do avanço promoveria uma maior rugosidade na peça, o que pode ser corrigido aumentando o raio de ponta. Ainda, a utilização do corte a seco, consome uma menor potência elétrica e obtêm uma melhor rugosidade na peça quando comparada com o corte com fluido.

Capítulo 4

Materiais, equipamentos e planejamento experimental

4.1 – Introdução

Os experimentos desta pesquisa foram realizados no Laboratório de Usinagem dos Materiais do Departamento de Engenharia da Fabricação na Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.

O objetivo é encontrar condições no torneamento em desbaste em que o corte a seco demonstre resultados satisfatórios quando comparados ao corte com fluido em abundância, ou seja, em que os resultados de vida de ferramentas, qualidade das peças e potência consumida sejam os mais próximos possíveis daqueles obtidos na usinagem com fluido em abundância.

Assim, este capítulo demonstra as condições em que os ensaios foram realizados, descrevendo as características do material usinado, as especificações das ferramentas, do fluido de corte, da máquina-ferramenta, do monitoramento de potência, análise de desgaste, da rugosidade e como o planejamento experimental foi desenvolvido.

4.2 – Material

Os corpos de prova em todos os ensaios realizados foram confeccionados a partir de barras de aço laminado ABNT 1045 de seção circular. Ensaios de composição química, micrografia, dureza e tração foram realizados no Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP objetivando conhecer mais detalhadamente as características do material.

A figura 4.1 representa a geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios de usinagem. Durante os ensaios, a fixação dos corpos de prova era realizada com a placa no diâmetro de 60 mm e contra-ponto na extremidade oposta. Com o objetivo de manter a rigidez e evitar vibrações a medida que o corpo de prova diminuía de diâmetro devido as diversas passadas de corte realizadas, o menor diâmetro usinado foi de 60 mm, o que permitia remover 1,005 dm³ de material por corpo de prova.

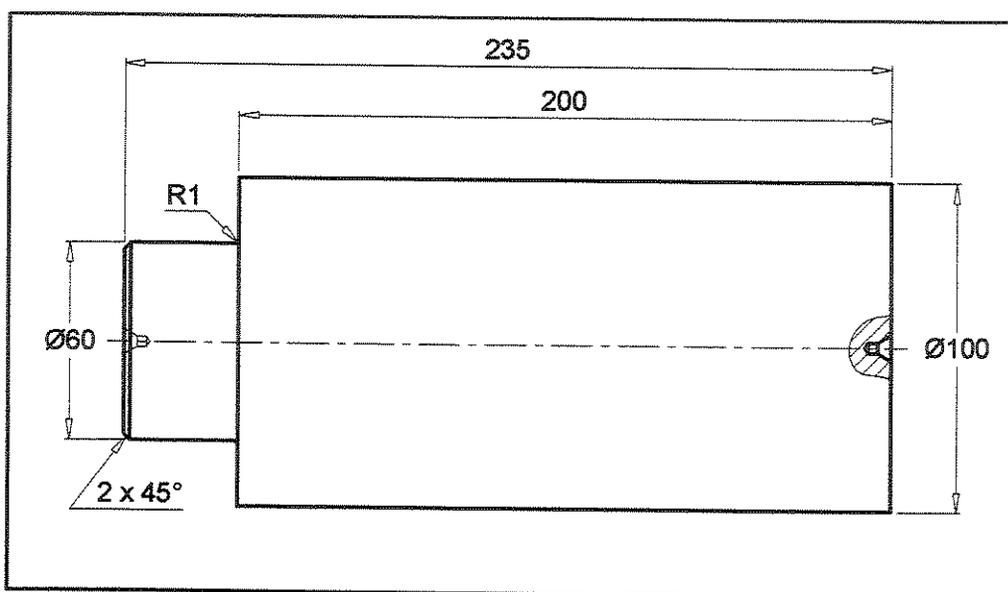


Figura 4.1- Representação dos corpos de prova

A análise de composição química foi realizada em um Espectrômetro de Fluorescência de Raio X marca Rigaku modelo RIX 3100, o qual utiliza-se de um método instrumental não destrutivo para análises elementares quantitativas e qualitativas, baseado na medida dos comprimentos de onda e intensidade das linhas espectrais emitidas pela excitação secundária dos elementos. De acordo com as análises e os certificados de qualidade dos fornecedores, o material demonstra os seguintes resultados:

Tabela 4.1 – Análise da composição química do material – porcentagem em massa

Elemento	C	Mn	Si	P	S
Análise 1	0,45 %	0,72 %	0,20 %	0,02 %	0,03 %
Análise 2	0,49 %	0,77 %	0,20 %	0,03 %	0,04 %

A análise de dureza nos corpos de prova foi realizada pelo método Rockwell. Assim, dezoito indentações foram realizadas aleatoriamente entre os diâmetros de 60 a 100 mm nos corpos de prova e os resultados foram os seguintes: dureza média de 97 HRb e desvio padrão de 0,52 HRb. Portanto,

pode-se estimar que a população dos corpos de prova (99,67%) pertence ao intervalo de $\pm 3\sigma$ em torno da média, ou seja, de 95,5 HRb à 98,5 HRb. Como a dureza afeta a usinabilidade do material, esta avaliação permite demonstrar não existir grandes variações de dureza e que as variáveis de resposta não são afetadas significativamente por esta fonte de variabilidade.

A análise de micrografia foi realizada em uma amostra retirada da seção transversal da barra, a qual foi lixada, polida e atacada por Nital a 2% por 3 segundos. Após a preparação, a amostra foi analisada e fotografada em um Microscópio Eletrônico Carl Zeiss modelo Neophot 32. A figura 4.2 demonstra uma fotografia representativa da microestrutura.

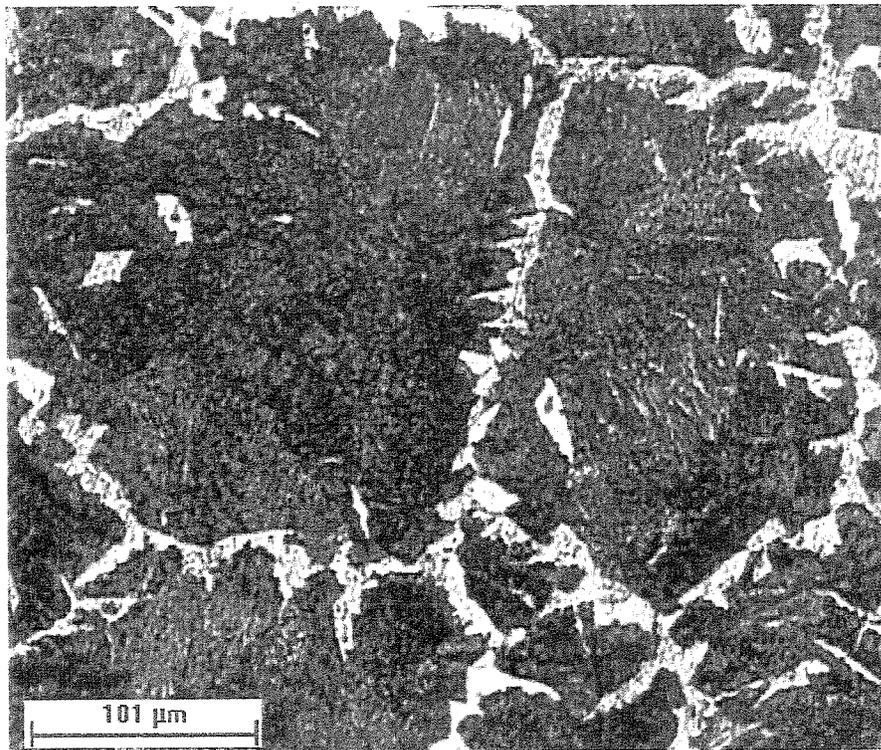


Figura 4.2- Micrografia do Aço ABNT 1045 atacado por Nital 2%

Nessa figura, observa-se uma estrutura formada por ferrita de contorno de grão (parte clara) e de perlita (parte escura) a qual se apresenta em estrutura lamelar.

Para os ensaios de tração cinco corpos de prova, conforme figura 4.3, foram usinados. A tensão de ruptura média (σ_r) dos ensaios de tração foi de 81 kgf/mm², com um alongamento médio de 15,2%.

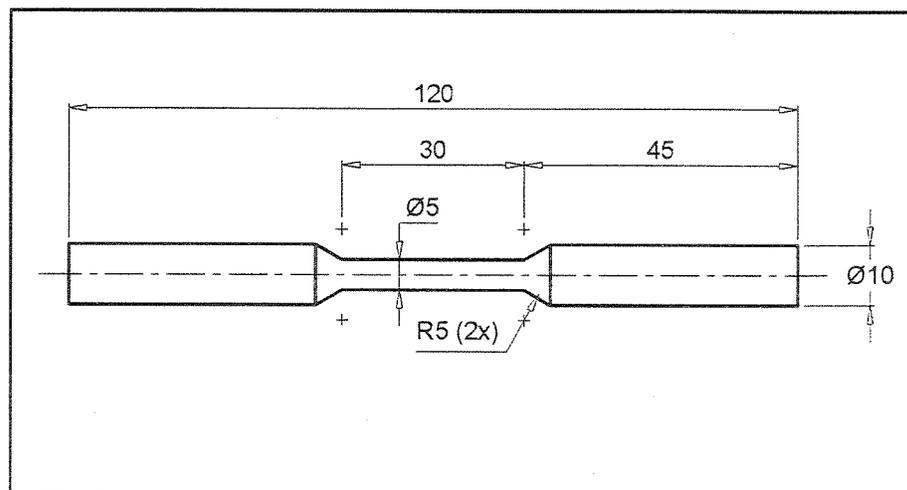


Figura 4.3- Corpo de prova para ensaio de tração

4.3- Ferramentas de corte

Nos ensaios de usinagem foram utilizados três tipos de geometria de ferramentas: pastilhas de metal duro revestidas triangulares, quadradas e rômbricas. As ferramentas triangulares (TNMG 160408-PM e TNMG 160404-PM) eram, respectivamente, da classe P25 e P15; as ferramentas quadradas (SNMG 120408-PM) eram da classe P25 e P15 e as ferramentas rômbricas (CNMG 120404-WF) eram da classe P15. As pastilhas tinham revestimento de três camadas (TiCN, Al₂O₃ e TiN) pelo processo CVD o que proporciona maior resistência e fácil identificação do desgaste.

As pastilhas triangulares eram montadas em um porta-ferramentas PTGNR 2525M16, as quadradas em um porta-ferramentas PSBNR 2525M12 e as pastilhas rômbricas em um porta ferramenta PCLNR 2525M12, formando uma geometria do conjunto conforme tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Geometria do conjunto ferramenta-suporte

Geometria	PTGNR 2525M16	PSBNR 2525M12	PCLNR 2525M12
Ângulo de posição (χ_r)	90°	75°	95°
Ângulo de ponta (ϵ_r)	60°	90°	80°
Ângulo de inclinação (λ_s)	-6°	-6°	-6
Ângulo de saída (γ_0)	-6°	-6°	-6
Ângulo de folga (α_0)	6°	6°	6

4.4- Fluido de corte

Rios (2002), Sales (1999) e Motta (1994) demonstraram a alta performance dos fluidos sintéticos em ensaios de usinagem quando comparados a outros fluidos. Sales (1999) atribui este fato, principalmente, à capacidade de refrigeração em elevadas temperaturas sem que ocorra a formação de uma camada de vapor impedindo o acesso e a ação do fluido. Este fenômeno está associado à presença de aditivos em sua concentração que reduzem a tensão superficial das bolhas de vapor. Com isso o fluido pode atingir a peça e ferramenta e exercer funções de lubrificação e refrigeração.

Diante destes estudos optou-se pela utilização do fluido AGECOOL 939/B que é um composto sintético à base de ésteres graxos e poliglicóis, solúvel em água e desenvolvido para operações de corte e retificação de ligas ferrosas e de alumínio. O produto oferece, segundo o fornecedor, os seguintes benefícios: isento de matérias-primas minerais, biodegradável, mantém ferramentas e rebolos limpos, não mancha e não causa descoloração nas peças, decanta rapidamente os cavacos, não provoca dermatites e promove proteção anticorrosiva (AGENA, 2002).

A concentração para utilização do fluido sintético foi de 10% e era verificada com um refratômetro manual Atago modelo N-1E. O principal motivo da utilização do fluido de corte nesta concentração é evitar oxidações tanto na máquina-ferramenta quanto nas peças usinadas. O fluido de corte foi aplicado por meio de um bico flexível, conforme a figura 4.4, na superfície de folga da ferramenta com uma vazão de 4,3 l/min.

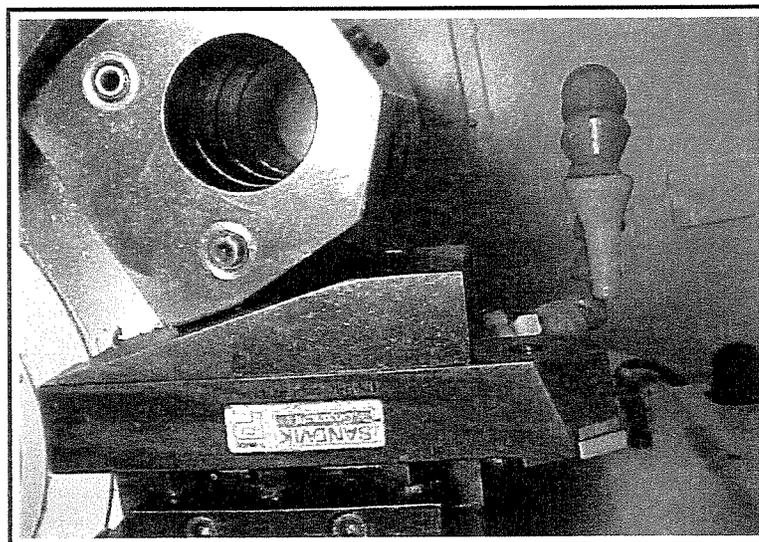


Figura 4.4- Direção de aplicação do fluido de corte

Conforme citado no item 3.4 sobre as direções de aplicação do fluido de corte, Childs, Maekawa & Maulik (1988) estudando o efeito da refrigeração na temperatura da ferramenta, em operações de torneamento em um aço de médio carbono, descrevem que o efeito da aplicação do fluido de corte na superfície de saída é menos acentuado do que a aplicação do mesmo na superfície de folga.

4.5- Máquina-ferramenta

Os experimentos foram realizados em um torno CNC da marca Romi, modelo Galaxy 20. Segundo o fabricante, esta máquina tem estrutura robusta, ideal para ambientes de alta produção devido à alta precisão dimensional, menor tempo passivo e maior eficiência. Algumas características são: comando numérico GE-Fanuc 21i-T, potência de 15kW e rotação máxima do eixo árvore de 4500 rpm, torre porta-ferramentas de 12 posições, diâmetro e comprimento máximo torneável (entre pontas) de 280 mm e 540 mm respectivamente. A figura 4.5 ilustra a máquina.

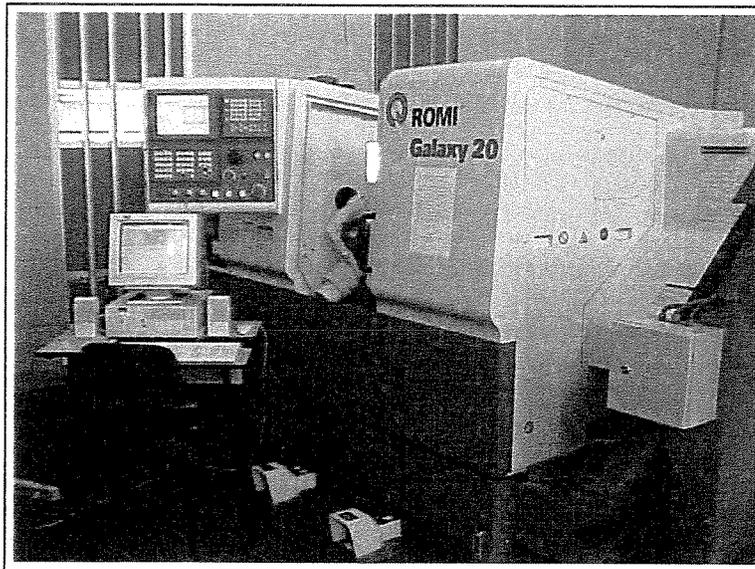


Figura 4.5- Torno CNC utilizado nos experimentos

4.6- Monitoramento do Processo

Durante o processo de usinagem duas variáveis eram monitoradas: a potência de usinagem e o desgaste de flanco (VB_B) das ferramentas. A potência era monitorada em todos os diâmetros usinados e a verificação do desgaste era realizado a cada quatro diâmetros usinados. Ainda, nos ensaios em condições de acabamento, a rugosidade também foi verificada sistematicamente.

A potência de usinagem era monitorada através da aquisição de um sinal do comando numérico, o qual era proporcional à potência consumida pelo motor. Este sinal, cuja aquisição era feita a uma taxa de amostragem de 100 Hz, era processado por uma placa de aquisição A/D Lab Pc⁺ e analisado pelo programa LabView 5.0 da National Instruments, instalado em um microcomputador com sistema operacional Windows 95. A aquisição do sinal sempre iniciava-se antes do início da usinagem de um determinado diâmetro do corpo de prova, de tal modo que, o sinal necessitava ser analisado para se descartar o início e, dependendo do caso, o final do mesmo, o qual era referente aos movimentos em vazio da ferramenta. Assim, um intervalo de tempo era selecionado em que somente o corte estabilizado ocorria e obtido um valor médio da tensão.

O valor médio da tensão obtido durante o corte era subtraído do valor médio da tensão na condição da placa girando na mesma rotação mas sem corte. Assim, era obtida a tensão líquida para a usinagem. O valor resultante era convertido em potência conforme informações descritas no Anexo 1.

O desgaste de flanco (VB_B) das pastilhas era monitorado através de um microscópio ótico Leica montado em conjunto com o software analisador de imagens Global Image instalado em um microcomputador. Inicialmente era realizada uma calibração para que fosse possível correlacionar a unidade da figura, dada em pixel, com uma escala métrica, no caso milímetros. A verificação do desgaste por este processo permite que a leitura seja rápida e eficaz, uma vez que o processo de usinagem está parado aguardando a ferramenta.

Depois de atingido o desgaste de flanco VB_B de 0,30 mm o ensaio terminava e a aresta utilizada era observada em um Microscópio Eletrônico de Varredura da marca Jeol, modelo JXA-840A, do Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. Deste modo, tornou-se possível obter mais detalhes à respeito dos mecanismos de desgaste na aresta de corte, além de se fazer micro análises semi-quantitativas de material em determinadas regiões da ferramenta através de um Sistema de Micro Análises EDS (Energy Dispersive Spectroscopy – Espectroscopia de Energia Dispersiva).

A rugosidade média (R_a) e a rugosidade máxima (R_y) dos corpos de prova usinados durante os ensaios em condições de acabamento, foram avaliadas por um rugosímetro portátil Mitutoyo, utilizando um cut-off de 0,8 mm.

4.7 – Planejamento Experimental

Para se realizar uma série de testes no qual, propositadamente, mudanças são realizadas nas variáveis de entrada para que possa ser avaliado e identificado as razões para mudanças nas variáveis de resposta é necessário que se utilize técnicas de planejamento experimental (MONTGOMERY, 1991).

Os experimentos consistiam em torneamento cilíndrico dos corpos de prova, os quais tinham um percurso de avanço (l_f) de 200 mm, o diâmetro inicial de 98 mm e o final de 60 mm, proporcionando um volume de material removido por corpo de prova de $1,005 \text{ dm}^3$.

Os parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem utilizados têm como referência as recomendações iniciais do catálogo do fabricante de ferramentas.

Nesta pesquisa os experimentos foram realizados de forma aleatória e o planejamento experimental está dividido em três fases distintas:

Fase 1- Inicialmente uma fase de ensaios preliminares foi realizada, diante de condições de torneamento em desbaste, com o objetivo principal de avaliar o comportamento das variáveis de resposta tais como volume de material removido por vida da ferramenta, curva de desgaste das ferramentas, potência de corte e relação entre o corte a seco e com fluido em abundância. Para isso, as variáveis de entrada submetidas a mudanças foram: geometria da ferramenta, velocidade de corte (v_c), avanço (f), profundidade de usinagem (a_p), classe dos materiais das ferramentas de metal duro e a presença ou ausência do fluido de corte.

A tabela 4.3 demonstra os experimentos realizados nesta fase.

Tabela 4.3 – Condições de usinagem realizadas na Fase 1

Velocidade de Corte [m/min]	Avanço [mm/rot]	Profund. de Usinagem [mm]	Geometria da Ferramenta	Classe da Ferramenta	Fluido	Réplicas
350	0,40	2	SNMG 120408 PM	P25	NÃO	1
290	0,40	2	SNMG 120408 PM	P25	NÃO	
350	0,40	2	TNMG 160408 PM	P25	NÃO	
290	0,40	2	TNMG 160408 PM	P25	NÃO	
350	0,40	2	SNMG 120408 PM	P25	SIM	
350	0,33	2	SNMG 120408 PM	P25	NÃO	
290	0,33	2	SNMG 120408 PM	P25	NÃO	
350	0,40	1	SNMG 120408 PM	P25	SIM	
350	0,40	1	SNMG 120408 PM	P25	NÃO	
350	0,40	2	SNMG 120408 PM	P15	SIM	
350	0,40	2	SNMG 120408 PM	P15	NÃO	
350	0,40	1	SNMG 120408 PM	P15	SIM	
350	0,40	1	SNMG 120408 PM	P15	NÃO	

Fase 2- Após as conclusões preliminares, foram descartadas as condições nas quais o corte a seco não apresentava condições satisfatórias quando comparado com o corte com fluido em abundância. A partir de tais informações iniciais foi montado um planejamento com três variáveis de entrada e foram realizadas duas réplicas em cada condição. As variáveis de resposta, na fase 2, foram o volume de material removido por vida de ferramenta, a potência de corte e a curva de desgaste das ferramentas. A tabela 4.4 demonstra os experimentos realizados na Fase 2.

Tabela 4.4- Condições de usinagem realizadas na Fase 2

Velocidade de Corte [m/min]	Avanço [mm/rot]	Classe da Ferramenta	Fluido	Geometria da Ferramenta	Profund. de Usinagem [mm]	Réplicas
290	0,33	P25	SIM	SNMG 120408 PM	1	2
		P15	NÃO			
	0,40	P25	SIM			
		P15	NÃO			
350	0,33	P25	SIM			
		P15	NÃO			
	0,40	P25	SIM			
		P15	NÃO			

Fase 3- Nesta fase o objetivo foi comparar a utilização da usinagem em um passe de desbaste e posterior passe de acabamento diante da possibilidade da utilização de um único passe, o qual, substitui o desbaste e o acabamento, com pastilhas alisadoras. Esta avaliação realizou-se com utilização do corte a seco e aplicação de fluido de corte. As variáveis de resposta, na fase 3, foram: volume de material removido por vida da ferramenta, a curva de desgaste das ferramentas e a rugosidade (R_a e R_y) nos corpos de prova.

A tabela 4.5 demonstra os experimentos realizados na Fase 3.

Tabela 4.5 – Condições de usinagem realizadas na Fase 3

Condição	Geometria da Ferramenta	Velocidade de Corte [m/min]	Avanço [mm/rot]	Classe da Ferram.	Prof. Usin. [mm]	Fluido	Réplicas
DESB. + ACAB.	SNMG 120408 PM	350	0,4	P25	1,0	SIM	2
	TNMG 160404 PF	485	0,1	P15	0,5		
	SNMG 120408 PM	350	0,4	P15	1,0	NÃO	
	TNMG 160404 PF	485	0,1	P15	0,5		
ALISAD.	CNMG 120404 WF	440	0,2	P15	1,5	SIM	
						NÃO	

Capítulo 5

Resultados e discussões

5.1 – Ensaio preliminares

Inicialmente, com o objetivo de definir a melhor geometria de ferramenta para a usinagem a seco, testes com diferentes geometrias de ferramentas foram realizados. A figura 5.1 demonstra os resultados de volume de material removido utilizando ferramentas de metal duro da classe P25 com geometrias quadradas (SNMG 120408 PM) e triangulares (TNMG 160408 PM) em duas velocidades de corte com $f = 0,4$ mm/rot e $a_p = 2$ mm.

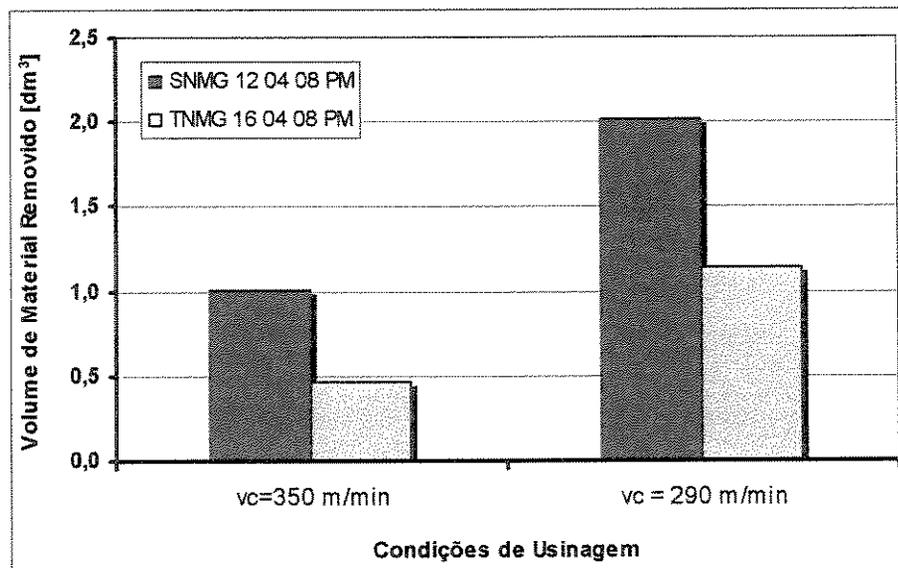


Figura 5.1 – Volume de material removido vs geometria da ferramenta para $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm e corte a seco

Normalmente, a geometria da ferramenta a ser utilizada em uma operação de usinagem está relacionada com as formas da peça a ser usinada. Entretanto, neste caso de torneamento cilíndrico, a geometria da ferramenta não influencia a forma desejada no corpo de prova.

Conforme demonstra a figura 5.1 pode-se constatar que as ferramentas quadradas possibilitaram um maior volume de material removido em ambas velocidades de corte quando comparadas às triangulares, o qual é, aproximadamente, duas vezes maior em ambas situações. A figura 5.2 mostra as curvas de desgaste de flanco VB_B para as respectivas condições de usinagem descritas anteriormente.

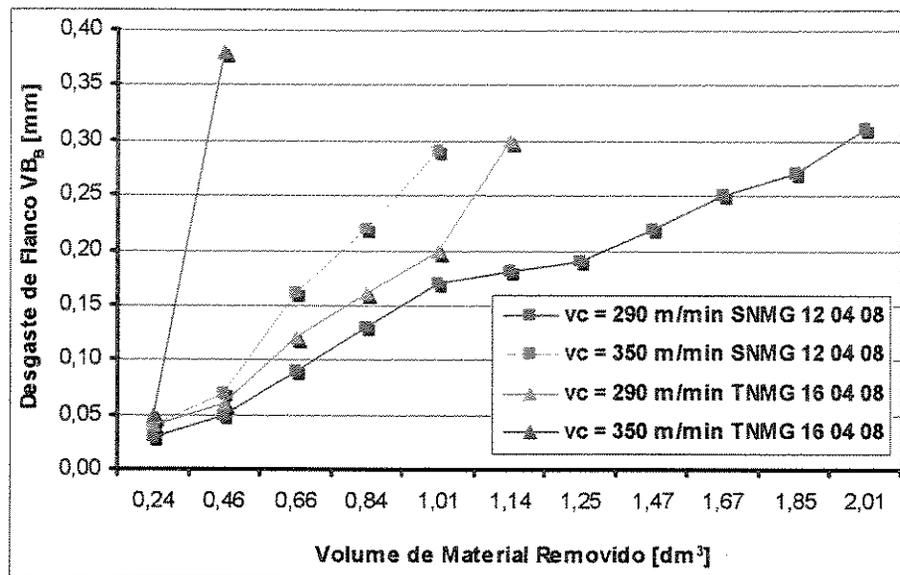


Figura 5.2 – Desgaste de Flanco VB_B vs volume de material removido para $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm e corte a seco

Pode-se verificar, conforme a figura acima, que houve um desgaste mais acentuado das ferramentas com geometria triangular diante das mesmas condições de corte. Ainda, a maior velocidade de corte causou um desgaste abrupto na ferramenta triangular, ultrapassando o limite estipulado previamente como critério de fim de vida da ferramenta.

Estes resultados são relacionados ao fato de que, o maior volume das ferramentas quadradas e o maior comprimento de contato aresta-peça proporcionam maior quantidade de material para receber e dissipar o calor gerado durante o corte, o que possibilita uma temperatura mais homogênea em toda ferramenta mantendo a dureza em valores mais elevados e, conseqüentemente, usinando um maior volume de material. Estes resultados testando geometria foram decisivos na escolha das

ferramentas com geometria quadrada para a continuidade dos próximos ensaios, pois elas são mais adequadas ao corte sem fluido.

A partir desses resultados, o segundo ponto de avaliação era saber qual influência da variação da velocidade de corte e do avanço na vida da ferramenta no corte a seco e se a usinagem nessas condições não provocariam problemas no processo. A figura 5.3 demonstra os resultados obtidos.

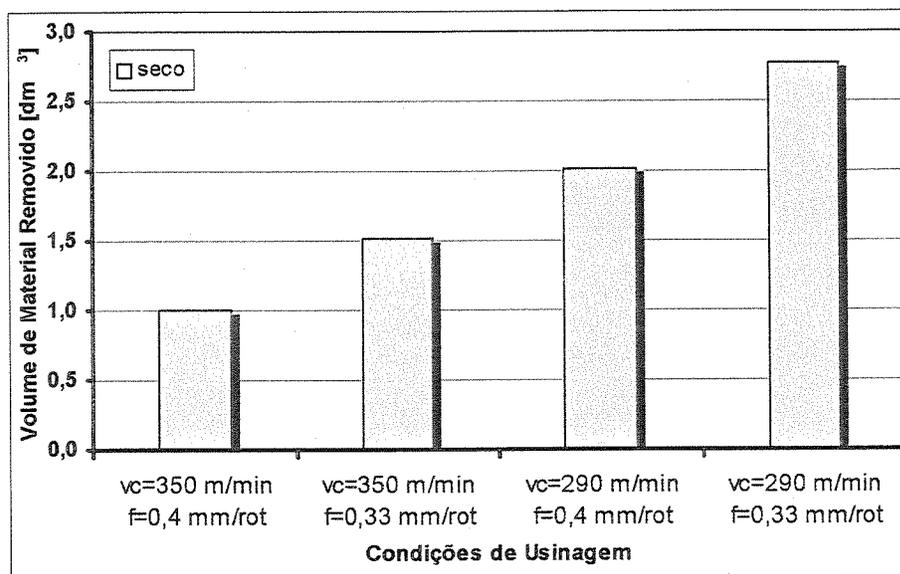


Figura 5.3 – Volume de material removido vs parâmetros de corte para $a_p = 2$ mm e geometria SNMG 120408 PM

Como esperado, a redução da velocidade de corte (v_c) e do avanço (f) possibilitaram um maior volume de material removido por vida da ferramenta. A diminuição de 17% da velocidade de corte proporcionou um aumento, em média, de 91% no volume de material removido e a diminuição de 17,5% do avanço proporcionou, em média, 44% de aumento do volume de material removido por vida da ferramenta. Estes dados indicam que a redução do avanço resultou no aumento da vida da ferramenta, fato relacionado à dificuldade de extração do calor nas condições mais severas de usinagem, o que proporciona redução na dureza da ferramenta e incentiva o desgaste por abrasão e mecanismos de desgaste termicamente ativados como a difusão. Estas informações indicam que a redução na velocidade de corte (v_c) e na área de corte pode ser benéfica para o corte a seco.

Usinando diante da condição mais severa ($v_c = 350$ m/min e $f = 0,4$ mm/rot) problemas de adesão de partes do cavaco na peça, depois de pequeno tempo de usinagem, surgiram. A figura 5.4 demonstra o processo durante a usinagem e a figura 5.5 demonstra a superfície do corpo de prova após a usinagem.

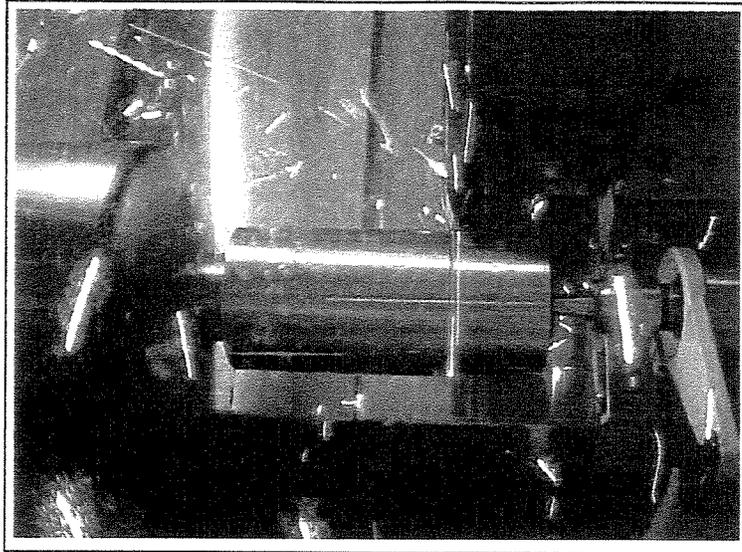


Figura 5.4 – Torneamento com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm, corte a seco e geometria SNMG 120408 PM

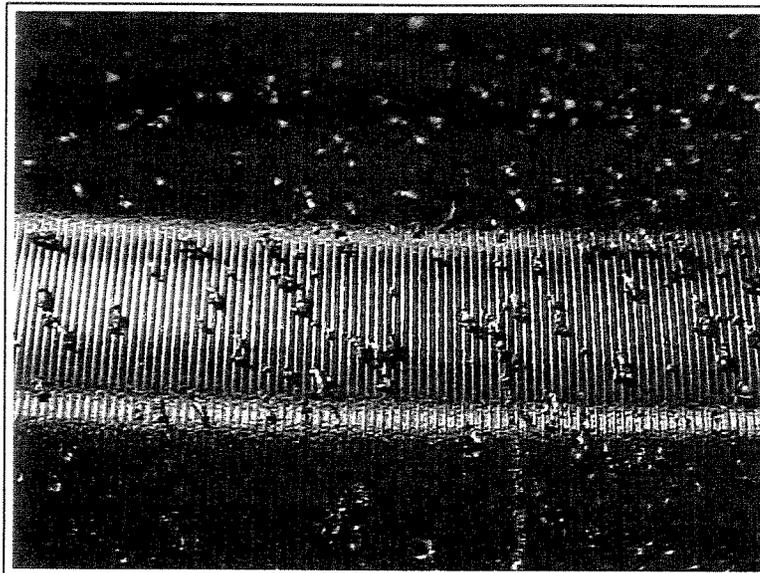


Figura 5.5 – Adesão de material do cavaco na peça no torneamento com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm, corte a seco e geometria SNMG 120408 PM

A adesão de partes do cavaco sobre a superfície usinada mostrada na figura 5.5 iniciava-se após $0,35 \text{ dm}^3$ de material removido e, a princípio, pensou-se que a causa do fenômeno fosse um abrupto desgaste na ferramenta. Entretanto, ao se verificar o desgaste de flanco VB_B , o mesmo era de $0,07$ mm. Assim, optou-se por continuar os ensaios até o desgaste estabelecido como fim de vida da ferramenta. O material aderido à peça era facilmente removido, contudo, dificultava a inspeção do diâmetro. Após o desgaste atingir o critério de fim de vida da ferramenta, uma análise da aresta

de corte foi realizada no Microscópio de Varredura Eletrônica, com o objetivo de verificar motivos para o fenômeno. As figuras 5.6 e 5.7 mostram a aresta de corte nesse ensaio.

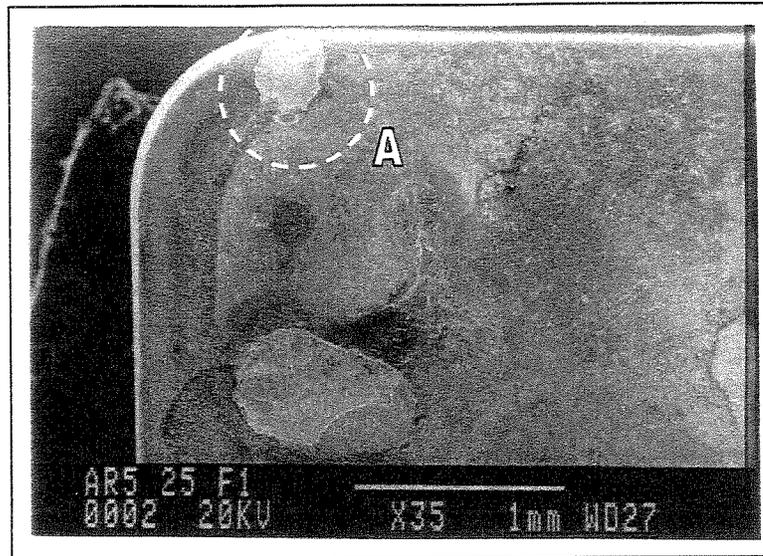


Figura 5.6 – Superfície de saída da ferramenta ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm, corte a seco e geometria SNMG 120408 PM)

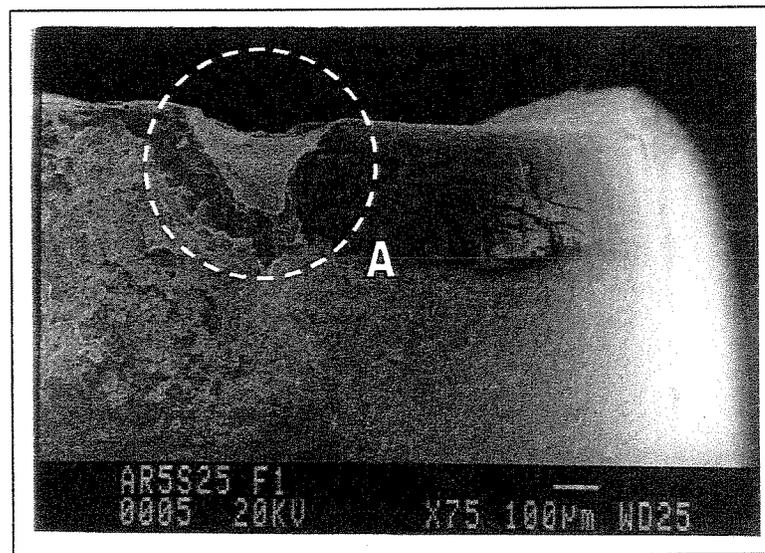


Figura 5.7 – Superfície secundária de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 2$ mm, corte a seco e geometria SNMG 120408 PM)

Pode-se ver nessas figuras um entalhe na aresta secundária de corte (detalhe “A”), o qual, juntamente com a alta temperatura e pressão da região de corte, possibilitaram que parte do cavaco em formação escoasse por esse entalhe e aderisse na superfície usinada do corpo de prova. Apesar de não causar um desgaste mais acelerado da ferramenta, a usinagem diante desta condição necessita

da remoção das partes aderidas na peça, o que agrega mais operações ao processo, tornando-o desvantajoso. Trent (1991) descreve que desgastes de entalhe estão relacionados, principalmente, à reações com a atmosfera e acontecem em regiões periféricas da região de corte (zona de escorregamento) onde não há um íntimo contato entre cavaco e ferramenta. Entretanto, neste caso, o desgaste de entalhe também pode estar relacionado com o gradiente de tensão na região de fim de contato cavaco-ferramenta, que é o caso do detalhe “A”.

Com o objetivo de resolver o fenômeno citado, novas variáveis foram testadas: classe do material da ferramenta e profundidade de usinagem. Ainda, a introdução da utilização do fluido de corte como parâmetro de comparação entre vida de ferramenta foi realizada. Entretanto, a introdução dessas variáveis foi realizada apenas na condição mais severa de usinagem, maior velocidade de corte (v_c) e avanço (f), para se reduzir o número de experimentos. As figuras 5.8 e 5.9 demonstram os resultados destes ensaios.

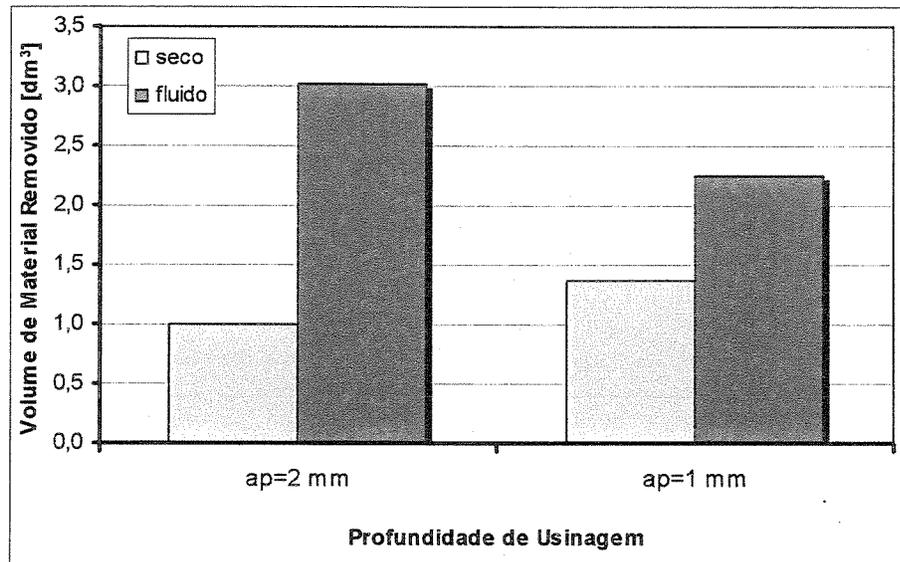


Figura 5.8 – Volume de material removido vs profundidade de usinagem para ferramentas da classe P25 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM

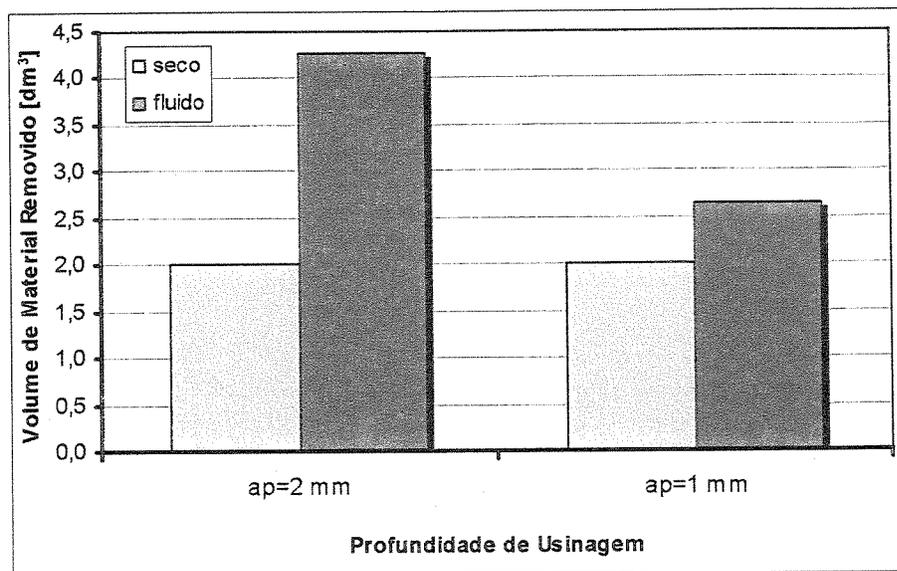


Figura 5.9 – Volume de material removido vs profundidade de usinagem para ferramentas da classe P15 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM

Como se verifica nessas figuras, a utilização do fluido de corte proporciona uma maior vida de ferramenta em todas condições de usinagem testadas. A condição em que a relação entre as vidas das ferramentas utilizadas no corte com fluido de corte e no corte a seco é maior é aquela em que se utilizou $a_p = 2$ mm e ferramentas da classe P25 (vida da ferramenta 3 vezes maior para o corte com fluido). Com a alteração para $a_p = 1$ mm, a relação passou para 1,65. A utilização de ferramentas da classe P15 possibilitou que essa relação com $a_p = 2$ mm fosse de 2,12 e com $a_p = 1$ mm de 1,32.

A introdução de ferramentas da classe P15, além de proporcionar um aumento da vida das ferramentas em todas condições testadas, promoveu uma redução percentual da relação entre vida de ferramenta nos cortes com fluido e a seco. Este resultado demonstra que, para o corte a seco, a utilização de ferramentas mais resistentes ao desgaste e menos tenazes promove uma maior vida da ferramenta e estreita a diferença do corte com fluido e a seco. Contudo, a utilização de ferramentas menos tenazes exige do conjunto MFDP (máquina, ferramenta, dispositivo de fixação e peça) rigidez e valores do batimento radial compatíveis para não causar problemas de lascamento à ferramenta.

Uma evidência do descrito acima é que, diante da utilização de fluido de corte para as ferramentas da classe P15 com $a_p = 1$ mm, houve uma tendência à lascamento da aresta de corte, conforme detalhe “A” da figura 5.10, na saída da ferramenta do corpo de prova. Para se obter o resultado de volume de material removido, tendo como desgaste principal o de flanco, foram

necessários iniciar quatro ensaios. Estes lascamentos da aresta de corte não ocorreram no corte a seco. Este fato é atribuído, principalmente, a uma maior temperatura no material sendo usinado diminuindo assim a resistência ao corte, o que promove uma redução no choque mecânico quando a ferramenta de corte sai do corpo de prova, evitando os lascamentos.

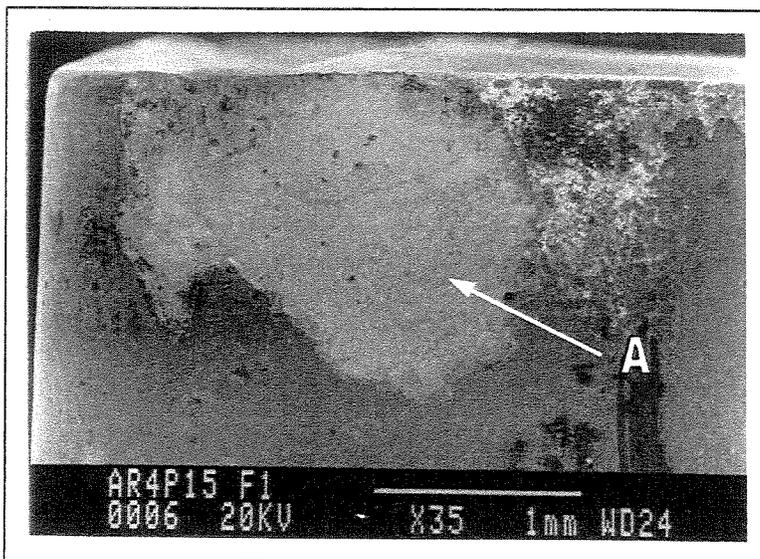


Figura 5.10 – Superfície de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 1$ mm, fluido de corte e geometria SNMG 120408 PM)

A redução da profundidade de usinagem também proporcionou a redução percentual da relação de vida da ferramenta entre corte com fluido e a seco. A redução deste parâmetro possibilitou um significativo aumento do tempo efetivo de corte por vida da ferramenta em todas as condições de usinagem. Para o corte com fluido o tempo efetivo de corte por vida de ferramenta aumentou de 10'30" para 15'30" e 14'30" para 20'24" para as ferramentas da classe P25 e P15 respectivamente quando se passou de $a_p = 2$ mm para $a_p = 1$ mm. Para o corte a seco, o tempo efetivo de corte passou de 03'30" para 09'35" e 7'00" para 14'10" respectivamente para as ferramentas da P25 e P15. É lógico que a vida da ferramenta em volume de material removido não cresceu nesta proporção, pois quando $a_p = 2$ mm a remoção de material por unidade de tempo é o dobro daquela que ocorre com $a_p = 1$ mm. Porém, enquanto para o corte com fluido a vida em volume de material removido diminui ao se diminuir a profundidade de usinagem, no corte a seco a vida manteve-se constante ou até aumentou (caso da ferramenta P25).

Diniz, Marcondes & Coppini (2000) descrevem que a profundidade de usinagem com a utilização de fluido de corte é o fator, das condições de usinagem, que menos influencia no desgaste e vida da ferramenta, pois não altera a energia destinada ao corte por unidade de área, nem a

velocidade de retirada do cavaco, mas somente faz com que um maior volume seja retirado através da utilização de uma maior comprimento da aresta de corte. Entretanto, em severas condições de usinagem na ausência do fluido de corte, é notável que a quantidade de calor na pastilha é maior com o aumento da profundidade de usinagem, fato evidenciado pela cor dos cavacos. Na utilização de $a_p = 2$ mm, os cavacos apresentavam com uma coloração azul escuro muito mais acentuado que diante de $a_p = 1$ mm. Assim, o aumento da profundidade de usinagem no corte a seco aumenta a temperatura de toda ferramenta, o que diminui sua dureza e incentiva o desgaste por abrasão e outros mecanismos de desgaste termicamente ativados. Isto sugere que, no corte a seco, o aumento da profundidade de usinagem somente não causaria uma diminuição da vida em tempo e/ou volume de material se o tamanho (volume) da pastilha fosse aumentado proporcionalmente.

Portanto, com a análise dos resultados, caso deseje-se trocar o corte com fluido para o corte a seco, deve-se utilizar ferramentas de classe mais resistentes ao desgaste e com menor tenacidade o que, como descrito acima, depende da rigidez do sistema MFDP. Ainda, a utilização de um menor valor de profundidade de usinagem promove uma maior aproximação da vida da ferramenta nos cortes com fluido e a seco. Este dado demonstra que a utilização do corte a seco em operações de desbaste em peças com pouco sobremetal (tecnologia “*near net shapping*”) pode ser interessante.

As figuras 5.11 e 5.12 mostram as curvas de desgaste de flanco VB_B ao longo da vida da ferramenta para os ensaios com ferramenta P25 e P15 respectivamente.

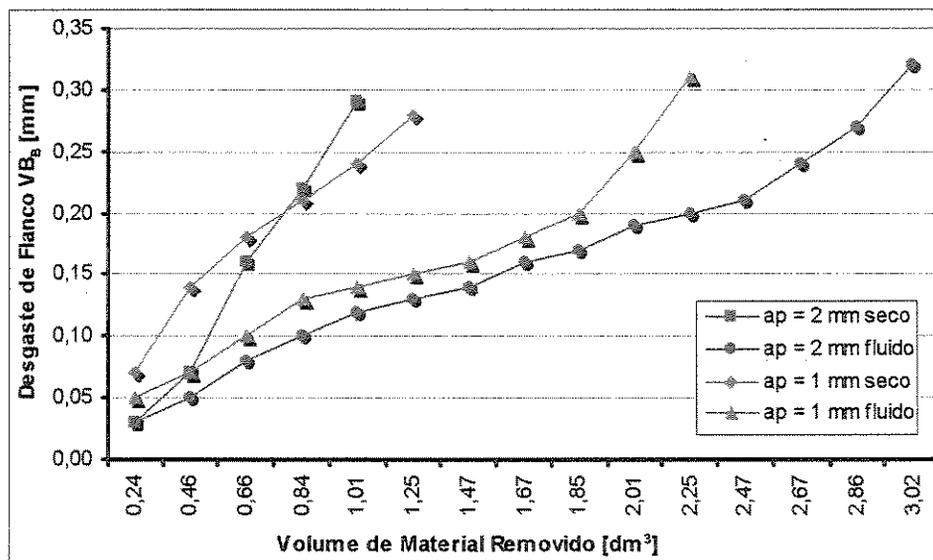


Figura 5.11 – Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para ferramentas da classe P25 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM

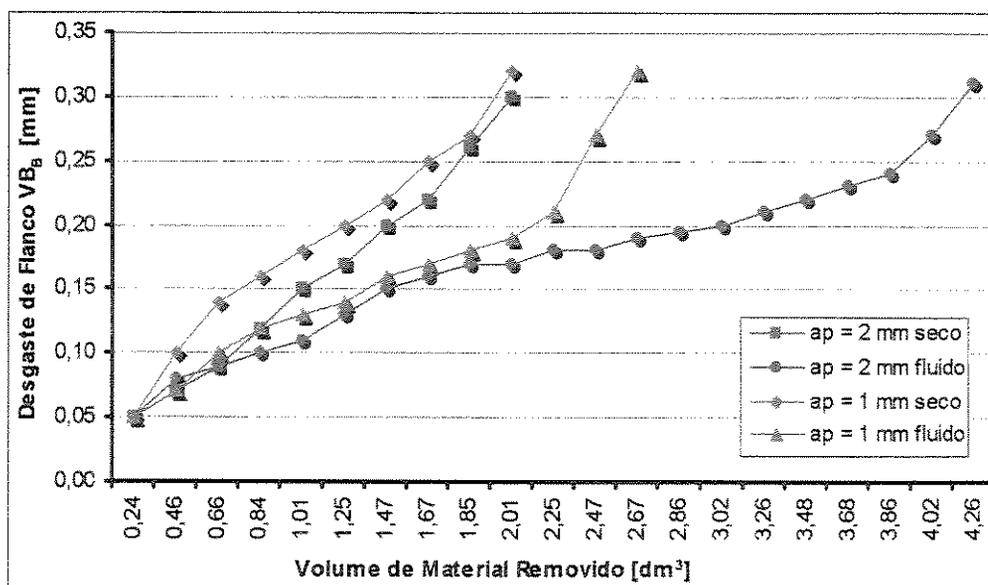


Figura 5.12 – Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para ferramentas da classe P15 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM

Essas curvas de desgaste demonstram, para as ferramentas da classe P25 (figura 5.11), um crescimento rápido do desgaste para as condições de corte a seco e um crescimento mais ameno para as condições com fluido. É interessante notar que, após um desgaste VB_B de 0,20 mm, a inclinação das curvas relativas ao corte com fluido aumenta, apontando para a ocorrência da aceleração do desgaste. Este fato é relacionado a uma maior área atrito na superfície de folga causando um maior aquecimento, o qual passa a ser crítico, para a ferramenta, reduzindo a resistência à abrasão.

Para as ferramentas da classe P15 (figura 5.12) verifica-se um desgaste mais lento quando comparado às mesmas condições para ferramenta P25. Entretanto, para os ensaios com fluido de corte, também ocorreu uma alteração na inclinação das curvas para o corte com fluido após $VB_B = 0,30$ mm, demonstrando ser um fenômeno crítico para o desgaste das ferramentas independentemente da classe utilizada.

A pressão específica de corte (K_s) aumenta com o crescimento do desgaste de flanco (VB_B) devido ao aumento do atrito peça-ferramenta (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000). Assim, ocorre um crescimento da força de corte (F_c) e, conseqüentemente, um crescimento da potência de corte consumida (P_c). Este fenômeno, apesar de não ser proporcional ao crescimento do desgaste, é comprovado ao se comparar curvas de desgaste das ferramentas com as curvas de potência de corte consumida. Esta análise pode ser realizada relacionando as curvas da figura 5.11 com as da figura

5.13 e, a figura 5.12 com a figura 5.14, os quais foram obtidos nos mesmos ensaios e têm na abcissa a mesma grandeza.

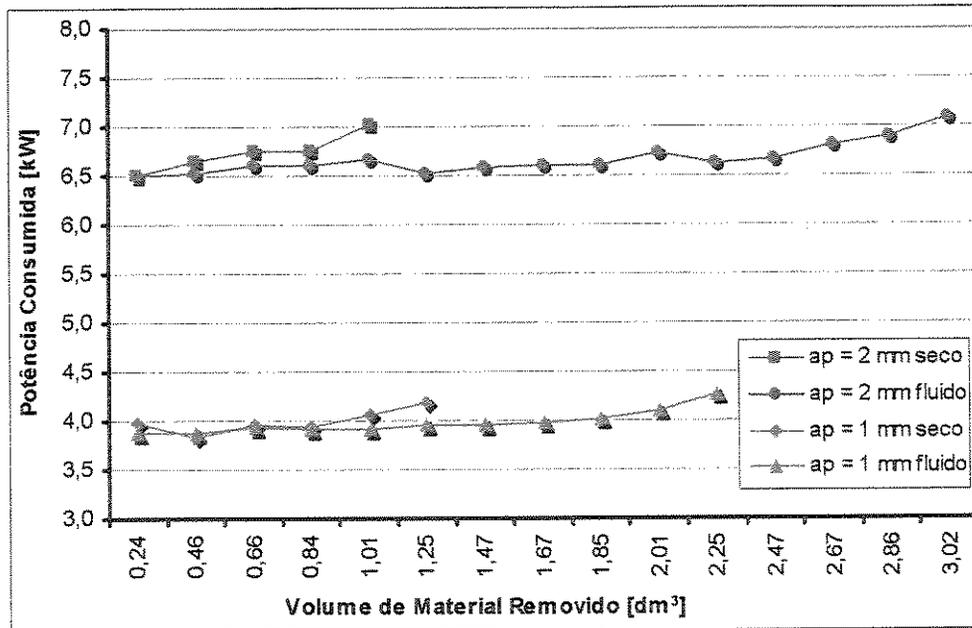


Figura 5.13 – Potência consumida (kW) vs volume de material removido para ferramentas da classe P25 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM

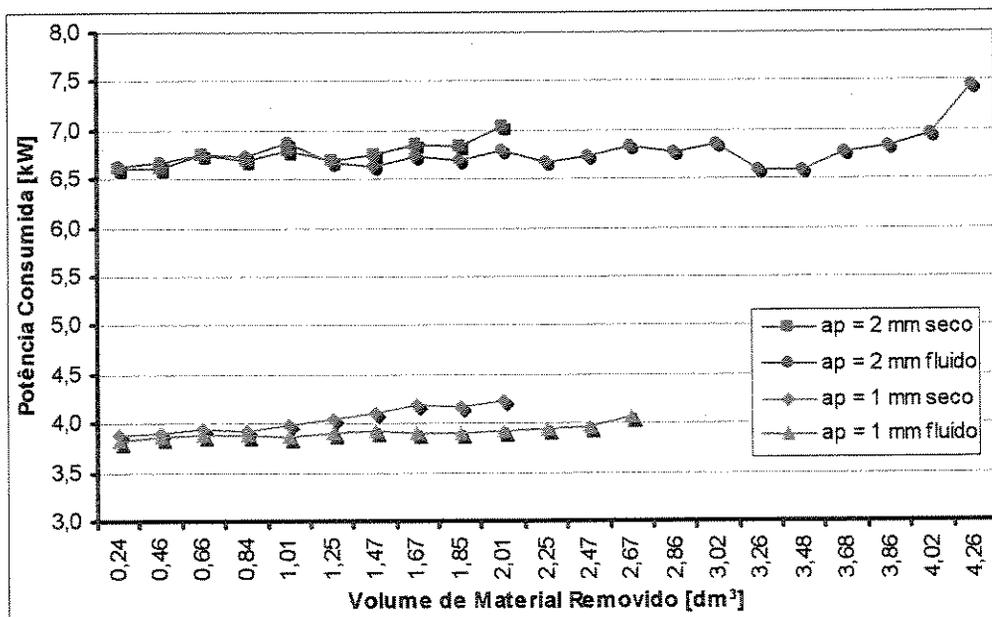


Figura 5.14 – Potência consumida (kW) vs volume de material removido para ferramentas da classe P15 com $v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e geometria SNMG 120408 PM

Como esperado, não existem significativas diferenças de potência consumida com a alteração do material da ferramenta. As coberturas em ambas classe de ferramentas são iguais e até sua

remoção, pelo efeito do desgaste na superfície de folga e saída, proporcionam o mesmo coeficiente de atrito para ambas de classe de ferramenta.

Não existe uma significativa variação dos dados de potência de corte consumida com a variação entre corte com fluido e corte a seco. As pequenas variações, ao longo do volume de material removido, as quais distanciam o corte a seco do corte com fluido, estão relacionadas com o desgaste mais acelerado das ferramentas no corte a seco. Entretanto, esta pequena variação da potência entre corte com fluido e a seco não confirma o que está escrito na literatura, pois vários fatores podem indiretamente influenciar na avaliação dos resultados. Entre eles, a metodologia de aquisição de dados, instrumentação utilizada, relação entre sinal e ruído, tempo e taxa de amostragem, confiabilidade e repetibilidade do sistema.

Scandiffio (2000) verificou a potência consumida através dos dados fornecidos pelo mostrador do comando numérico do torno. Os dados demonstram não existir uma significativa diferença entre o corte com fluido e o corte a seco nas diferentes velocidades de corte utilizadas nos ensaios. Descreve ainda que, a pequena variação dos resultados de potência entre início e fim de vida das ferramentas torna inviável a substituição da ferramenta baseada na variação deste parâmetro.

Micaroni (2001) verificou a variação da corrente elétrica do motor do torno (a qual também é proporcional a potência de corte) em função do volume de material removido. Os resultados demonstram, em alguns casos, decréscimo da corrente com o aumento de volume de material removido. Uma explicação para o fato é que estes ensaios foram realizados em condições de acabamento (baixos avanços). Quando o avanço é pequeno, a pressão específica de corte tende a ser alta. Assim, o corte a seco pode proporcionar uma diminuição da resistência do material na região de corte devido à maior temperatura o que deve ter gerado decréscimo da pressão de corte e, conseqüentemente, da força de potência de corte.

5.2 – Conclusões preliminares

Baseados nos resultados obtidos nos ensaios preliminares, pode-se concluir que:

- Geometrias quadradas (SNMG 120408 PM) possibilitaram um maior volume de material removido por vida de ferramenta quando comparadas a geometrias triangulares (TNMG 160408 PM) no corte a seco.

-
- A utilização do fluido de corte proporcionou maior vida de ferramenta em todas as condições de usinagem utilizadas.
 - A condição em que o corte a seco mais se aproximou do corte com fluido foi em operações com $a_p = 1$ mm e utilizando-se ferramentas da classe P15. Portanto, a substituição do corte com fluido pelo corte a seco, em operações de desbaste, aplica-se com maior eficiência em peças da tecnologia "*near net shapping*", em que o sobremetal a ser removido é pequeno e, portanto, a profundidade de usinagem da operação de desbaste pode ser relativamente pequena.
 - Os ensaios preliminares demonstraram que, para otimizar o corte a seco, a utilização de ferramentas da classe P15 apresentou melhores resultados quando comparados com ferramentas da classe P25. Assim, nestas condições de torneamento, a resistência ao desgaste mostra-se mais importante que a tenacidade.
 - Os resultados de potência de corte consumida não demonstram significativa diferença entre o corte a seco e a utilização de fluido de corte em abundância.

5.3- Segunda fase dos ensaios

A realização dos ensaios da segunda fase obteve como indicativos os resultados dos ensaios preliminares. Portanto, nesta fase, os ensaios comparativos entre corte com fluido e corte a seco foram realizados fixando algumas variáveis em um único nível, no qual se obteve os melhores resultados para o corte a seco na fase preliminar.

A geometria quadrada (SNMG 120408 PM) foi adotada em todos os experimentos desta fase, da mesma forma que a utilização da profundidade de usinagem em 1 mm. Para o corte a seco, foram utilizadas ferramentas da classe P15 e no corte com fluido foram utilizadas ferramentas da classe P25 com o objetivo, como verificado nos ensaios preliminares, de evitar lascamentos. Como visto no item anterior, a classe P15 foi a que melhor se adequou ao corte a seco e a classe P25 ao corte com fluido.

Assim, na segunda fase, as variáveis de influência foram a velocidade de corte (v_c), o avanço (f) e a presença ou ausência do fluido de corte. A figura 5.15 demonstra os valores médios da vida das ferramentas em volume de material removido em função das condições de usinagem.

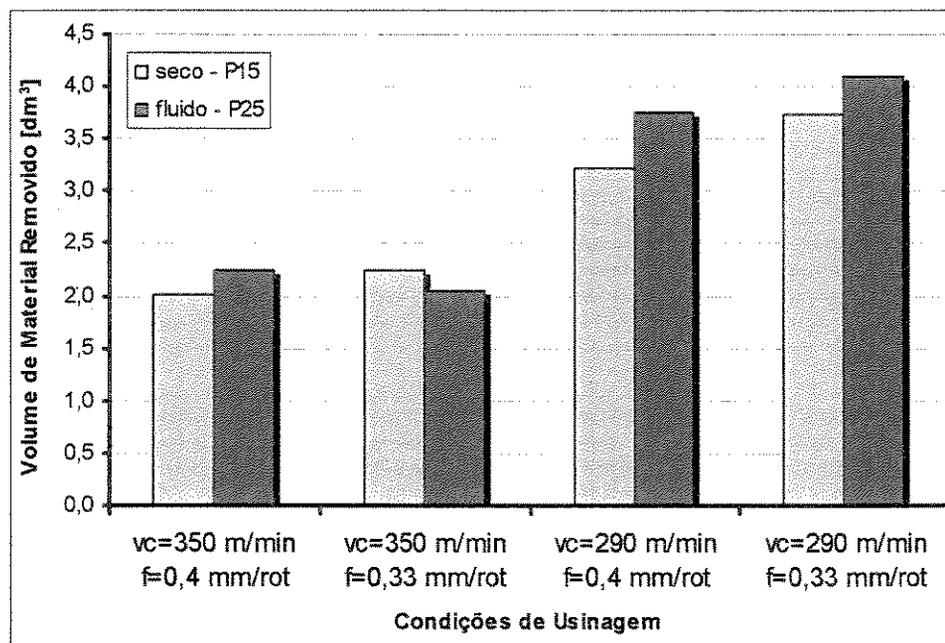


Figura 5.15 – Volume de material removido vs condições de usinagem

Sales (1999), analisando as curvas de resfriamento de corpos de prova, comparou a capacidade refrigerante relativa entre diversos fluidos de corte. Os resultados mostram que o fluido sintético em

uma concentração de 5% apresenta uma capacidade de troca de calor 10,9 vezes maior do que quando comparado com a ausência de fluido. O aumento da concentração para 10% provoca a redução dessa relação para 6,5 vezes. Estes dados demonstram a significativa contribuição que os fluidos de corte proporcionam para refrigeração nos processos de usinagem, principalmente no torneamento, em que o contato ferramenta-peça é contínuo em todo o comprimento de corte. Entretanto, como demonstra a figura acima, a utilização de ferramentas de uma classe com maior resistência ao desgaste (P15) no corte a seco, pode reduzir e compensar a diferença quando comparada com a utilização de uma ferramenta mais tenaz (P25) no corte com fluido. Os resultados demonstram que, os valores para uma mesma condição de usinagem, são qualitativamente similares.

Na velocidade de corte de 290 m/min o aumento do avanço causou redução da vida da ferramenta (na média 11%). Porém, na velocidade mais alta, o aumento do avanço não causou variação considerável na vida da ferramenta. A influência do avanço na vida da ferramenta se dá através de 3 fatores:

- a) o aumento do avanço causa o aumento do volume de material removido por unidade de tempo e, com isso, aumento do calor gerado e da temperatura da ferramenta, reduzindo sua dureza e resistência ao desgaste;
- b) apesar do maior calor gerado, o aumento do avanço propicia maior área de contato cavaco-ferramenta, o que faz com que uma maior área da ferramenta receba este calor, o que atenua o aumento da temperatura citado no item a;
- c) por outro lado, a diminuição do avanço faz com que mais vezes uma mesma porção da peça entre em atrito com a ponta da ferramenta, o que tende a aumentar a temperatura. Em outras palavras, um avanço pequeno gera menor calor na unidade de tempo, mas, como o tempo para cortar um determinado volume de material aumenta com um menor avanço, o calor gerado no final do corte pode ser igual ou até maior àquele gerado com um avanço maior.

Esta exposição explica o ocorrido nos ensaios, em que a influência do avanço na vida da ferramenta ora foi levemente negativa e ora não existiu.

A variação da velocidade de corte de 290 m/min para 350 m/min causou uma redução média de 42% no volume de material removido por vida de ferramenta. Conforme descrevem Shaw (1984) e Diniz, Marcondes & Coppini (2000) a variação da velocidade de corte é mais significativa para a vida da ferramenta que a variação do avanço. Estes resultados mostram que esta constatação

também é válida para o corte a seco em condições de desbaste. Considerando apenas o corte a seco esta redução foi, em média, de 39% e considerando somente o corte com fluido, tal redução foi de 45%.

Para $v_c = 350$ m/min praticamente não houve diferenças nas vidas das ferramentas entre corte a seco e com fluido. Este fato somado à maior redução de vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte com fluido confirma o que foi constatado por Micaroni (2001). Este autor afirma que com maior velocidade de corte, a penetração do fluido de corte na região de corte fica prejudicada e o corte a seco se aproxima do corte com fluido.

Portanto, para as condições com mesmo tempo de usinagem ($v_c = 290$ m/min com $f = 0,4$ mm/rot e $v_c = 350$ m/min com $f = 0,33$ mm/rot), os resultados demonstram vantagem em se usinar com menor velocidade de corte e maior avanço. Na usinagem com fluido de corte e no corte a seco aumenta-se em média, 83% e 44% respectivamente, o volume de material removido por vida de ferramenta.

Há que ressaltar o seguinte: o catálogo do fabricante das ferramentas utilizadas recomenda para a ferramenta da classe P25, $v_c = 290$ m/min para $f=0,4$ mm/rot. Esses resultados mostram que, nessas condições, o corte a seco pode substituir o corte com fluido em abundância com o prejuízo de somente 14% da vida da ferramenta, desde que essa seja substituída por uma ferramenta da classe P15. Ainda mais, para o avanço de 0,33 mm/rot, a recomendação do fabricante é de $v_c = 350$ m/min. Nessas condições, a retirada do fluido de corte do processo, com simultânea substituição da classe da ferramenta de P25 para P15, não traz prejuízos a vida da ferramenta (SANDVIK, 2000).

5.3.1- Desgaste de ferramentas

O principal tipo de desgaste verificado nas ferramentas para as condições de usinagem na segunda fase dos ensaios foi o desgaste de flanco, o qual é principalmente incentivado pelo mecanismo de abrasão entre peça e ferramenta (Trent, 1991). As figuras 5.16 e 5.17 demonstram as curvas de desgaste VB_B para a primeira réplica dos ensaios.

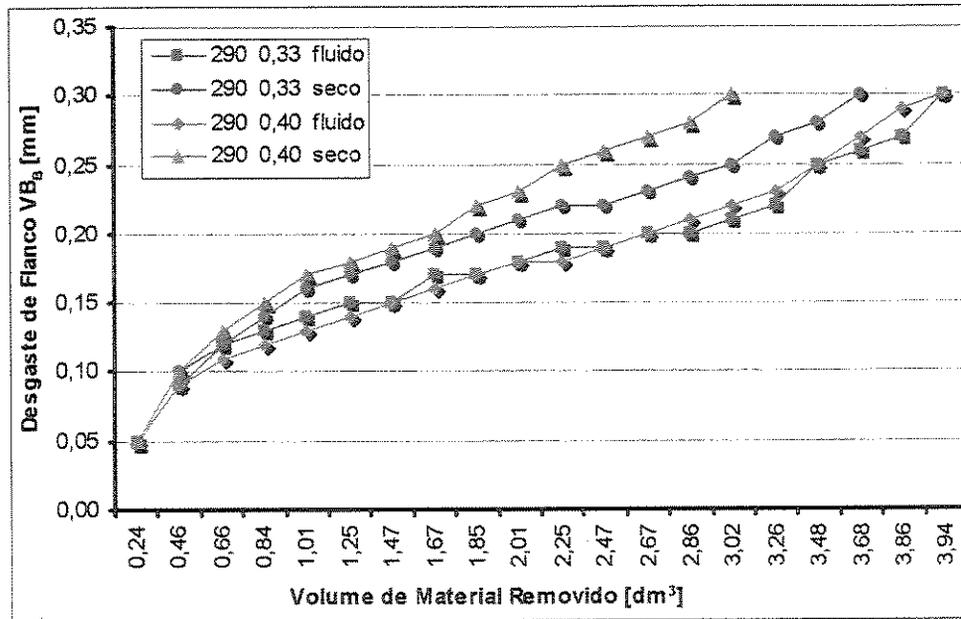


Figura 5.16 – Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min-
Réplica 1

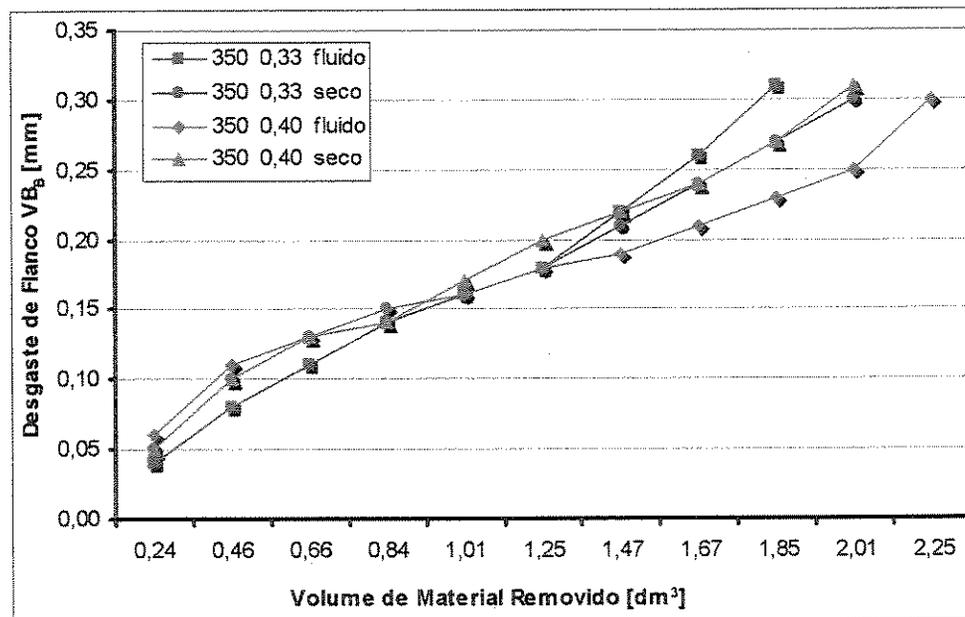


Figura 5.17 – Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min -
Réplica 1

As figuras 5.18 e 5.19 referem-se as curvas de desgaste VB_B da segunda réplica dos ensaios realizados.

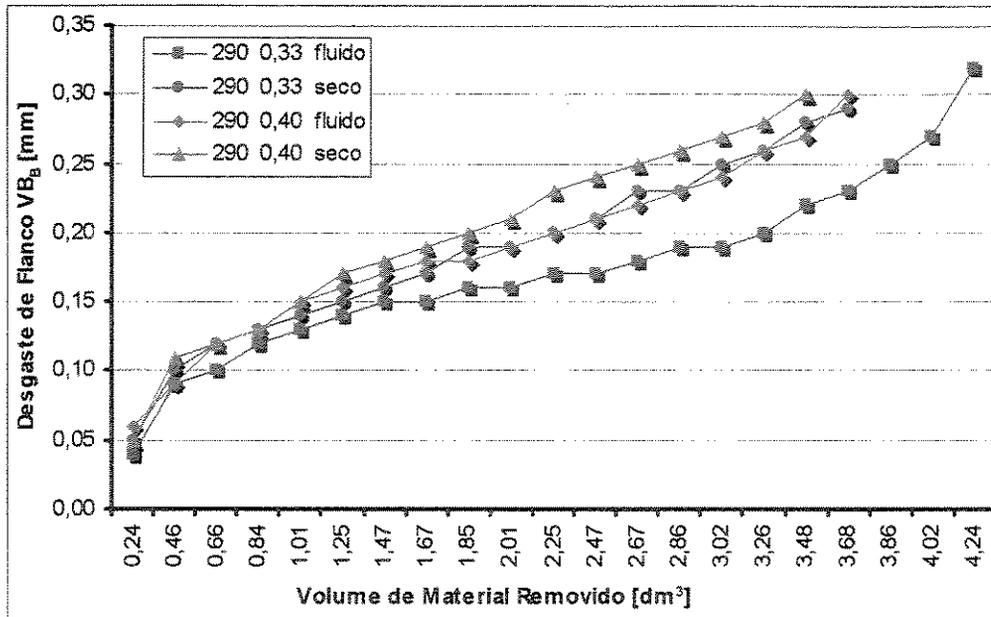


Figura 5.18 – Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min – Réplica 2

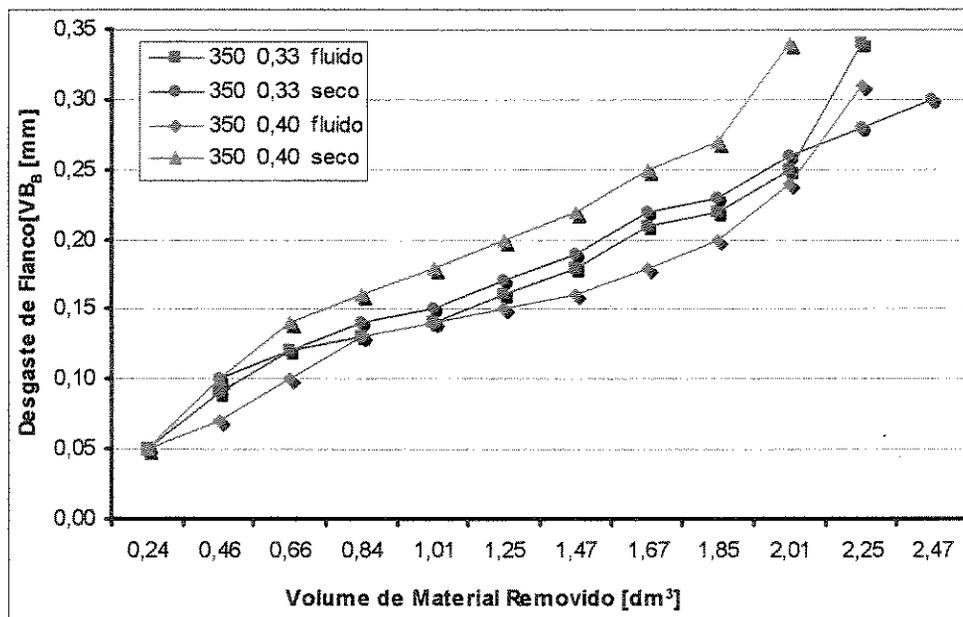


Figura 5.19 – Desgaste de flanco VB_B vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min – Réplica 2

Como pode ser observado nessas figuras, o crescimento do desgaste de flanco VB_B ocorreu de forma gradual, sem a presença em nenhum momento, de variações abruptas. Isto comprova a inexistência de lascamentos na aresta de corte, o que demonstra que a escolha dos materiais das ferramentas foi adequada. Nas curvas para a menor velocidade de corte ($v_c = 290$ m/min), o desgaste

no corte a seco, independentemente do avanço utilizado, ocorreu de forma mais acentuada, quando comparado com a presença do fluido de corte. Com a maior velocidade de corte ($v_c = 350$ m/min) esta constatação não é explicitamente notável, principalmente para os ensaios da primeira réplica.

Outro fato verificado é que, no início do ensaio para $v_c = 290$ m/min, o desgaste tende a crescer mais rapidamente até aproximadamente $VB_B = 0,10$ mm e a partir deste valor de forma mais moderada até o final da vida da ferramenta. Uma explicação para este fato é que o raio de aresta existente na ferramenta proporciona, logo após um curto tempo de contato peça-ferramenta, a visualização de um desgaste da ordem de $VB_B = 0,05$ mm. Endres & Kountanya (2002) verificando a influência de dois raios de aresta ($25 \mu\text{m}$ e $45 \mu\text{m}$) no desgaste das ferramentas, usinando aço AISI 1040, demonstram que o maior raio de aresta promove uma menor taxa de desgaste. Este fato é associado às altas cargas térmicas que diminuem a eficiência do menor raio de aresta, fenômeno que é amenizado diante da utilização do maior raio.

Com o aumento da velocidade de corte para 350 m/min o fenômeno acima mencionado também ocorre porém, os valores de desgastes não demonstram uma significativa alteração na inclinação da reta, comparada com a menor velocidade, independentemente da condição de aplicação de fluido ou corte a seco. Isto porque a maior velocidade causa uma maior inclinação dessa curva ao longo de toda a vida da ferramenta igualando essa inclinação com a que ocorre no início da vida da ferramenta. A maior proximidade do desgaste da ferramenta no corte com fluido ao corte a seco comprova a dificuldade de penetração do fluido em regiões próximas ao corte. O aumento da turbulência do ar na região de corte, em consequência da maior velocidade de corte, é um motivo para a dificuldade de penetração do fluido.

Com o objetivo de verificar os mecanismos de desgaste nas arestas de corte após atingir o critério de fim de vida, análises em Microscópio de Varredura Eletrônica foram realizadas em todas as ferramentas utilizadas nesta fase dos ensaios. As figuras a seguir representam os fenômenos mais comuns encontrados nas arestas de corte.

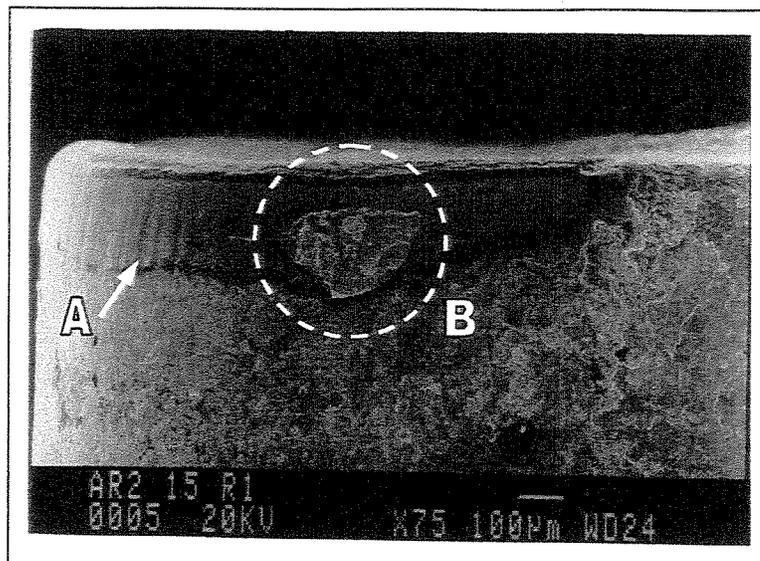


Figura 5.20 – Superfície de folga ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)

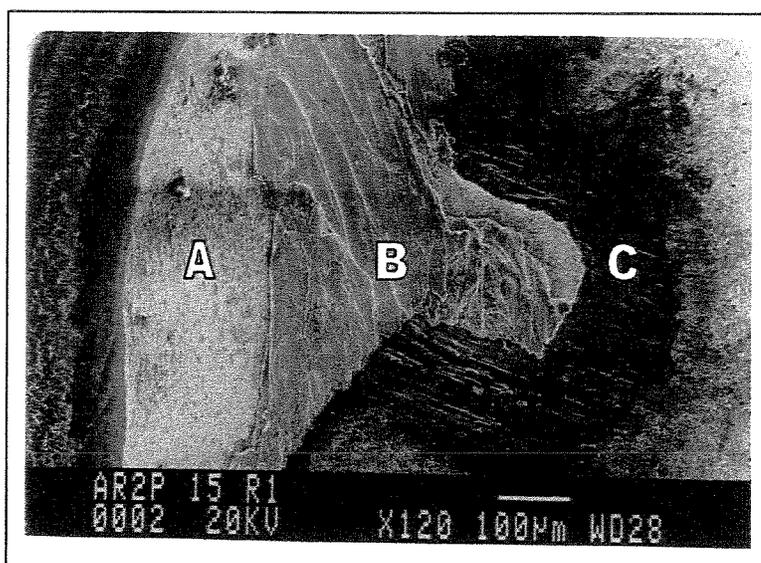


Figura 5.21 – Superfície de saída ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)

A figura 5.20 mostra a região de desgaste de flanco. O detalhe “A” mostra sulcos que caracterizam o desgaste abrasivo na região. Uma micro análise semi quantitativa, através do sistema EDS, no detalhe “B” demonstra alto teor do elemento Ferro, o que evidencia que material do corpo de prova, o qual é principalmente composto por este elemento, aderiu na aresta de corte. Este fenômeno pode comprometer a rugosidade da peça, a qual não é crítica em operações de desbaste. Porém, o crescimento dessa região pode causar a quebra da aresta de corte. Entretanto, a adesão estava desse tamanho no fim de vida e não houve quebra em nenhum ensaio realizado.

Na figura 5.21 três regiões distintas são identificadas. A região "A" demonstra, através de análise EDS, altos teores dos elementos Tungstênio e Ferro o que evidencia a presença de material do substrato da ferramenta. Nesta região, portanto, além da presença de partículas do material do cavaco, prova-se que a camada de cobertura foi total ou parcialmente consumida, já que o Tungstênio é material presente somente no substrato. Uma análise da região "B" revela altos valores de Ti, o que mostra a presença Nitreto de Titânio (TiN e TiC), materiais presentes na cobertura. A região "C" é caracterizada por riscos no sentido de saída do cavaco, fato não verificado nas regiões "A" e "B".

Através da análise da figura 5.21 pode-se compreender o que ocorreu na interface cavaco-ferramenta no corte a seco. A região "A" é a zona de aderência citada por Trent (1991), onde a temperatura é muito alta, o contato entre cavaco e ferramenta é muito intenso e, portanto, a difusão tem todas as condições para ocorrer. A região "C" é a zona de escorregamento onde a principal causa do desgaste é a abrasão. Esta abrasão pode ser consequência do movimento relativo entre cavaco e ferramenta ou causada pelo atrito da superfície de saída da ferramenta com partículas duras da ferramenta removidas das regiões "A" ou "B", fenômeno denominado "attrition" (TRENT, 1991).

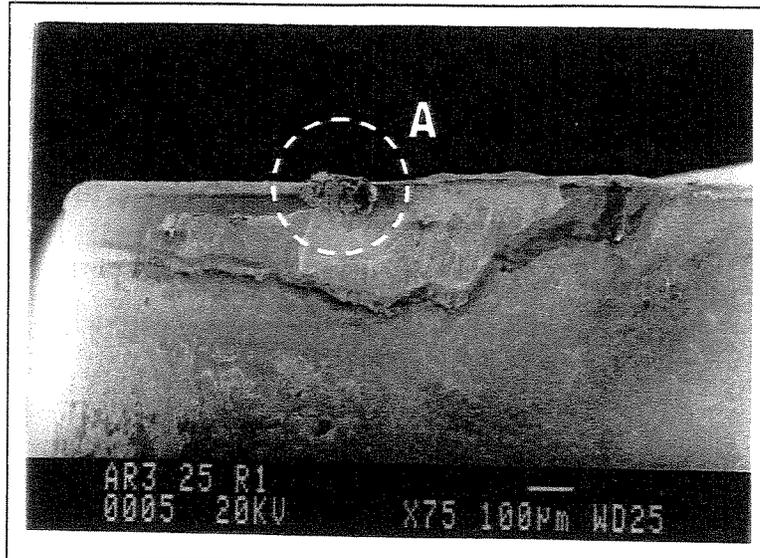


Figura 5.22 – Superfície de folga ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P25 e fluido de corte)

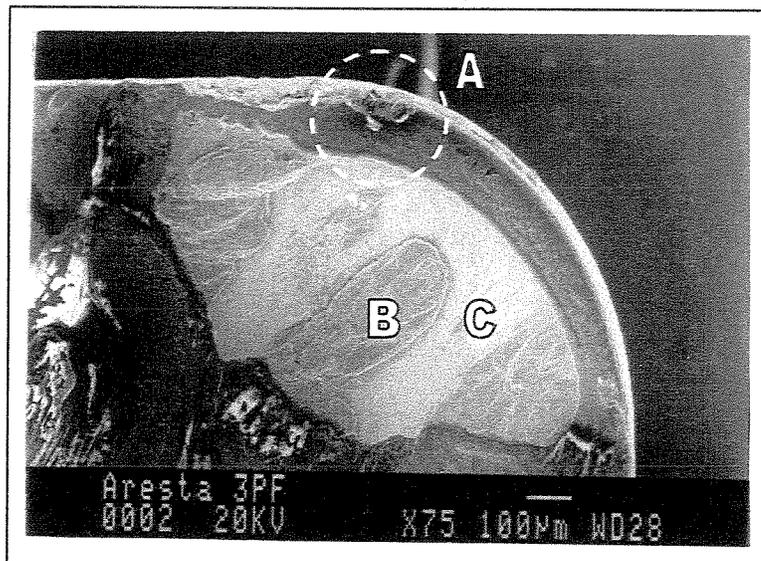


Figura 5.23 – Superfície de saída ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P25 e fluido de corte)

A introdução do fluido de corte, sob as mesmas condições de usinagem, não modificou os fenômenos que ocorreram com o torneamento a seco. Em ambos detalhes “A” das figuras 5.22 e 5.23 verifica-se novamente a adesão de material do corpo de prova na aresta de corte. O detalhe “B” da figura 5.23 mostra uma região na qual ainda existe a presença da camada de cobertura, e no detalhe “C” uma análise EDS demonstra, novamente, material do substrato. Entretanto, com a aplicação de fluido de corte, não há evidências de sulcos por desgaste abrasivo na superfície de saída da ferramenta como na condição de corte a seco. Isto sugere que o fluido de corte conseguiu evitar parte do fenômeno de abrasão que gera esses sulcos.

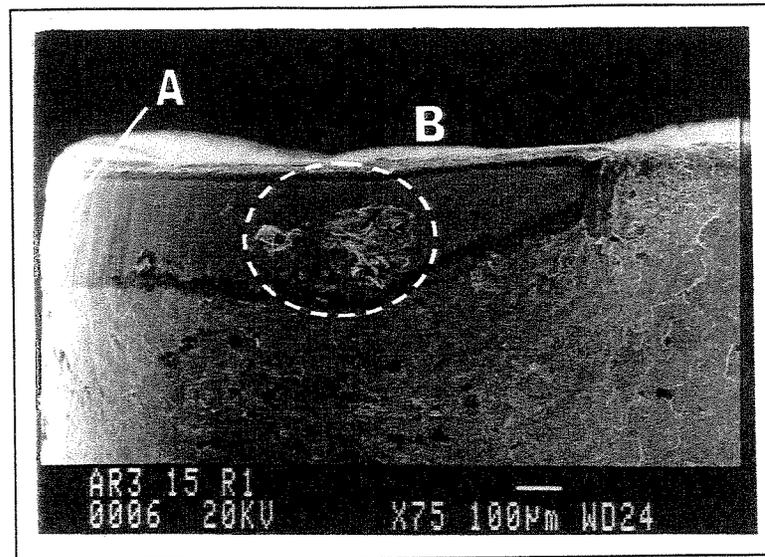


Figura 5.24 – Superfície de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)

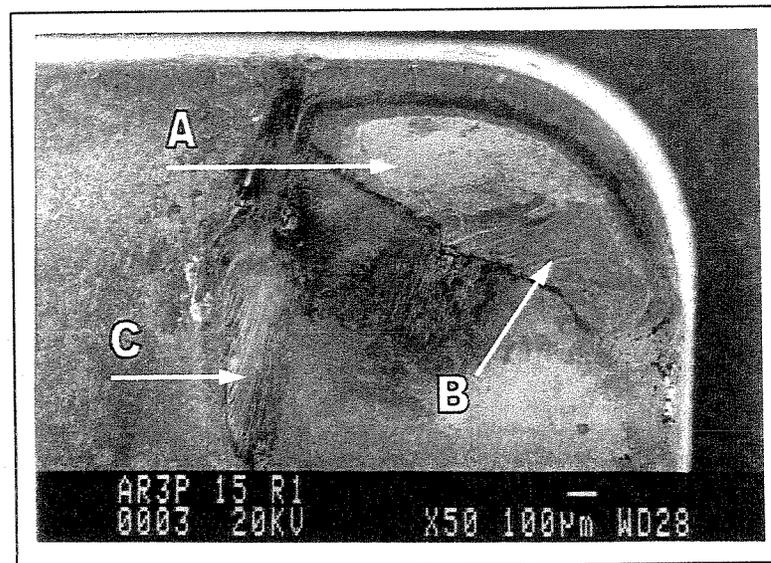


Figura 5.25 – Superfície de saída ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P15 e corte a seco)

Com o aumento da velocidade de corte não ocorreram alterações nos mecanismos de desgastes presentes na velocidade de corte inferior para o corte a seco. O detalhe “A” da figura 5.24 mostra, novamente, os sulcos de desgaste abrasivo, enquanto o detalhe “B” mostra adesão de material do corpo de prova na aresta de corte.

Na superfície de saída, figura 5.25, novamente três regiões distintas são identificadas. A análise da região “A”, através do sistema EDS, mostra a presença de Tungstênio, material do substrato. Na região “B” encontra-se a presença de Titânio, o que caracteriza a presença de material

da cobertura. Verifica-se os sulcos no sentido de saída do cavaco na região “C”, o que demonstra a presença de desgaste abrasivo na região.

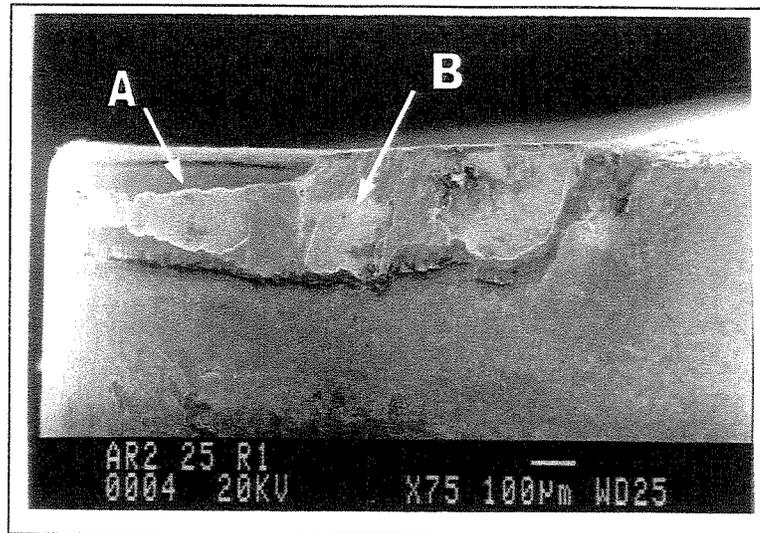


Figura 5.26 – Superfície de folga ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, P25 e fluido de corte)

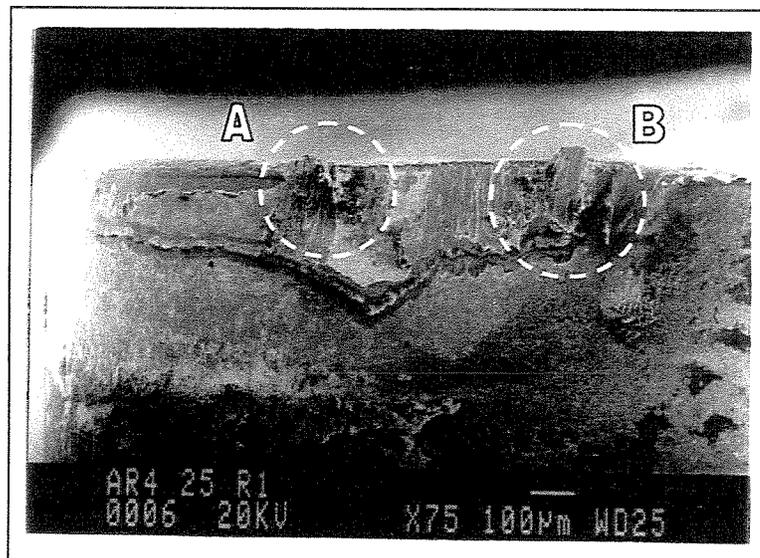


Figura 5.27 – Superfície de folga ($v_c = 290$ m/min, $f = 0,33$ mm/rot, P25 e fluido de corte)

A região “A” da figura 5.26 demonstra uma parte da aresta principal de corte na qual não há mais a presença da cobertura na ferramenta (presença de Tungstênio na análise com EDS), e a região “B” na qual existe a presença de cobertura, porém com desgaste acentuado. Esta figura mostra que a remoção da camada de cobertura foi mais severa em regiões próximas ao raio de ponta e, mais amena em regiões do final da profundidade de usinagem. Uma explicação para o fato é a redução de “h” ao longo do raio de ponta (r_s), mostrado na figura 5.28, o que causa uma maior pressão específica de corte (K_s) e conseqüentemente maiores esforços na região do raio de ponta.

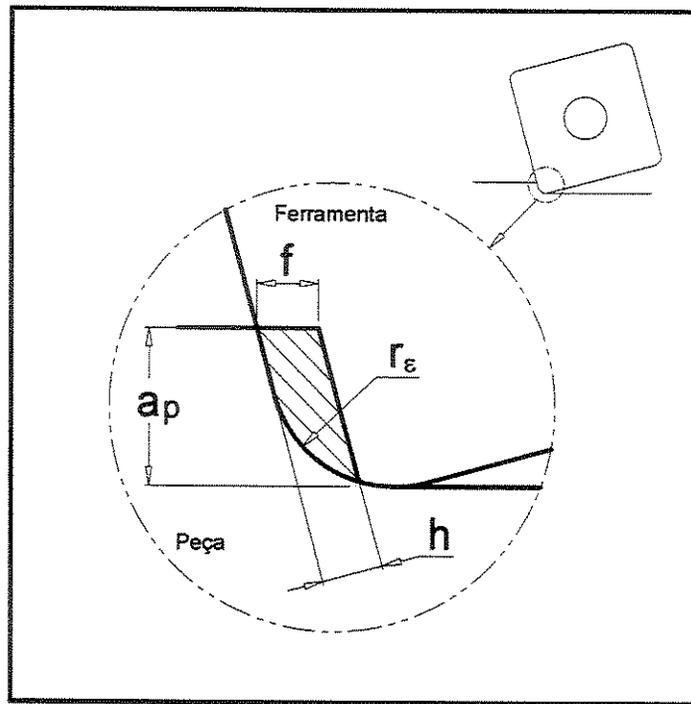


Figura 5.28 – Redução de “h” ao longo do raio de ponta

Com a redução da velocidade de corte e avanço, para os menores níveis e com a presença de fluido de corte, aumentou a tendência de adesão de material na aresta principal de corte. Conforme a figura 5.27, pode-se verificar que nas regiões “A” e “B” ocorreram maior adesão de material do corpo de prova na aresta de corte quando comparado com as figuras das condições mais severas. Isto pode ser relacionado ao fato da menor temperatura na região de corte possibilitar a adesão e encruamento do material (um fenômeno similar ao da aresta postiça de corte), e assim, não pode ser removido da região de corte pelo fluxo de cavaco ou pela peça.

A presença de desgaste de cratera na ferramenta, como observado nas figuras 5.21, 5.23 e 5.25, não era esperada para as condições de usinagem. A camada de cobertura de Óxido de Alumínio (Al_2O_3) possui grande estabilidade química, principal responsável por proteger a ferramenta desse desgaste contra a difusão. Porém, como pode ser observado nas figuras citadas, a camada de Al_2O_3 possibilitou que a ferramenta atingisse o critério de final de vida do desgaste de flanco VB_B , enquanto na superfície de saída a cobertura começava a ser consumida sem que, em nenhum momento, fosse o principal desgaste para a ferramenta.

Porém, a presença de desgaste de cratera está de acordo com estudos de Ruppí & Halvarsson (1999) que em ensaios de torneamento do aço AISI 1042 com $v_c = 200$ m/min, $f = 0,3$ mm/rot, $a_p = 2,5$ mm, corte a seco e com ferramentas de duas coberturas (TiCN e Al_2O_3), depositadas pelo

processo CVD, verificaram que a presença de camadas de material cerâmico refratário não foi suficiente para evitar o desgaste de cratera. Entretanto, o desgaste de cratera em cobertura de Al_2O_3 não é somente atribuído ao efeito da difusão mas também à deformações plásticas superficiais da camada de cobertura (TRENT, 1991).

Através da análise das arestas de corte em Microscópio de Varredura Eletrônica, de uma forma geral para todas as condições, as seguintes constatações foram evidenciadas:

- o desgaste abrasivo é o principal mecanismo de desgaste na superfície de folga das ferramentas;
- aderência de material do corpo de prova na superfície de folga das ferramentas;
- desgaste abrasivo e difusivo ocorreram na superfície de saída das ferramentas.

5.3.2 – Potência de corte

As figuras 5.29 e 5.30 demonstram os resultados de potência de corte para a primeira réplica dos ensaios.

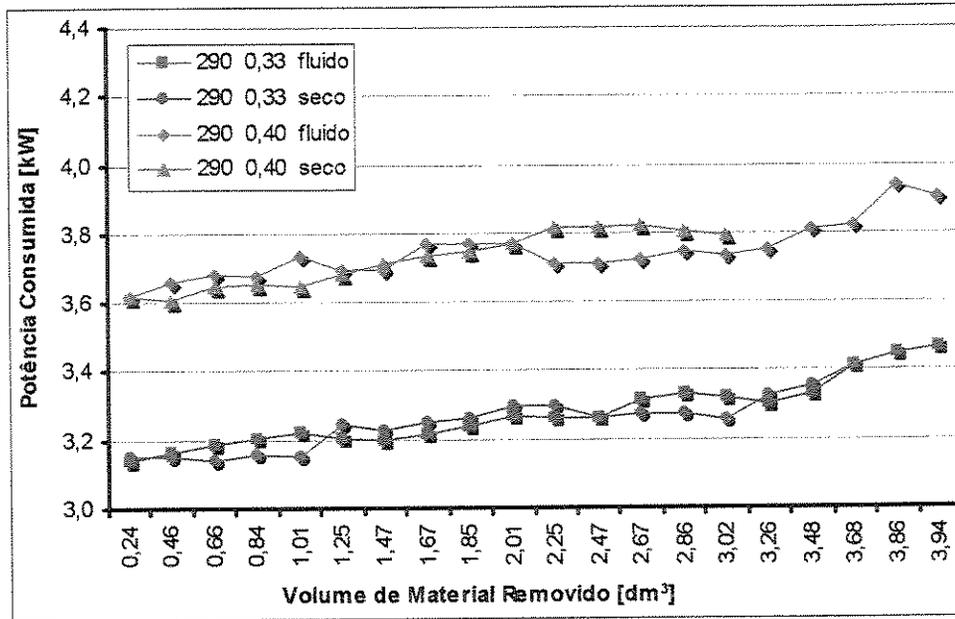


Figura 5.29 – Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min-
Réplica 1

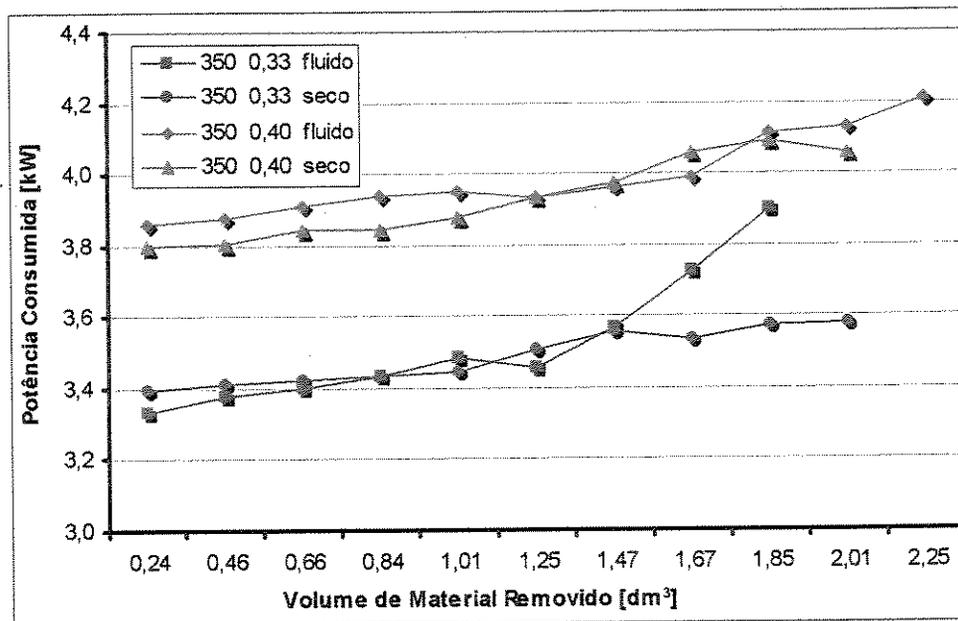


Figura 5.30 – Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min-
Réplica 1

As figuras 5.31 e 5.32 demonstram os resultados de potência de corte para a segunda réplica dos ensaios.

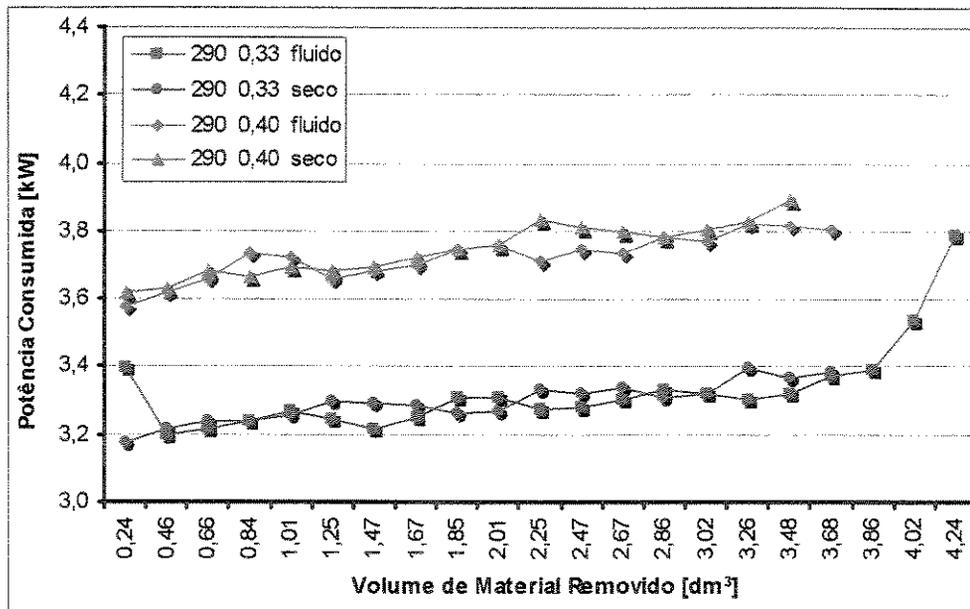


Figura 5.31 – Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 290$ m/min-
Réplica 2

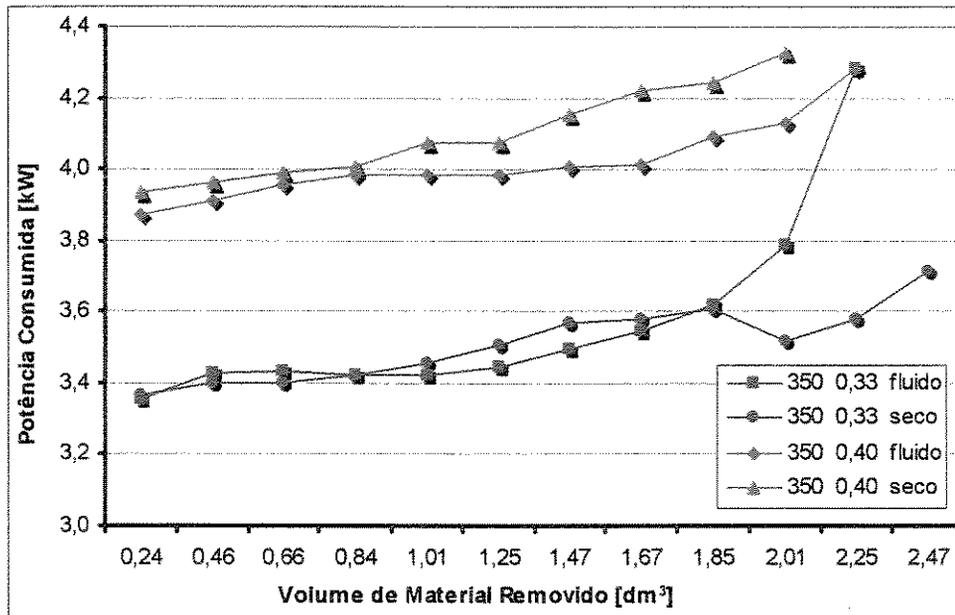


Figura 5.32 – Potência consumida (kW) vs volume de material removido para $v_c = 350$ m/min-
Réplica 2

As réplicas demonstram similaridade entre os valores de potência de corte. O crescimento gradual da potência com o aumento do volume de cavaco removido, ou ainda, com o aumento

gradual do desgaste nas ferramentas, conforme mostram as figuras 5.16 a 5.19, está associado ao aumento da área de contato na superfície de folga entre corpo de prova e ferramenta devido ao aumento do desgaste de flanco. Nas figuras 5.31 e 5.32 é verificado um crescimento abrupto da potência consumida para as condições com fluido de corte e $f = 0,33$ mm/rot logo após os valores volume de material removido de $3,86 \text{ dm}^3$ e $1,85 \text{ dm}^3$ respectivamente. Uma análise das curvas de desgaste para os mesmos ensaios, figuras 5.18 e 5.19, demonstram uma alteração mais acentuada na inclinação da curva para as mesmas condições de corte nos mesmos valores descritos acima. Este fato demonstra a relação existente entre o aumento do desgaste de flanco e o aumento da potência de corte.

Para estas condições de usinagem não existe uma significativa diferença de potência de corte para o torneamento com fluido de corte e o torneamento a seco. A compreensão para o fato depende do entendimento de alguns fenômenos que acontecem com a utilização do corte a seco e corte com fluido.

Para o torneamento a seco espera-se uma maior temperatura do material a ser usinado devido à ausência de um meio com função refrigerante no processo, o que conseqüentemente, causa uma redução na resistência ao corte do material. Esta redução de resistência ao corte promove uma menor força de corte a qual é proporcional a potência de corte. Contudo, a redução da resistência ao corte pode causar o aumento da área de contato na interface cavaco-ferramenta devido ao aumento da deformação do cavaco, o que aumenta o atrito e contribui para um aumento da força de corte, minimizando o efeito causado pelo aumento da temperatura no processo.

Com a utilização do fluido de corte não se imagina uma significativa redução da resistência devido à constante retirada de calor da ferramenta e material usinado pelo fluido de corte. Portanto, sem o aumento da temperatura no material a ser usinado não há redução da resistência ao corte e, por conseqüência, da força de corte. Entretanto, a utilização do fluido pode possibilitar um efeito de lubrificação em regiões da zona de escorregamento - interface cavaco-ferramenta - o qual reduz o coeficiente de atrito na região causando uma redução na força de corte e, conseqüentemente, da potência de corte. Devido à abundância de fluido de corte no processo, apesar de ter sido aplicado pela superfície de folga, tanto corpo de prova quanto a ferramenta de corte eram atingidos pelo fluido. Assim, mesmo na superfície de saída da ferramenta existia a presença de fluido de corte.

Portanto, uma hipótese para explicar a similaridade entre os valores de potência de corte entre o corte com fluido e o corte a seco é que, independentemente da velocidade de corte e avanço, os

fenômenos de redução de resistência ao corte e aumento da área de contato cavaco-ferramenta no corte a seco e a lubrificação da zona de escorregamento no corte com fluido se compensam, tornando os valores de potência próximos.

A força de corte é função da área de corte e da pressão específica de corte (K_s). Assim, o aumento do avanço causa um aumento na área de corte e, conseqüentemente, na força e potência de corte. Entretanto, esta relação não é diretamente proporcional, pois com o aumento do avanço ocorre uma redução da pressão específica de corte (K_s) devido à redução relativa do fluxo lateral de cavaco (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000). Portanto, como pode ser verificado nas figuras 5.29 a 5.32, o aumento da potência de corte não foi proporcional ao aumento do avanço.

A pressão específica de corte (K_s) também diminui com o aumento da velocidade de corte, o que contribui para a redução na força de corte. Como a potência de corte é o produto da força de corte e da velocidade de corte, os valores de potência de corte devem crescer com o aumento da velocidade de corte. Este fato é verificado comparando os valores das figuras 5.29 e 5.31 com os da 5.30 e 5.32, diante das mesmas taxas de avanço. Porém, o aumento da potência de corte também não foi diretamente proporcional ao aumento da velocidade de corte, o que prova que existiu influência da velocidade de corte na diminuição da pressão específica de corte (K_s). O aumento da velocidade de corte diminui os coeficientes de atrito cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, além de facilitar o cisalhamento do cavaco, o que causa a diminuição da pressão específica de corte (K_s).

5.4- Terceira fase dos ensaios

Normalmente, a completa usinagem de uma peça consiste em duas operações: desbaste e acabamento. Na operação de desbaste, o objetivo é remover a maior quantidade de material na unidade de tempo e, portanto, devem ser usados elevados valores de avanço e profundidade de usinagem, e moderada velocidade de corte, uma vez que é o parâmetro mais influente no desgaste da ferramenta. Na operação de acabamento, o objetivo é obter qualidade superficial, dimensional e geométrica da peça. Neste caso, deve-se utilizar menores avanços visando diminuir sua contribuição geométrica à rugosidade e profundidade de usinagem, com o objetivo de minimizar as forças de corte, e a velocidade de corte deve ser mais alta, uma vez que influencia pouco na força de corte e promove redução no tempo de corte.

Como verificado nos ensaios preliminares, a utilização da profundidade de usinagem de 1 mm foi a condição na qual o corte a seco mais se aproximou do corte com fluido. Portanto, a substituição do corte com fluido pelo corte a seco aplica-se, com maior eficiência, em condições nas quais a profundidade de usinagem é relativamente pequena.

A otimização das geometrias de ferramentas têm possibilitado obter menores valores de rugosidade com mesmas taxas de avanço. O uso de pastilhas alisadoras (wiper), devido à alteração na geometria do raio de ponta, de tal maneira que um único raio de ponta seja substituído por 3 raios, possibilita a utilização de avanço duas vezes maiores e, mesmo assim, se obter o mesmo acabamento superficial ou, utilizar o mesmo avanço e obter o acabamento superficial duas vezes melhor (SANDVIK, 2000).

Portanto, o fato do torneamento a seco em desbaste possibilitar os melhores resultados, comparativamente ao corte com fluido, em condições de pequena profundidade de usinagem e, com a possibilidade da utilização de ferramentas as quais promovem mesma rugosidade com o dobro do avanço, sugere que a utilização de uma única passada com pastilha alisadora em substituição ao passe de desbaste com posterior acabamento pode ser vantajoso para o processo.

Com o objetivo de analisar o proposto acima, ensaios foram realizados. Assim, nesta terceira fase, as variáveis de influência foram o processo de corte (desbaste/acabamento e alisadora) e a presença ou ausência do fluido de corte. Como citado no capítulo 4, a profundidade de usinagem usada nos ensaios com pastilhas alisadoras era a soma das profundidades usadas nos ensaios

convencionais constituídos de uma passada de desbaste seguida de outra de acabamento com outra ferramenta. Além disso, o avanço usado nos ensaios com pastilhas alisadoras foi o dobro daquele usado na operação de acabamento dos ensaios convencionais. A figura 5.33 demonstra os valores médios da vida das ferramentas em volume de material removido em função das condições de usinagem.

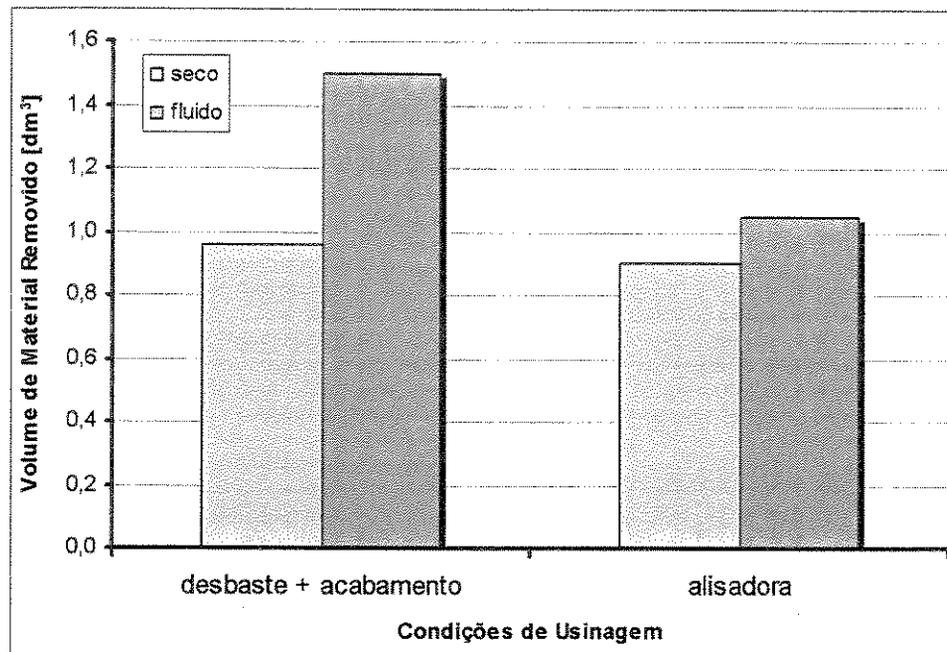


Figura 5.33 – Volume de material removido vs condições de usinagem

Na condição de usinagem com desbaste e posterior acabamento, a retirada do fluido de corte causou uma redução média na vida da ferramenta de 36%. Por outro lado, com a utilização da pastilha alisadora, a retirada do fluido de corte causou uma redução média de 14% na vida da ferramenta.

O volume de material removido trocando a utilização de um passe de desbaste com posterior acabamento por um único passe com pastilha alisadora foi reduzido independentemente da presença ou ausência dos fluidos de corte. Entretanto, a alteração foi muito mais significativa diante da presença do fluido de corte (30%) do que com o corte a seco (6%). Há que se ressaltar que embora a pastilha alisadora tenha proporcionado vida menor da ferramenta em volume de material removido que a soma das operações de desbaste e acabamento, apresentou vida maior (em volume de material removido) do que aquela obtida somente com a ferramenta de acabamento.

Uma explicação para estes resultados pode estar associada ao avanço. Com a utilização do fluido de corte a influência da temperatura no desgaste da ferramenta pode ser reduzida. Por outro lado, no corte a seco, o fator temperatura passa a ter uma influência mais significativa. Com a utilização do avanço de 0,1 mm/rot no acabamento (condição desbaste/acabamento), mesmo removendo uma área de corte menor, a influência da maior velocidade e tempo de corte (81% maior comparado com a pastilha alisadora) foram determinantes para que a temperatura na ferramenta atingisse valores mais elevados diminuindo sua dureza e a resistência ao desgaste. Com a utilização do maior avanço ($f = 0,2$ mm/rot) na ferramenta alisadora, o tempo e comprimento de corte foram reduzidos, possibilitando uma menor exposição da ferramenta ao atrito e temperatura. Portanto, isso possibilitou uma menor desgaste e, conseqüentemente, maior vida para ferramenta.

O tempo de usinagem com a utilização das pastilhas alisadoras pode ser reduzido drasticamente. Para as condições de usinagem utilizadas, segundo catálogo do fabricante, a somatória do tempo de corte no desbaste ($v_c = 350$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot e $a_p = 1$ mm) e acabamento ($v_c = 485$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 0,5$ mm) comparado com o tempo de para a pastilha alisadora ($v_c = 440$ m/min, $f = 0,2$ mm/rot e $a_p = 1,5$ mm) pode ser reduzido em média 2,4 vezes (SANDVIK, 2000). Alguns fatores que influenciam neste tempo são: a velocidade em avanço rápido, tempo de troca de ferramenta e diâmetro usinado. A somatória do tempo de avanço rápido e uma troca de ferramenta, para as condições realizadas, era em média de 5 segundos.

Outra desvantagem para o processo de desbaste com posterior acabamento é a necessidade de controle e substituição de duas pastilhas no processo. Os mecanismos de desgaste atuam de forma que a substituição de cada pastilha ocorra em momentos diferentes. No caso da pastilha alisadora, uma única pastilha deve ser controlada e substituída tornando o tempo de troca de ferramenta menor. Ainda, com a utilização da pastilha alisadora, existe a possibilidade da utilização de mais um porta-ferramenta na torre da máquina, o que pode ser vantajoso para o processo, em peças nas quais é necessária a utilização de várias ferramentas.

Portanto, os resultados demonstram que, do ponto de vista de volume de material removido, se o objetivo é a utilização do corte a seco, a utilização de um único passe com pastilhas alisadoras é vantajoso. Pois com a redução da vida da ferramenta em 6%, é possível reduzir o tempo de corte em 2,4 vezes, utilizar apenas uma ferramenta no processo e disponibilizar mais uma ferramenta na torre porta-ferramenta.

A mudança da condição de desbaste com posterior acabamento com fluido para a condição de alisadora com fluido causa uma redução de 30% no volume de material removido e em 40% para condição de alisadora com corte a seco. Entretanto, no último caso, para usinar o mesmo volume de material da condição de desbaste com posterior acabamento ($1,5 \text{ dm}^3$), a utilização de pastilha alisadora promove uma redução de 15 minutos de usinagem, considerando um tempo de 3 minutos para troca de aresta de corte. Ainda, seriam utilizadas a mesma quantidade de pastilhas no processo, duas em cada condição.

5.4.1- Desgaste de ferramentas

As figuras 5.34 e 5.35 demonstram as curvas de desgaste de flanco VB_B para a primeira e segunda réplica dos ensaios, respectivamente.

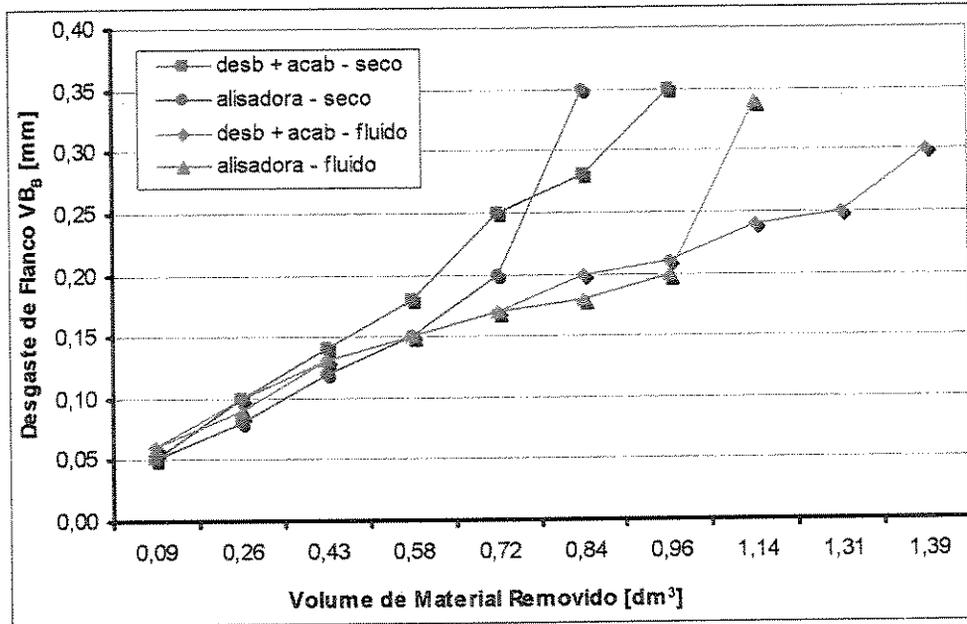


Figura 5.34- Desgaste de Flanco VB_B vs volume de material removido – Réplica 1

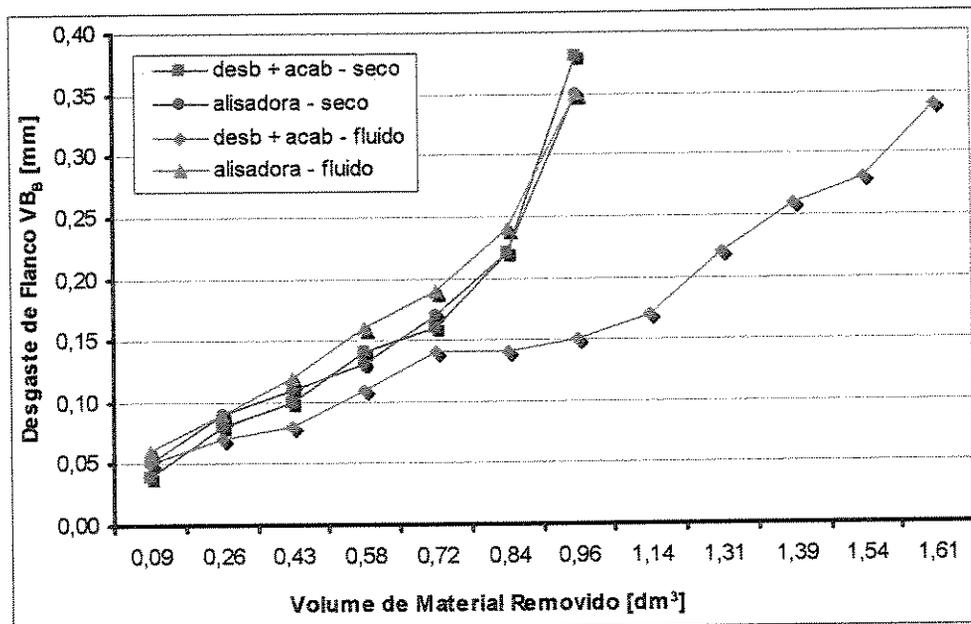


Figura 5.35- Desgaste de Flanco VB_B vs volume de material removido – Réplica 2

No caso da condição de desbaste e acabamento, as curvas de desgaste referem-se à ferramenta de acabamento, que atingiu o critério de fim de vida ($VB_B = 0,30$ mm) antes da ferramenta de desbaste. O desgaste na ferramenta de desbaste utilizada foi inferior à $VB_B = 0,20$ mm. Estes valores estão de acordo com os obtidos na fase 2 com as mesmas condições de corte.

As curvas de desgaste demonstram que, para o corte com pastilhas alisadoras, existe um valor crítico para o desgaste das ferramentas. A partir deste valor, o desgaste cresce de forma abrupta, dificultando, inclusive, interromper o processo no critério de fim de vida ($VB_B = 0,30$ mm). Nas duas réplicas esse valor é próximo à $VB_B = 0,20$ mm. Para o corte com desbaste e acabamento, este fato ocorreu uma única vez, no corte a seco da réplica 2.

Uma explicação para o crescimento abrupto do desgaste de flanco nas pastilhas alisadoras é o maior comprimento de contato aresta-peça. Por um lado, este fato permite utilizar maiores avanços para mesma rugosidade mas, por outro lado, causa o aumento da pressão específica de corte (K_s) devido ao maior atrito com a peça. Desta forma, o desgaste tende a ser mais acelerado e permitir lascamentos.

Em ambas as réplicas, o desbaste e acabamento com fluido de corte mostraram-se estáveis, sem a ocorrência de alterações abruptas. Para esta condição de usinagem, o desgaste se manteve inferior ou, no mínimo igual, ao das demais condições.

Nesta fase, novamente, com o objetivo de verificar os mecanismos de desgaste nas arestas de corte, após atingir o critério de fim de vida, análises em Microscópio de Varredura Eletrônica foram realizadas em todas arestas de corte utilizadas nesta fase dos ensaios. As figuras a seguir mostram os desgastes e avarias encontradas nas arestas de corte.

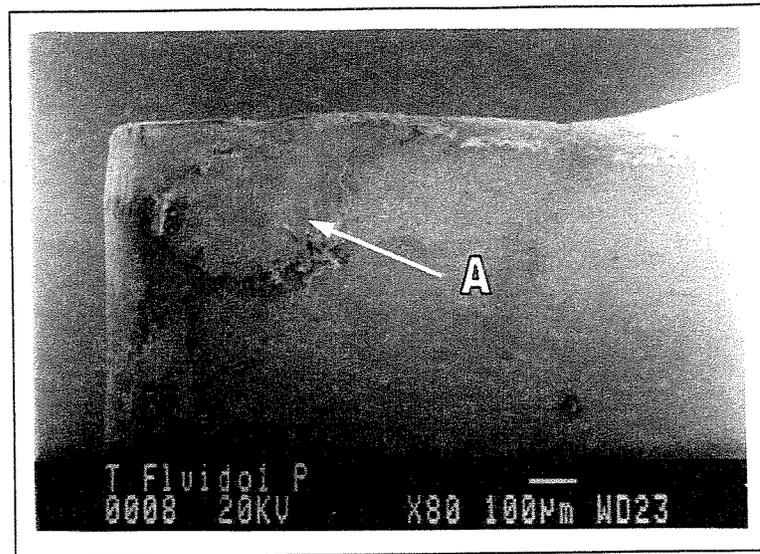


Figura 5.36 – Superfície de folga da ferramenta de acabamento (desb/acab e fluido de corte)

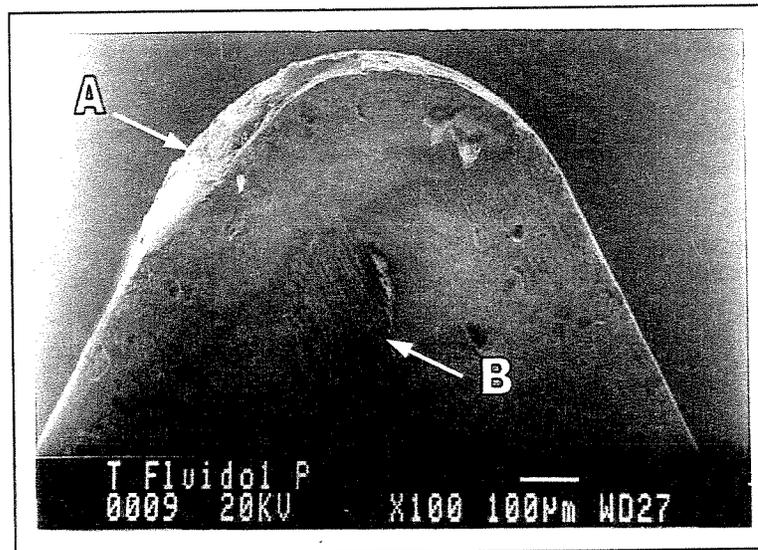


Figura 5.37 – Superfície de saída da ferramenta de acabamento (desb/acab e fluido de corte)

A figura 5.36 mostra a superfície de folga e a 5.37 a superfície de saída da ferramenta de acabamento da condição de desbaste e acabamento. O detalhe “A”, em ambas figuras, mostra um lascamento na aresta principal de corte, o que determinou a interrupção do ensaio. No detalhe “B”, figura 5.37, é verificado na superfície de saída da ferramenta, riscos abrasivos na direção de saída dos cavacos. Entretanto, este fato é notado apenas a uma determinada distância da aresta de corte, indicando que na região intermediária entre aresta e os riscos, pode ter ocorrido uma zona de aderência.

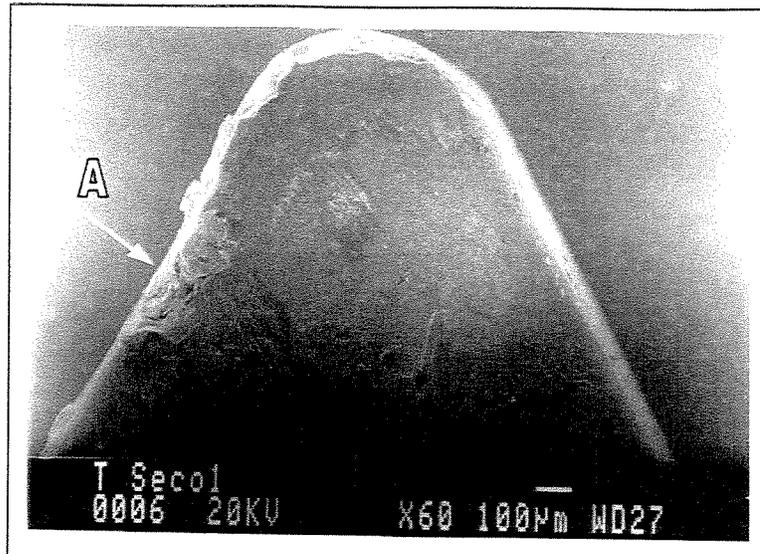


Figura 5.38- Superfície de saída da ferramenta de acabamento (desb/acab e corte a seco)

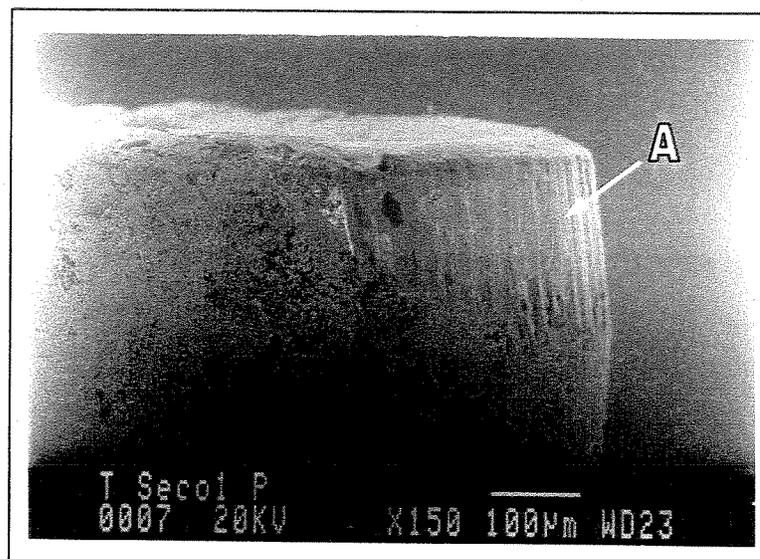


Figura 5.39- Superfície secundária de folga da ferramenta de acab. (desb/acab e corte a seco)

Na ausência dos fluidos de corte ocorreram lascamentos na aresta principal de corte. No detalhe “A”, figura 5.38, é verificado que, principalmente no final da profundidade de usinagem, as proporções do entalhe causado pelos lascamentos são maiores. Como descrito anteriormente, este entalhe sugere como causa o gradiente de tensão na região do final da profundidade de usinagem. Na figura 5.39 é evidenciado o desgaste abrasivo na superfície de folga da ferramenta. O detalhe “A” mostra os sulcos causados pelo contato peça-ferramenta no raio de ponta, região na qual o “h” é próximo à zero, o que provoca uma maior pressão específica de corte (K_s) e, conseqüentemente maiores esforços na região.

Os desgastes verificados nas ferramentas de acabamento (condição desbaste e acabamento), independentemente da presença ou ausência dos fluidos de corte, são similares. Como pode ser visto, existe uma tendência a lascamentos na aresta principal de corte. Este fato pode ser atribuído à alta velocidade de corte e uma fragilização da aresta em função do pequeno raio de ponta (0,4 mm). Na superfície de saída não foi verificado a retirada da camada de cobertura, como verificado na fase 2 dos experimentos. Após o final de vida da ferramenta, a aderência de material da peça ao longo das arestas de corte não foi constatada.

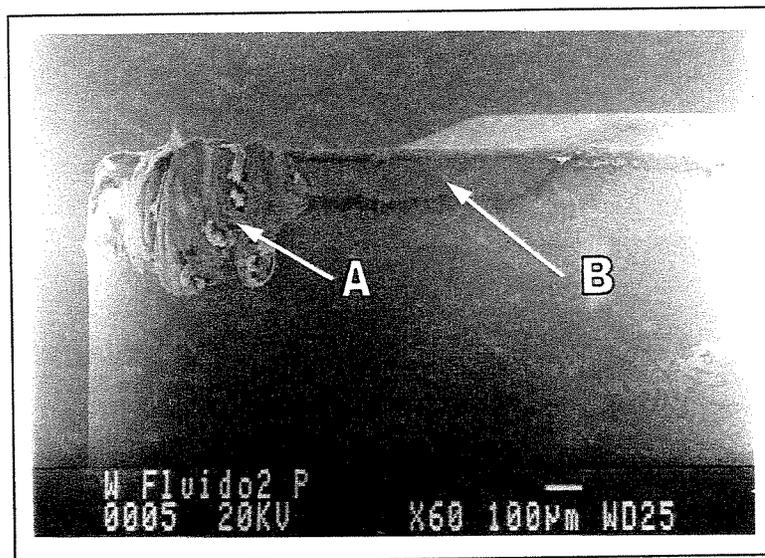


Figura 5.40- Superfície de folga da ferramenta alisadora (fluido de corte)

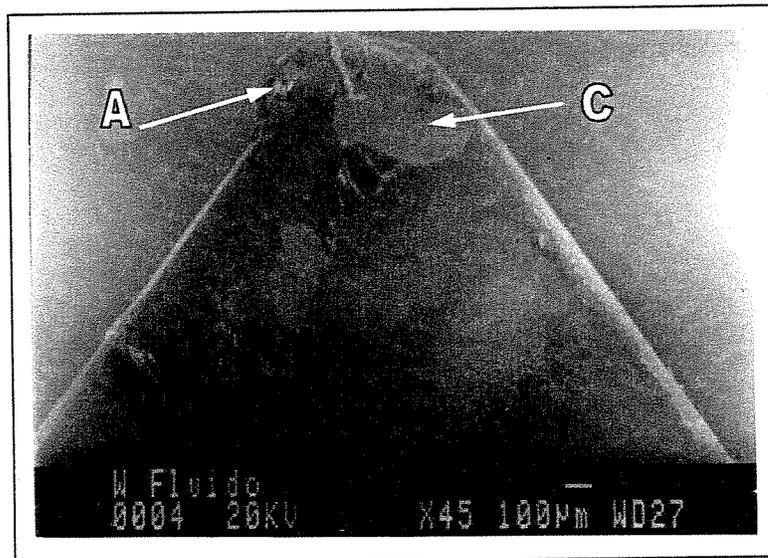


Figura 5.41- Superfície de saída da ferramenta alisadora (fluido de corte)

Quando da utilização das ferramentas alisadoras e fluido de corte, lascamentos de maiores proporções e aderência de material da peça na ferramenta foram verificados. No detalhe “A” da figura 5.40 e 5.41, uma análise EDS demonstra que, material da peça aderiu na aresta de corte. O detalhe “B” da figura 5.40 mostra que o crescimento do desgaste de flanco a uma determinada distância do raio de ponta foi regular. Entretanto, como mostra o detalhe “C” da figura 5.41, uma quebra na aresta próximo ao raio de ponta determinou o fim de vida da aresta de corte.

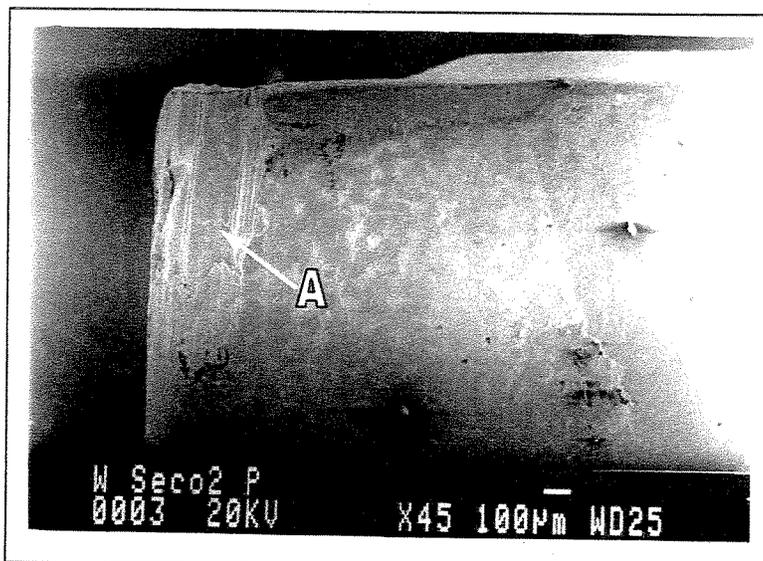


Figura 5.42- Superfície de folga da ferramenta alisadora (corte a seco)

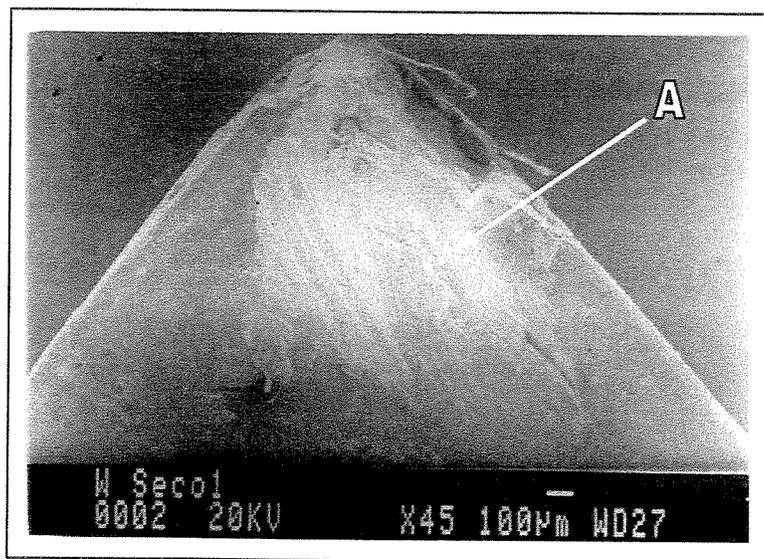


Figura 5.43- Superfície de saída da ferramenta alisadora (corte a seco)

Com a ausência do fluido de corte, a aderência de material da peça não foi verificada após o fim de vida. Entretanto, novamente um lascamento próximo a região do raio de ponta foi o fator determinante para o fim de vida da aresta, como mostra o detalhe “A” nas figuras 5.42 e 5.43.

Mas um ponto digno de observação é que as avarias verificadas nas arestas de corte das ferramentas de acabamento (desbaste e acabamento) estão concentradas principalmente na aresta principal de corte. Por outro lado, no caso das ferramentas alisadoras, as avarias estão concentradas do raio de ponta para a direção da aresta secundária de corte. Esta região das ferramentas alisadoras é responsável pela redução na rugosidade na peça. Entretanto, como descrito anteriormente, este fato causa o aumento da pressão específica de corte (K_s) devido ao maior atrito com a peça. Isto sugere que o aumento da pressão específica de corte (K_s) juntamente com o desgaste da ferramenta causa lascamentos na superfície secundária de corte determinando o final de vida.

5.4.2- Rugosidade

As figuras 5.44 e 5.45 mostram as curvas de Rugosidade Máxima (R_y) para a primeira e segunda réplica dos ensaios, respectivamente.

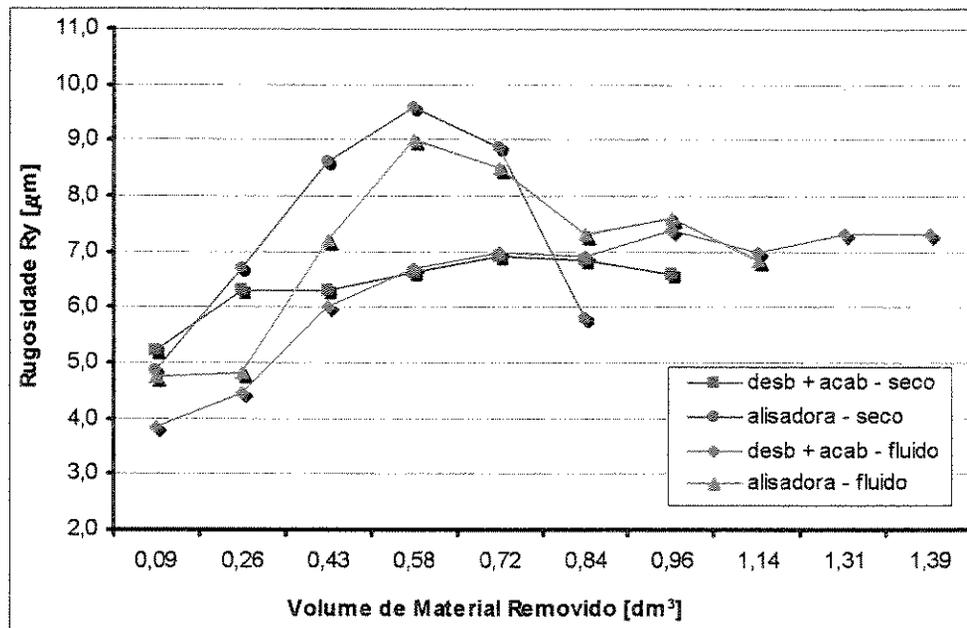


Figura 5.44- Rugosidade máxima (R_y) vs volume de material removido – Réplica 1

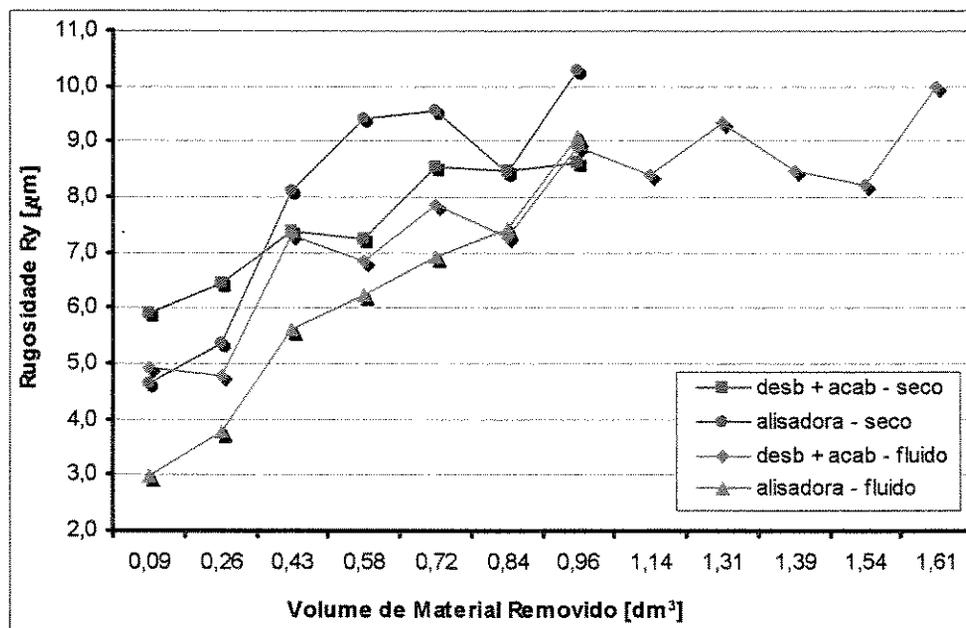


Figura 5.45- Rugosidade máxima (R_y) vs volume de material removido – Réplica 2

No torneamento, a rugosidade teórica (R_t) depende de apenas dois fatores: o raio de ponta da ferramenta e o avanço. A equação 5.1 é, geralmente, utilizada para o cálculo da rugosidade teórica:

$$R_t = \frac{f^2}{8r_e} \quad \text{Equação 5.1}$$

Porém, vibrações no conjunto MFDP (máquina, ferramenta, dispositivo de fixação e peça) e adesão de material da peça na aresta de corte, como demonstrado nas análises de desgaste de ferramenta com Microscópio Eletrônico de Varredura, podem influenciar no aumento do valor teórico de rugosidade.

Comprovando o descrito acima, pode ser verificado nas figuras 5.44 e 5.45 que a Rugosidade Máxima (R_y), mesmo no início da utilização da aresta de corte, apresenta valores superiores a Rugosidade Teórica ($R_t = 3,1 \mu\text{m}$). Por outro lado, esta regra não vale para as pastilhas alisadoras (wiper) as quais, conforme afirma o fabricante, pode utilizar o dobro do avanço e manter os valores de rugosidade. Como pode ser verificado nas mesmas figuras, no início do torneamento, as pastilhas alisadoras possibilitaram, com o dobro do avanço, valores de rugosidade similares aos obtidos com pastilhas convencionais.

Entretanto, durante a vida das ferramentas alisadoras, a Rugosidade Máxima (R_y) aumenta rapidamente quando comparada com as pastilhas convencionais. Este fato, é associado, como descrito no item 5.4.1, à deterioração da superfície secundária de corte, a qual é responsável pela redução nos valores da rugosidade. Como pode ser verificado nas figuras 5.41 e 5.43, avarias ocorrem na geometria da aresta impossibilitando a manutenção da rugosidade próxima dos valores iniciais.

Por outro lado, a utilização das pastilhas convencionais exige a utilização da metade do valor do avanço para obter a mesma rugosidade. Mas nestes casos, independentemente da utilização do fluido de corte, a dispersão dos valores é menor quando comparado com pastilhas alisadoras.

Analisando os valores de Rugosidade Média ocorre uma similar tendência nos valores de rugosidade. As figuras 5.46 e 5.47 demonstram as curvas de Rugosidade Média (R_a) para a primeira e segunda réplica dos ensaios, respectivamente.

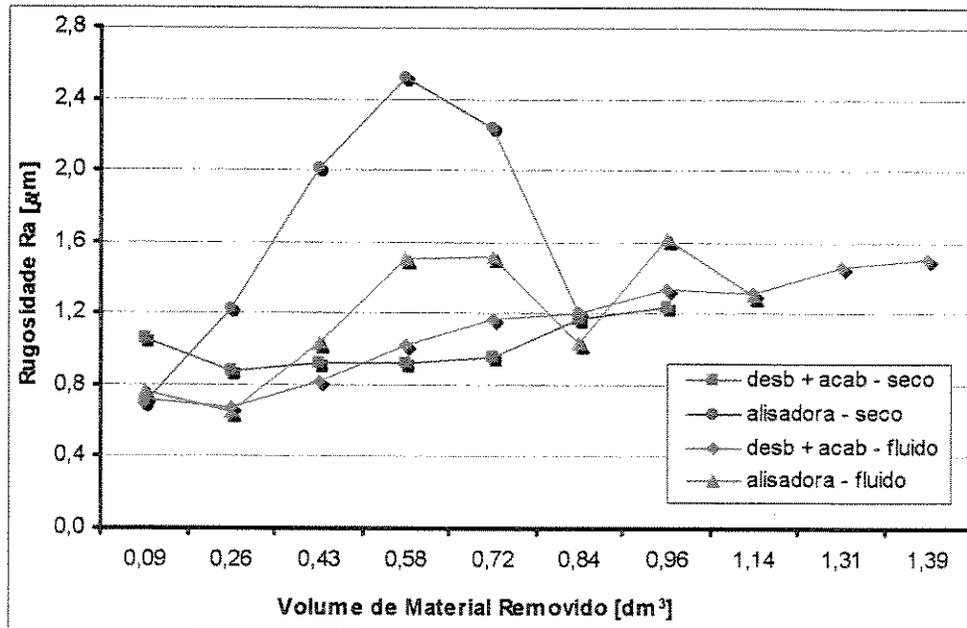


Figura 5.46- Rugosidade Média (R_a) vs volume de material removido – Réplica 1

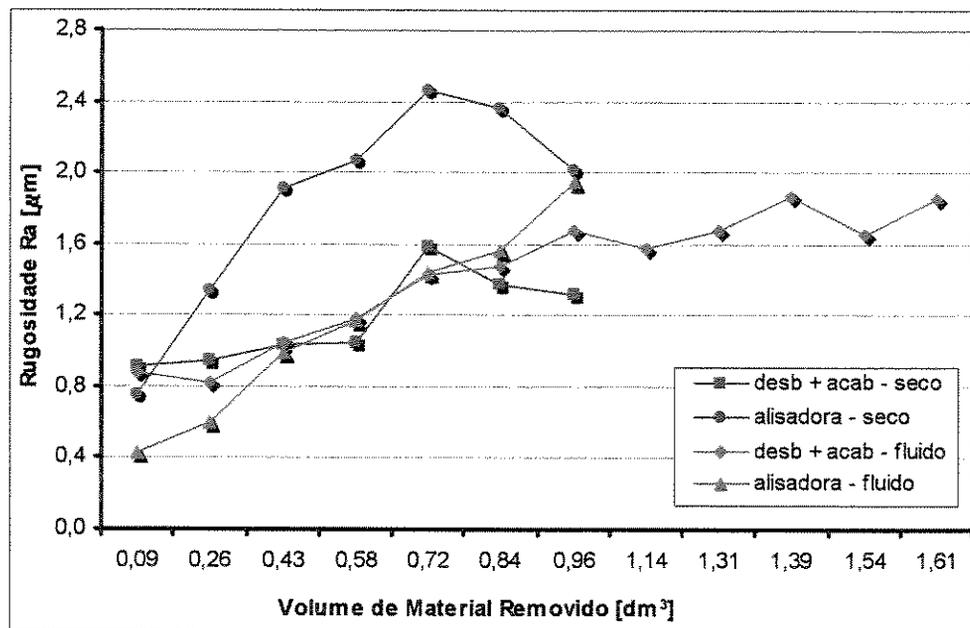


Figura 5.47- Rugosidade Média (R_a) vs volume de material removido – Réplica 2

Como verificado nessas figuras, os valores de Rugosidade Média (R_a) com a utilização das pastilhas alisadoras, tendem a crescer mais rapidamente que os valores obtidos com a utilização das pastilhas convencionais.

Com a utilização das pastilhas convencionais, a aplicação do fluido de corte não alterou significativamente os valores de Rugosidade Máxima (R_y) e Rugosidade Média (R_a). Entretanto,

com a utilização das pastilhas alisadoras, a presença do fluido de corte proporcionou que, qualitativamente, os valores de rugosidade, fossem mantidos em níveis inferiores aos obtidos com o corte a seco. Isto se deve ao forte lascamento da aresta ocorrido próximo à aresta secundária de corte quando se utilizou o corte a seco e pastilha alisadora (figura 5.42 e 5.43) que mudou drasticamente a ponta da ferramenta e fez a rugosidade da peça crescer também drasticamente.

Capítulo 6

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Baseado nos resultados obtidos neste trabalho, pode-se concluir para o torneamento do aço ABNT 1045 em operação de desbaste com ferramentas de metal duro revestidas que:

- A utilização de fluido de corte promove uma maior vida para ferramenta em todas condições utilizadas.
- A aumento da velocidade de corte causa redução na diferença entre vida de ferramenta entre corte a seco e com fluido de corte.
- O torneamento a seco não deve ser utilizado em altas profundidades de usinagem.
- Para remover o fluido de corte do processo deve-se trocar ferramentas da classe P25 por ferramentas da classe P15, reduzir a velocidade de corte e aumentar o avanço de modo manter o tempo de usinagem.
- Os resultados de potência consumida não demonstram significativa diferença entre o corte a seco e o corte com fluido de corte em abundância.
- O principal desgaste verificado nas ferramentas de corte é o frontal (ou de flanco).
- A utilização de ferramenta alisadora em substituição à uma ferramenta de desbaste e outra de acabamento promove um menor tempo de corte para o torneamento do mesmo volume de material.

- Os valores de rugosidade tendem a crescer mais rapidamente com a utilização de pastilha alisadora do que com pastilha convencional.

Como sugestões para continuação deste trabalho, tem-se:

- ◆ Comparar o corte a seco com a utilização de fluido de corte em abundância no torneamento interno devido à dificuldade do fluido atingir a região de corte.
- ◆ Utilizar diferentes tamanhos de pastilhas para os mesmos parâmetros de corte no corte a seco.
- ◆ Testar novos materiais de ferramentas, como metal duro com micro grãos e cermet, e coberturas.
- ◆ Otimizar os parâmetros de corte para a utilização das pastilhas alisadoras.

Referências bibliográficas

- ACKROYD et al. Exploration of contact conditions in machining. *Proceedings of Institution of Mechanical: part B - Engineers Journal of Engineering Manufacture*, v. 215, n. 4, p. 493-507, 2001.
- AGENA RESINAS E COLAS LTDA. *Refrigerante de base sintética para usinagem e retificação*. Especificações técnicas. Rio de Janeiro, 2002. Catálogo técnico.
- AY, H.; YANG, W. J. Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. *International Journal of Heat Mass Transfer*, v. 41, n. 3, p. 613-623, 1988.
- BIENKOWSKI, K. Coolants and Lubricants, staying pure. *Manufacturing Engineering*, v. 110, n. 4, p. 55-61, 1993b.
- BIENKOWSKI, K. Coolants and Lubricants, the truth. *Manufacturing Engineering*, v. 110, n. 3, p. 90-96, 1993a.
- BRAGA et al. Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and diamond coated tool in the drilling of aluminium-silicon alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 122, n. 1, p.127-138, 2002.
- BRAGA, Durval Uchôas. *A técnica de mínima quantidade de fluido de corte aplicada na operação de furação de uma liga de alumínio-silício*. 2001. 200 p. Tese (Doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- BYRNE, G.; SCHOLTA, E. Environmentally clean machining processes – a strategic approach. *Annals of the CIRP*, v. 42, n. 1, p. 471-474, 1993.

- CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K; MAULIK, P. Effects of coolant on temperature distribution in metal machining. *Materials Science and Technology*, v. 4, p. 1006-1019, 1988.
- CHOI, H. Z.; LEE, S. W.; JEONG, H. D. A comparison of the cooling effects of compressed cold air and coolant for cylindrical grinding with a CBN wheel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 111, n. 1/3, p. 265-268, 2001.
- COLDWELL, H. L.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. The effect of cutting environment on the performance of a soft / lubricant coating (MOST™) when drilling BS L168 aluminum alloy. In: *5th International Conference on Behaviour of Materials in Machining*, 12 - 13 November, Chester, UK, 2002. p. 121-129.
- DERFLINGER, V.; BRÄNDLE, H.; ZIMMERMANN, H. New hard/lubricant coating for dry machining. *Surface and Coating Technology*, v. 113, n. 3, p. 286-292, 1999.
- DEVRIES, W. R.; MURRAY, S. F. Tribology at the cutting edge: cutting and grinding fluids. In: TRIBOLOGY SYMPOSIUM, 1. 1994, New Orleans. *Tribology...* New York: ASME, 1994. p. 23-33 (ASME – Petroleum Division, v. 61).
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*, 2. ed., São Paulo: Artiber Editora, 2000. 244p.
- DINIZ, A. E.; MICARONI, R. Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 42, n. 8, p. 899-904, 2002.
- DOYLE, E. D.; HORNE, J. G.; TABOR, D. Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. *Proceedings of Royal Society of London*, v. A366, p. 173-183, 1979.
- EL BARADIE, M. A. Cutting Fluids: Part I – Characterisation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 56, n.1/4, p. 786-797, 1996.
- ENDRES, W. J.; KOUNTANYA, R. K. The effects of corner radius and edge radius on tool flank wear. *Transactions of NAMRI/SME*, v. 30, p.401-407, 2002.
- FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo: Editora Edgard Blücher, 1977. v. 1, 751p.

- FERRARI, A. V. F. A evolução dos tornos automáticos: do came ao CNC. *Máquinas e Metais*, n443, p.92-115, 2002.
- IGNÁCIO, Elcio Antônio. *Caracterização da legislação ambiental brasileira voltada para a utilização de fluidos de corte na indústria metal-mecânica*. 1998. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia de Produção e Sistemas, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. Disponível em <<http://www.eps.ufsc.br/disserta98/ignacio/index.html>>. Acesso em: 25 jun. 2002.
- JASPERS, S. P. F. C.; DAUTZENBERG, J. H. Material behaviour in metal cutting: strain, strain rates and temperatures in chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 121, n. 1, p. 123-135, 2002.
- JINDAL et. al. Performance of PVD TiN, TiCN and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. *International Journal of Refractory & Hard Materials*, v. 17, n. 1/3, p. 163-170, 1999.
- KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. Dry cutting. *Annals of the CIRP*, v. 46, n. 2, p.519-526, 1997.
- KLOCKE, F.; KRIEG, T. Coating tools for metal cutting – Features and applications. *Annals of the CIRP*, v. 48, n. 2, p.515-525, 1999.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A review of the experimental techniques for measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, v. 34, n. 10, p. 653-682, 2001.
- MAEKAWA, K. Computational aspects of tribology in metal cutting. *Proceedings of Institution of Mechanical Engineers: part J - Journal of Engineering Tribology*, v. 212, n. 4, p. 307-318, 1998.
- MERCHANT, M. E. Mechanics of the metal cutting process – orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, v. 16, n. 5, p. 267-275, 1945.
- MICARONI, Ricardo. *Otimização dos parâmetros de usinagem visando a viabilização de torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de acabamento*. 2001. 119 p.

Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

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

MOTTA, Marcelo Ferreira. *Influência do fluido de corte no torneamento do aço ABNT 8640*, 1994, 122 p. Dissertação (Mestrado) - Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MOTTA, M. F.; MACHADO, A. R. Fluidos de corte: tipos, funções, seleção, métodos de aplicação e manutenção. *Máquinas e Metais*, v. 30, p.44-56, set.1995.

NAKAGAWA, H. Mínima quantidade de lubrificação não agride o meio ambiente. *Máquinas e Metais*, p. 40-49, ago.2000.

NOVASKI, O.; DÖRR, J. Usinagem sem refrigeração. *Máquinas e Metais*, n. 398, p. 18-27, 1999.

ÖZEL, T.; ALTAN, T. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high speed cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 40, n. 1, p. 133-152, 2000.

OWEN, J. V. Extend the life of your tools. *Manufacturing Engineering*, v. 126, n. 1, p. 86-90, 2001.

PAUL, S.; DHAR, N. R.; CHATTOPADHYAY, A. B. Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 116, n. 1, p.44-48, 2001.

POLINI et.al. Effect of substrate grain size and surface treatments on the cutting properties of diamond coated co-cemented tungsten carbide tools. *Diamond and Related Materials*, v.11, n. 3/6, p. 726-730, 2002.

QI, H. S.; MILLS, B. Formation of a transfer layer at tool-chip interface during machining. *Wear*, v. 245, n.1/2, p. 136-147, 2000.

- RIOS, Márcia Regina da Silva. *Estudo do comportamento do fluido sintético na furação de aço inoxidável*. 2002, 95 p. Dissertação (Mestrado) Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- RUNGE, P. R. F.; DUARTE, G. N. *Lubrificantes nas indústrias*. Cotia: Triboconcept Editora Técnica, 1990. Fluidos de Corte, p. 71-172.
- RUPPI, S.; HALVARSSON, M. Tem investigation of wear mechanisms during metal machining. *Thin Solid Films*, v. 353, p. 182-188, 1999.
- SALES, Wisley Falco. *Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluidos de corte*. 1999, 166 p. Tese (Doutorado) - Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- SALES, W. F.; DINIZ, A. E.; MACHADO, A. R. Application of cutting fluids in machining processes. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*. v. 23, n. 2, p. 225-240, 2001.
- SANDVIK COROMANT. *Ferramentas para torneamento*. Catálogo. São Paulo, 2000. 570p.
- SCANDIFFIO, Innocenzo. *Uma contribuição ao estudo do corte a seco e ao corte com mínima quantidade de lubrificante em torneamento de aço*. 2000, 63 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- SHAW, M.C. *Metal Cutting Principles*. 3. ed. Cambridge: Oxford University Press, 1984. 594p.
- SHENG, P. S.; OBERWALLENEY, S. Life-cycle planning of cutting fluids – a review. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 119, n. 4, p. 791- 800, 1997.
- SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Lubrication and application method in machining. *Industrial Lubrication and Tribology*, v. 50, n. 4, p. 149-152, 1998.
- SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Surface finish and lubrication at low cutting speeds. *Materials Science and Technology*, v. 15, n. 2, p. 221-225, 1999.
- SOKOVIC, M.; MIJANOVIC, K. Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 109, n. 1/2, p. 181-189, 2001.

- SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. Dry machining: machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 101, n. 1/3, p. 287-291, 2000.
- TEER, D. G. New solid lubricant coating. *Wear*, v. 251, n. 1/12, p. 1068-1074, 2001.
- TEIXEIRA FILHO, F.; FERREIRA, J. R.; DINIZ, A. E. Características da aplicação de mínima lubrificação no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 16., 2001, Uberlândia. p. 291-298.
- THORNBURG, J.; LEITH, D. Mist generation during metal machining. *Journal of Tribology – Transactions of the ASME*, v. 122, n. 3, p. 544-549, 2000.
- TRENT, E.M. *Metal Cutting*. 3. ed. Oxford: Butterworths-Heinemann, 1991. 273p.
- _____. Metal cutting and the tribology of seizure: I Seizure in metal cutting. *Wear*, v. 128, n. 1, p. 29-45, 1988a.
- _____. Metal cutting and the tribology of seizure: II Movement of work material over the tool in metal cutting. *Wear*, v. 128, n. 1, p. 47-64, 1988b.
- _____. Metal cutting and the tribology of seizure: III Temperatures in metal cutting. *Wear*, v. 128, n. 1, p. 65-81, 1988c.
- TÔNSSHOF, H. K.; ARENDT, C.; AMOR, R. B. Cutting of Hardened Steel. *Annals of the CIRP*, v. 49, n. 2, p.547-566, 2000.
- VIERA, J. M.; MACHADO, A. R.; EZUGWU, E.O. Performance of cutting fluids during face milling of steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 116, n. 2/3, p. 244-251, 2001.
- WECK et. al. Reduction and compensation of thermal errors in machine tools. *Annals of the CIRP*, v. 44, n. 2, p. 589-598, 1995.
- WRIGHT, P. K. Frictional interactions in machining: comparisons between transparent sapphire and steel cutting tools. *Metals Technology*, v. 8, n. 4, p. 150-160, 1981.
- WRIGHT, P. K.; HORNE, J. G.; TABOR, D. Boundary conditions at the chip-tool interface in machining: comparisons between seizure and sliding friction. *Wear*, v. 54, n. 2, p. 371-390, 1979.

YUHARA, D. A. *Aplicação de revestimentos PVD em ferramentas de corte*. Agosto, 2000.

Disponível em: <<http://www.brasimet.com.br/artigos/index.shtml>>

ZOREV, N. N.; WALLACE, P. W.; BOOTHROY, G. Tool forces and tool-chip friction in orthogonal machining. *Journal of Mechanical Engineering Science*, v. 6, n. 4, p. 422-423, 1964.

Anexo 1

Análise da potência consumida

A figura 6.1 demonstra os valores de potência elétrica líquida consumida pelo motor da máquina-ferramenta ao longo da usinagem em uma determinada condição de corte.

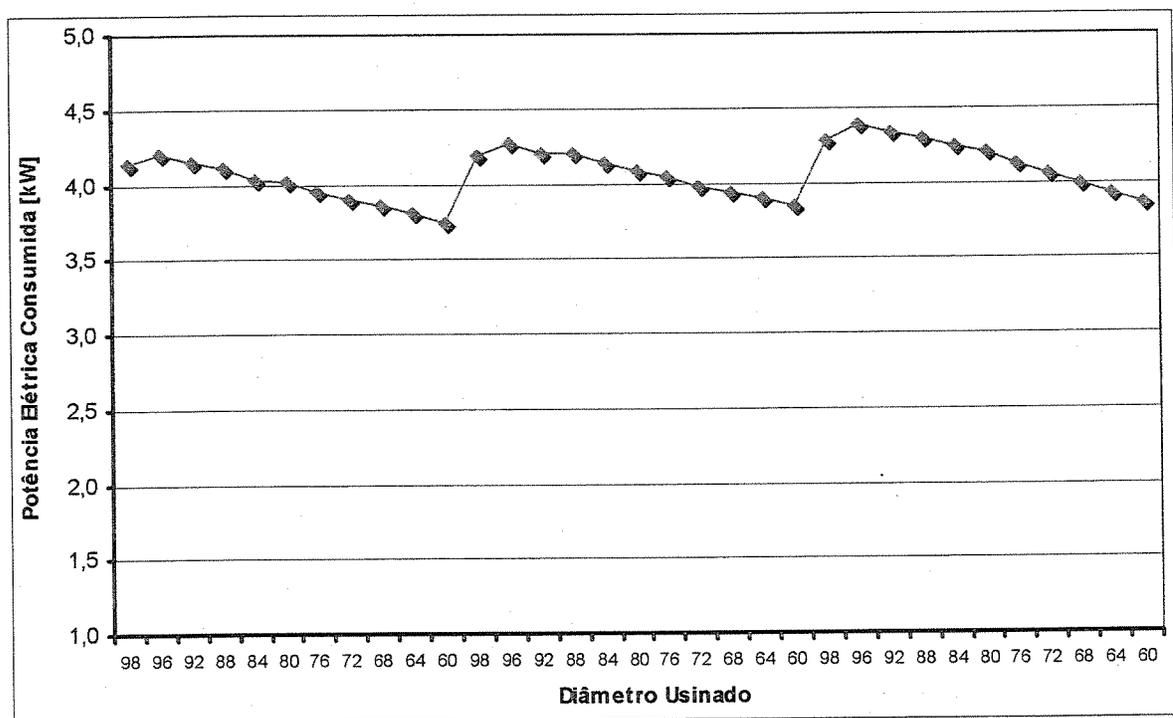


Figura 7.1- Potência Elétrica Consumida vs diâmetro usinado para $v_c = 290$ m/min, $f = 0,4$ mm/rot, $a_p = 1$ mm e corte a seco

Como pode ser verificado na figura acima, para os mesmos parâmetros de usinagem, exceto para os diâmetros de 98 mm, ocorre uma redução na potência elétrica consumida com a redução do

diâmetro do corpo de prova. Dois fatores influenciam na ocorrência deste fenômeno: a microestrutura do aço ABNT 1045 e o rendimento do motor.

O menor valor de potência elétrica consumida está relacionada com a influência da microestrutura no diâmetro de 98 mm. A figura 6.1 e 6.2 demonstram a microestrutura em diferentes diâmetros.

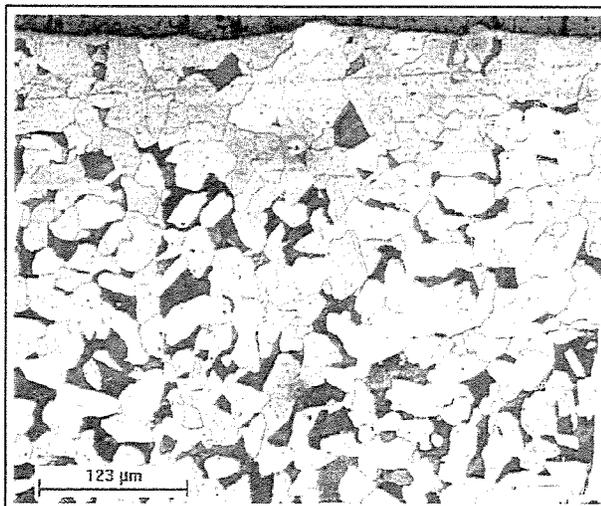


Figura 7.2- Microestrutura do Aço ABNT 1045 em um diâmetro aproximado de 100 mm

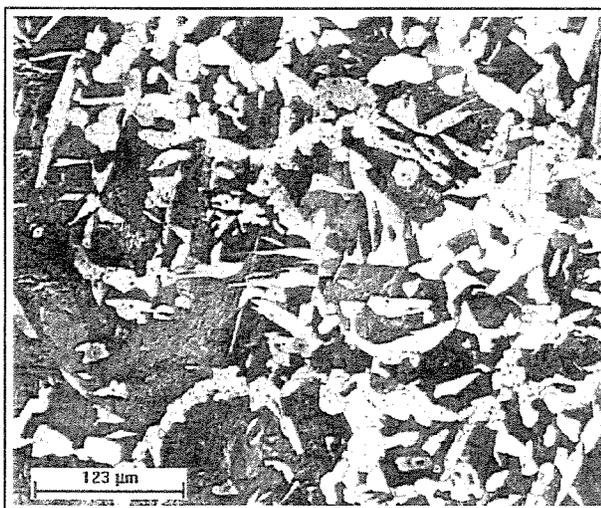


Figura 7.3- Microestrutura do Aço ABNT 1045 no diâmetro aproximado de 80 mm

A microestrutura do aço ABNT 1045 é formada, como descrito no capítulo 4, por ferrita de contorno de grão (parte clara) e perlita (parte escura) a qual se apresenta em lamelas. No diâmetro externo do corpo de prova ocorre uma maior concentração de ferrita, a qual é menos resistente ao corte e proporciona uma menor potência de corte para as mesmas condições de usinagem. A

presença de uma maior quantidade de ferrita nas proximidades do diâmetro externo do corpo de prova pode estar relacionado a solidificação do material. Entretanto, este fenômeno ocorre apenas no primeiro passe (diâmetro de 98 mm) e na análise dos ensaios realizados sua influência não foi considerada pois todos os valores de potência referem-se a um menor diâmetro.

Por outro lado, um fator de influência em todos os diâmetros usinados é o rendimento (η) do motor elétrico de corrente alternada. A construção de um dinamômetro à base de extensômetros tornou-se necessária para correlacionar a potência elétrica e a potência mecânica consumida no processo. A figura 7.4 ilustra o dinamômetro construído.

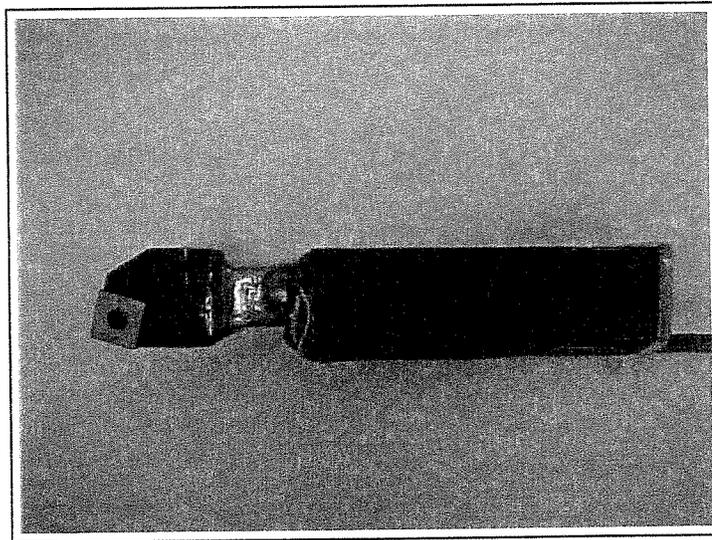


Figura 7.4- Dinamômetro para torneamento

Os extensômetros foram colados em canais usinados, em uma seção de 15 x 15 mm, no porta-ferramenta PSNR 2525 M12 (o mesmo modelo utilizado durante os ensaios de torneamento em desbaste). O objetivo da redução da seção foi aumentar a deformação causada pela força de corte no porta-ferramenta durante a usinagem e, em consequência, o sinal fornecido pelo aparelho. O sinal gerado pelos extensômetros era amplificado em 100 vezes e, posteriormente, realizada aquisição simultânea, durante a usinagem, com o sinal do comando numérico por uma placa A/D Lab Pc⁺ e analisado pelo software LabView 5.0 da National Instruments.

Porém, antes da utilização do dinamômetro para usinagem, foi realizada uma calibração para correlacionar a força de corte aplicada com o sinal elétrico emitido pelo equipamento. A calibração realizou-se em uma bancada específica do Centro de Tecnologia da Unicamp. O esquema demonstrado na figura 7.5 ilustra a calibração do dinamômetro.

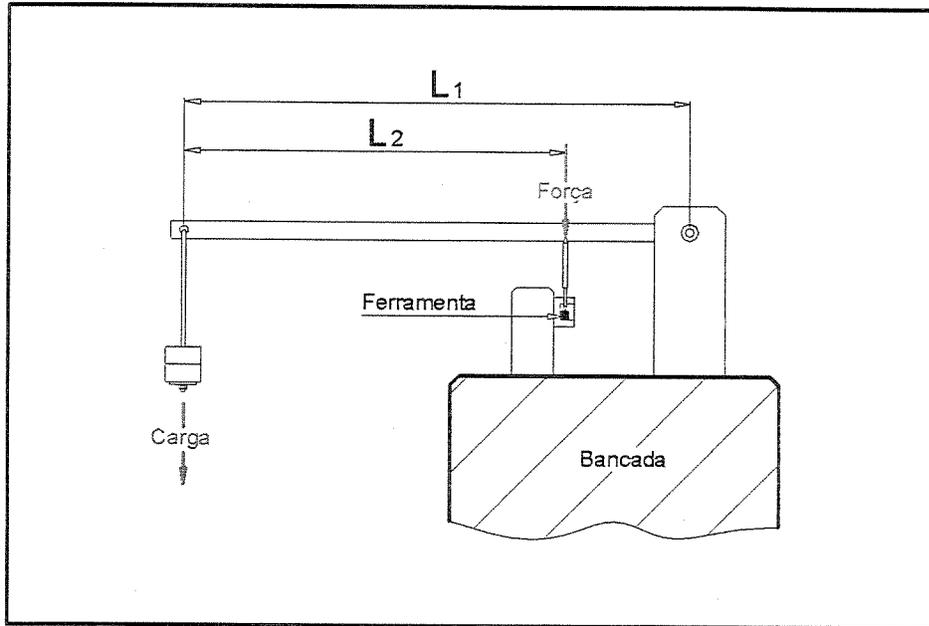


Figura 7.5- Esquema da bancada utilizada para calibração do dinamômetro

Uma carga conhecida era aplicada em braço (L_1) gerando uma força em uma determinada posição (L_2). A verificação da força sobre a ferramenta tornou-se possível devido à utilização de um anel padrão, conforme figura 7.6, com a curva de deformação conhecida, no local da ferramenta.

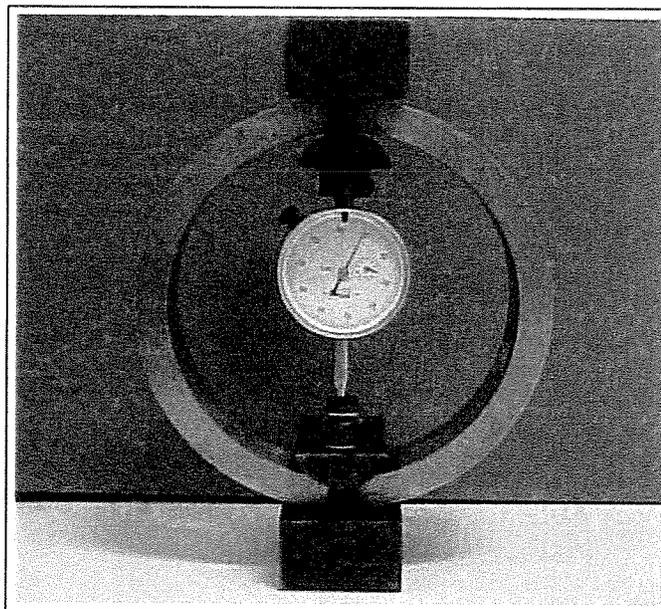


Figura 7.6- Anel padrão utilizado na calibração da força

Para a determinação da curva de tensão-deformação no anel padrão utilizou-se uma máquina de tração do Centro de Tecnologia da Unicamp e foram realizadas três réplicas na verificação. A figura 7.7 demonstra a curva de tensão-deformação do anel padrão.

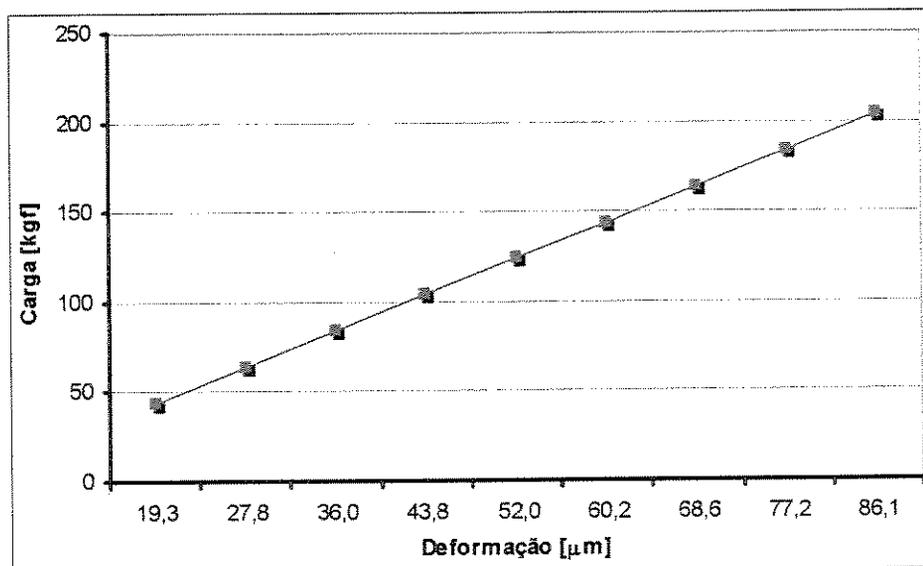


Figura 7.7- Curva tensão-deformação do anel padrão

A função linear para a curva é: $f(x) = 2,37x$. Utilizando o anel no lugar da ferramenta, figura 7.5, e a função da tensão-deformação do anel padrão, tornou-se possível saber a deformação e, em consequência, a força aplicada na posição L_2 (na qual é montada a ferramenta) ao se utilizar massas no braço L_1 . A figura 7.8 mostra a correlação entre utilização de massas no braço L_1 e a força atuando na posição L_2 .

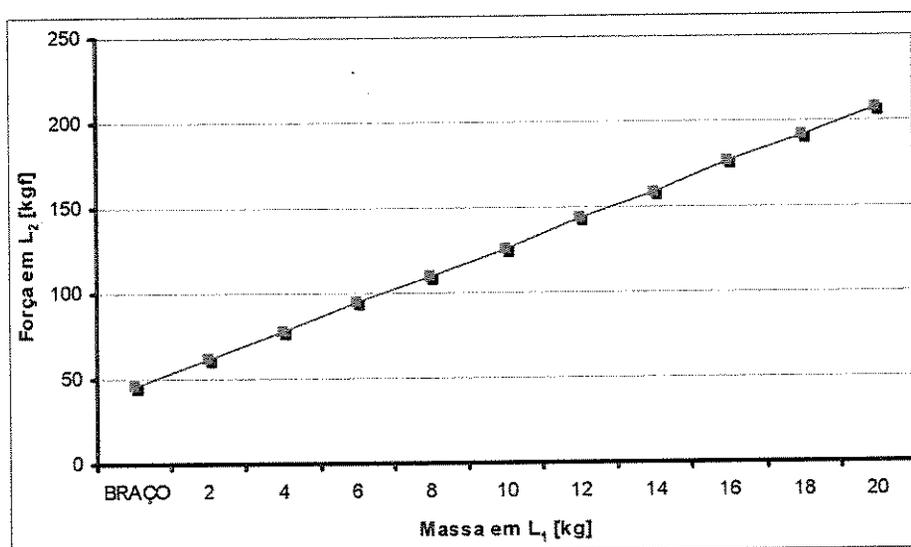


Figura 7.8- Curva de força em L_2 vs massa em L_1

A descrição “braço” na figura acima refere-se a inexistência de carga na posição L_1 . Devido à ausência de contra-peso no dispositivo, mesmo sem a utilização de massa existe uma força atuando na posição L_2 . Portanto, as demais massas citadas no mesmo eixo somam-se com o “braço” ao serem colocadas no dispositivo.

Conhecendo a relação entre a carga aplicada em L_1 e força resultante em L_2 torna-se possível saber qual a variação de tensão no dinamômetro em função da força aplicada, ou seja, determinar qual a função entre força e tensão elétrica. Portanto, montou-se o dinamômetro no dispositivo, conforme figura 7.5, e se montou as massas no braço L_1 . Cada massa montada gerava uma variação na deformação e, em consequência, alterava-se o sinal de tensão elétrica. A figura 7.9 demonstra a relação entre a carga aplicada e a variação de tensão elétrica.

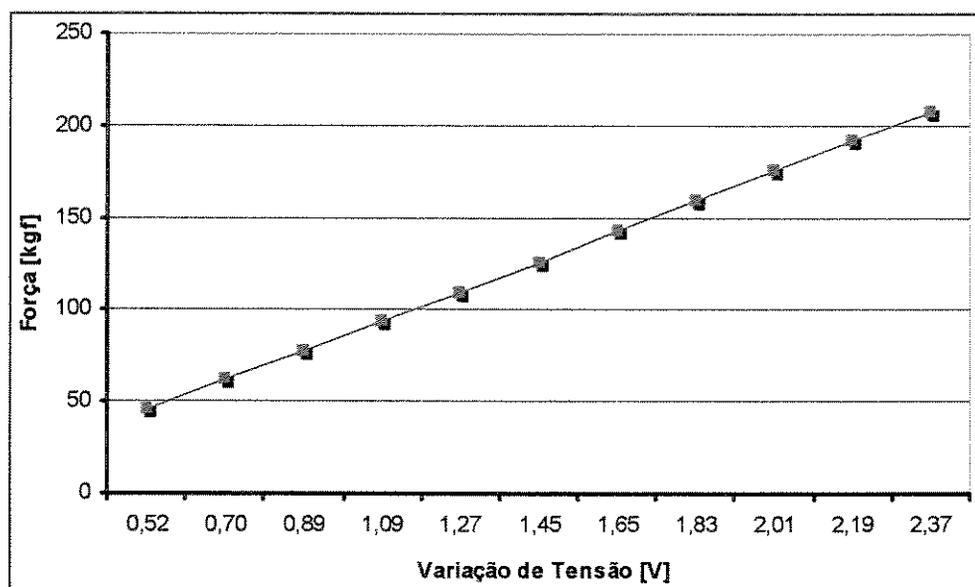


Figura 7.9- Variação de Tensão vs carga aplicada

Com os dados acima torna-se possível determinar uma função entre a variação de tensão elétrica e a carga aplicada no dinamômetro. A função linear é $f(x) = 87,72x$.

Estas informações permitem utilizar o dinamômetro no torno e, conhecida a variação de tensão elétrica, determinar a força de corte atuando na ferramenta. Para tornar possível a correlação com o sinal do comando numérico, a aquisição deve ser simultânea e, para isso, utilizou-se dois canais da mesma placa de aquisição. A partir da correlação entre o sinal do dinamômetro e do sinal do comando numérico tornou-se possível determinar as curvas de rendimento do motor, conforme a figura 7.10.

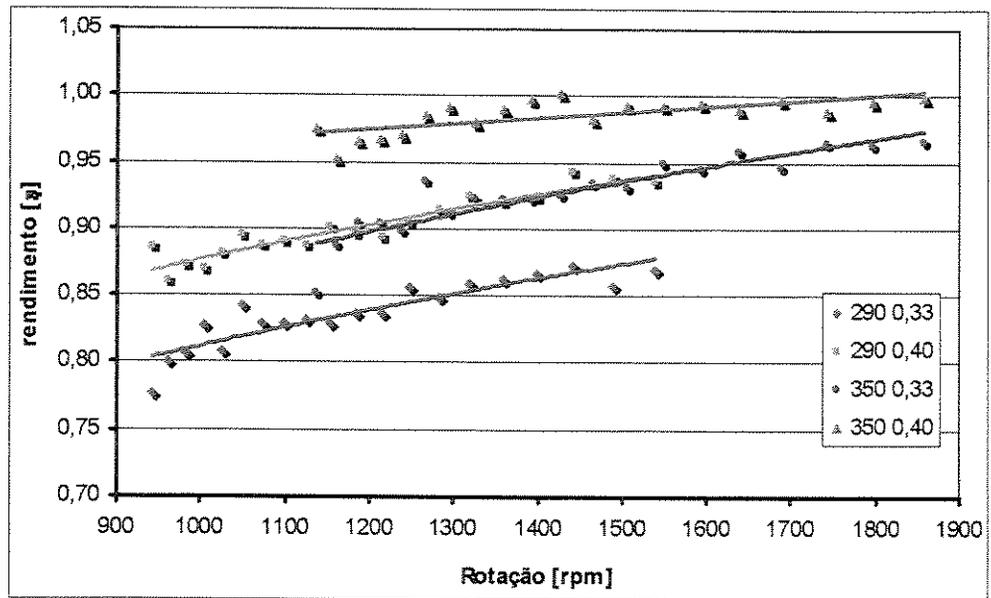


Figura 7.10- Rendimento do motor vs variação de rotação

Os valores obtidos pelo ajuste dos pontos foram utilizados para correção nos dados de potência elétrica consumida.