

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLÓGICAS  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

5577  
621  
V657A  
TBSIMEM

**INFLUÊNCIA DE FLUIDOS DE CORTE NO FRESAMENTO DO**  
**ACO NB 8640.**

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Uberlândia por:

**JALON DE MORAIS VIEIRA**

como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

**DIRBI/UFU**



1000186993

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - (UFU) - Orientador

Prof. Dr. Alexandre Dias da Silva - (UFU)

Prof. Dr. Walter Lindolfo Weingaertner - (UFSC)

Engº Achille Sortirios Liambos Jr. - SHELL do Brasil

## RESUMO

Neste trabalho determinou-se experimentalmente a influência do uso de fluidos de corte, solúvel convencional leitoso na concentração de 5%, semi-sintético na concentração de 5% e sintético com EP de alta performance nas concentrações de 5% e 10%, no fresamento frontal do aço liga comercial, NB 8640, com ferramentas de metal duro triplamente revestidas (TiN, TiC, TiN) da classe P45. O corte a seco também foi investigado para comparação. Potência de corte, vida da ferramenta e acabamento superficial foram os parâmetros considerados. As vidas das ferramentas foram estudadas através das Equações de Taylor Expandidas, determinadas utilizando uma metodologia que otimiza o número de ensaios necessários para obtenção de seus coeficientes com confiabilidade. Após os testes de vida, as ferramentas foram analisadas no MEV-Microscópio Eletrônico de Varredura. Para classificar os fluidos quanto a capacidade refrigerante, utilizou-se o método do termopar ferramenta-peça no torneamento do aço NB 1020 e mediu-se a temperatura média da interface cavaco-ferramenta em várias condições de corte. De forma global, a temperatura média na interface cavaco-ferramenta foi maior para a condição a seco, seguido pelos fluidos sintético 5%, sintético 10%, do solúvel 5% e semi-sintético 5%. Do ponto de vista do parâmetro potência de corte, constatou-se que os fluidos que apresentaram menores valores para a temperatura de corte, resultaram em valores superiores de potência de corte. A condição a seco, em toda faixa de velocidades de corte, avanço e profundidade de corte estudada, superou os fluidos de corte em termos de vida da ferramenta. Entre os fluidos de corte, melhores resultados foram conseguidos quando se utilizou os fluidos sintéticos, seguido pelo fluido semi-sintético. A baixas velocidades de corte o óleo solúvel convencional leitoso apresentou menores vidas das ferramentas entre eles. Entretanto, a altas velocidades de corte este fluido superou os seus concorrentes. O acabamento superficial apresentou melhorias quando usinando o aço NB 8640 a seco comparado as diversas condições de refrigeração/lubrificação utilizadas.

## ABSTRACT

The application of conventional milky soluble oil at 5% concentration, semi-synthetic cutting fluid also at 5% concentration and synthetic cutting fluid at 5% and 10% concentration, when face milling AISI 8640 steels with triplo-coated (TiN-TiC-TiN) ISO - P45 cemented carbide tools was investigated. Dry cut was also used for comparisons. Tool lives power consumption and surface finish were the main parameters considered. In order to study the tool lives, Expanded Taylor's Equations were determined using a method that optimises the number of tests needed to obtain the coefficients with reliability. After these tests worn tools were analysed within the SEM. To classify the cooling ability of the cutting fluids the chip-tool thermocouple method was used when turning AISI 1020 steels with uncoated k10 cemented carbide tools. Generally, the cutting temperature was higher for the dry cut followed by the use of synthetic 5%, synthetic 10%, soluble oil and semi-synthetic fluids. An inverse order was found for the power consumption, that is the higher the cutting temperature the lower the power consumption. Tool life tests showed that dry cut outperformed the application of the cutting fluids at all cutting fluids better results were presented when applying the synthetic than when the semi-synthetic was used. At low cutting speeds the soluble oil presented lower tool lives but at high cutting speeds this fluid outperformed the others. Generally, dry cut has presented the best surface finish among all cooling/lubricant condition tested.

## AGRADECIMENTOS

- Primeiramente ao Prof. Álisson Rocha Machado, pelo estímulo, dedicação e orientação.
- Ao Departamento de Engenharia Mecânica e à Coordenação do curso de Pós-Graduação, pela oportunidade de realização deste trabalho.
- Ao professor Alexandre Mendes Abrão, pelo incentivo.
- Aos professores, Marcus Antônio Viana Duarte e Sinésio Domingos Franco.
- Aos demais professores do curso de Pós-Graduação pelos conhecimentos transmitidos.
- Aos companheiros do LEPU e de CASA, pela grande amizade.
- Aos demais companheiros da Pós-Graduação.
- Aos técnicos Reginaldo F. de Souza e Carlos H. F. Vieira, pela determinante colaboração para com o trabalho.
- Aos colegas da Oficina Mecânica da UFU, LTM e do Departamento de Química.
- À família Limírio, em especial a Madelaine.
- À SHELL, na pessoa do Eng. Achille Sotírios Liambos Júnior pela constante colaboração na transferência de conhecimentos e doação dos fluidos de corte.
- À Aços Villares, pela doação do aço NB 8640.

- Ao CETEC/MG
- Ao suporte financeiro da CAPES, através da concessão da bolsa de estudo.
- A todos aqueles que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

Ao meu Pai, Vieira  
À minha Mãe, Geni  
À minha irmã, Gisele  
Aos meus avós.

# A INFLUÊNCIA DO USO DE FLUIDOS DE CORTE NO FRESAMENTO DO

## AÇO ABNT 8640

### SUMÁRIO

	Página
1 - INTRODUÇÃO	01
2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	03
2.1 - FLUIDOS DE CORTE	03
2.1.1 - PROPRIEDADES E ADITIVOS	03
2.2 - TIPOS DE FLUIDOS DE CORTE	05
2.2.1 - ÓLEOS INTEGRAIS	06
2.2.2 - EMULSÕES	07
2.2.2.1 - EMULSIONÁVEIS	07
2.2.2.2 - SEMI-SINTÉTICOS	08
2.2.3 - SOLUÇÕES	08
2.2.3.1 - SINTÉTICOS	08
2.3 - FUNÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE	09
2.4 - AÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE	10
2.5 - SELEÇÃO DO FLUIDO DE CORTE	13
2.5.1 - QUANTO AO MATERIAL DA PEÇA	14
2.5.1.1 - MATERIAIS FERROSOS	14
2.5.1.2 - LIGAS NÃO-FERROSAS	14
2.6 - QUANTO AO MATERIAL DA FERRAMENTA	16
2.7 - QUANTO AO PROCESSO DE USINAGEM	17
2.8 - FATORES ECONÔMICOS	17
2.9 - SOLICITAÇÕES TRIBOLÓGICAS EM FERRAMENTAS DE USINAGEM	17
2.9.1 - ATRITO NO CORTE DOS METAIS	19
2.9.1.1 - ZONA DE ADERÊNCIA	21
2.9.1.2 - ZONA DE ESCORREGAMENTO	23
2.9.1.3 - ARESTA POSTIÇA DE CORTE	24
2.10 - INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DA INTERFACE (ADERÊNCIA, ESCORREGAMENTO E APC) NO PROCESSO DE USINAGEM	24

2.10.1 - TEMPERATURA DE CORTE	24
2.10.2 - FORÇA DE USINAGEM	25
2.10.3 - DESGASTE DA FERRAMENTA	25
2.11 - AVARIAS E DESGASTE NAS FERRAMENTAS	
DE CORTE	26
2.11.1 - AVARIAS NAS FERRAMENTAS	26
2.11.2 - DESGASTE NAS FERRAMENTAS	29
2.11.3 - MECANISMOS DE DESGASTE	29
2.12 - VIDA DA FERRAMENTA	32
2.12.1 - CURVA DE VIDA DA FERRAMENTA	33
2.13 - INTEGRIDADE SUPERFICIAL DA PEÇA	36
2.14 - TEMPERATURA DE CORTE	38
2.14.1 - MEDIDA DA TEMPERATURA	39
2.14.2 - OUTRAS TÉCNICAS PARA MEDIR	
TEMPERATURA DE CORTE	41
2.15 - POTÊNCIA DE CORTE	41
3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	45
3.1 - MATERIAL DA PEÇA	45
3.2 - MATERIAL DA FERRAMENTA	47
3.3 - FLUIDOS DE CORTE	47
3.4 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS	49
3.5 - TESTE DE VIDA DA FERRAMENTA	51
3.6 - POTÊNCIA DE CORTE	55
3.7 - RUGOSIDADE	57
3.8 - TEMPERATURA DE CORTE	57
4 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS	60
4.1 - TEMPERATURA DE CORTE	60
4.2 - POTÊNCIA DE CORTE	61
4.3 - VIDA DA FERRAMENTA	66
4.3.1 - ANÁLISE DO DESGASTE	71
4.4 - RUGOSIDADE SUPERFICIAL	75
5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS	78
5.1 - TEMPERATURA DE CORTE	78



5.2 - POTÊNCIA DE CORTE	81
5.3 - VIDA DA FERRAMENTA	82
5.4 - ACABAMENTO SUPERFICIAL	86
6 - CONCLUSÕES	89
7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	91
8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	92
9 - ANEXOS	98
ANEXO I - DESCRIÇÃO E CARACTERÍSTICAS DOS FLUIDOS DE CORTE	98
ANEXO II - TABELAS REFERENTES AOS DADOS EXPERIMENTAIS	101
ANEXO III - RESULTADOS ESTATÍSTICOS	121

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA	Página
2.1 - Representação esquemática simplificada de uma emulsão (óleo em água) (Runge, 1987).	07
2.2 - Capilaridade típica calculada por Williams (1977).	11
2.3 - Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1963).	18
2.4 - Área de contato entre superfícies sujeitas a carregamento mecânico (Shaw, 1960).	19
2.5 - Os três regimes de atrito sólido (Shaw, 1960).	20
2.6 - Modelo de distribuição de tensão na superfície de saída proposto por Zorev (1963).	21
2.7 - Modelo de deformação na zona de fluxo proposto por Trent (1984).	22
2.8 - Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (Palmai, 1987).	27
2.9 - Distribuição de temperatura e de tensões, em pastilhas de metal duro, no corte interrompido (Ferroaresi, 1977).	27
2.10 - Sulcos desenvolvidos em forma de pente (Ferroaresi, 1977).	29
2.11 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.	29
2.12 - Mecanismos e processos de desgaste que podem ocorrer em ferramentas de corte.	30
2.13 - Desgaste de flanco em função do tempo de corte (Ferroaresi, 1977).	33
2.14 - Determinação da curva de vida da ferramenta, para um critério de fim de vida $V_B = 0,8\text{mm}$ , e dados da figura 2.13 (Ferroaresi, 1977).	34
2.15 - Representação esquemática em escalas dilogarítmicas da curva de vida da ferramenta (Ferroaresi, 1977).	34
2.16 - Parâmetro de rugosidade $R_a$ (Machado, 1993).	37

2.17 - Aparato experimental para medição das temperaturas de corte, Lin et al (1992).	40
2.18 - Círculo de Merchant (Machado, 1993).	43
3.1 - Microestrutura ao longo da seção transversal do aço NB8640. Em ordem de exposição, (a) e (b), desde a região mais próxima à extremidade livre do material (a), até o centro da peça (b). (Fotos com ampliação de 70 vezes).	46
3.2 - Montagem do sistema adaptativo auxiliar junto a fresadora ROMI INTERACT IV.	49
3.3 – Desenho esquemático do resamento da barra de aço NB8640 (a) Primeiro passe, (b) Segundo passe.	50
3.4 - Corpo de prova fixado à mesa da fresadora.	54
3.5 - Microscópio ferramenteiro usado para medida do desgaste das ferramentas.	55
3.6 – Desenho esquemático do sistema de aquisição de potência.	56
3.7 – Regiões indicadas para medidas do acabamento superficial na peça.	57
3.6 – Ilustração da montagem do sistema de aquisição de temperatura de corte.	59
4.1 - Temperatura de corte em função da velocidade de corte.	60
4.2 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte.	62
4.3 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte.	62
4.4 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte.	63
4.5 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte.	63
4.6 - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento.	64
4.7 - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento.	64
4.8 - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento.	65
4.9 - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento.	65
4.10 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{m\acute{a}x}$ ) em função do tempo de corte.	67
4.11 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{m\acute{a}x}$ ) em função do tempo de corte.	67
4.12 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{m\acute{a}x}$ ) em função do tempo de corte.	68
4.13 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{m\acute{a}x}$ ) em função do tempo de corte.	68

4.14 - Simulação das equações expandidas de Taylor para as diversas condições de refrigeração/lubrificação derivadas das equações da tabela 4.1, para $fz=0,175\text{mm/dente}$ , $ap=1,75\text{mm}$ e $VB_{\text{máx}}=0,7\text{mm}$ .	70
4.15 - Desgaste de flanco da ferramenta de metal duro ocorrido a baixas condições de corte e sem o uso de fluido de corte.	71
4.16 - Desgaste de flanco da ferramenta de metal duro ocorrido a altas condições de corte e sem o uso de fluido de corte.	72
4.17 - Fortes evidências do desenvolvimento de trincas térmicas em ferramentas de metal duro, durante o corte do aço NB 8640 com o uso do fluido semi-sintético, a baixas condições de corte.	72
4.18 - Evidências de trincas térmicas e material da peça aderido na superfície de folga da ferramenta de metal duro durante a usinagem aço NB8640, com o fluido semi-sintético a altas condições de corte.	73
4.19 - Presença do desgaste de flanco ocorrido durante o fresamento do aço ABNT8640 com o uso de fluido de corte sintético 5% a baixas condições de usinagem.	73
4.20 - Detalhes de trincas térmicas desenvolvidas durante o fresamento do aço NB8640, com o uso de fluido de corte sintético 5% e utilizando altas condições de corte.	74
4.21 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte.	75
4.22 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte.	76
4.23 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte.	76
4.24 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte.	77
5.1 - Presença de trincas perpendiculares à aresta de corte. Fluido sintético 5%, $Vc=190\text{m/min}$ , $fz=0,146\text{mm/dente}$ , $ap=2,214\text{mm}$ .	85

## LISTA DE TABELAS

<b>Tabela</b>	<b>Página</b>
2.1 - Principais fatores que influenciam os parâmetros da equação de Taylor (Machado, 1993).	36
3.1 - Composição química do aço NB8640.	45
3.2 - Resumo das 5 condições de refrigeração/lubrificação utilizadas.	48
3.3 - 4 primeiras condições de corte geradas pelo programa de otimização, para todas as condições de refrigeração/lubrificação.	52
3.4 - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para a condição a seco.	52
3.5 - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido solúvel 5%.	53
3.6 - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido semi-sintético 5%.	53
3.7 - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido sintético 5%.	53
3.8 - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido sintético 10%.	53
3.9 - Condições de corte utilizadas para os testes de temperatura de corte no torneamento do aço NB1020.	58
4.1 - Equações expandidas de Taylor encontradas para a usinagem do aço NB8640, nas diferentes condições de refrigeração/lubrificação.	69

## LISTA DE SÍMBOLOS

- A - Área de contato aparente [mm<sup>2</sup>]  
Ad - Área do cavaco não deformado  
Ar - Área real de contato [mm<sup>2</sup>]  
EP - Aditivos extrema pressão  
Fc - Força de corte [N]  
Ff - Força de avanço [N]  
Fu - Força resultante [N]  
Fu' - Força resultante ( $Fu' = - Fu$ ) [N]  
IV - Índice de viscosidade  
K - Constante  
KT - Desgaste de cratera [mm]  
Kc - Força específica de corte [N/mm<sup>2</sup>]  
N - Força normal [N]  
NC - Número de condicionamento  
Nc - Potência de corte [kW]  
Nf - Potência de avanço [kW]  
Ra - Rugosidade superficial média [μm]  
R<sub>máx</sub> - Rugosidade superficial máxima [μm]  
T - Vida da ferramenta [min]  
VB<sub>B</sub> - Desgaste de flanco médio [mm]  
VB<sub>máx</sub> - Desgaste de flanco máximo [mm]  
VN - Desgaste de entalhe [mm]  
Vc - Velocidade de corte [m/min]  
ap - Profundidade de corte [mm]  
fz - Avanço por dente [mm/dente]  
pH - Potencial de Hidrogênio  
α<sub>o</sub> - Ângulo de folga [graus]  
χ<sub>r</sub> - Ângulo de posição [graus]  
χ' <sub>r</sub> - Ângulo de posição lateral [graus]

$\varepsilon_r$  - Ângulo de ponta

$\gamma_o$  - Ângulo de saída [graus]

$\lambda_s$  - Ângulo de inclinação [graus]

$\mu$  - Coeficiente de atrito

$\sigma$  - Tensão normal [N/mm<sup>2</sup>]

$\tau$  - Tensão cisalhante [N/mm<sup>2</sup>]

## 1 - INTRODUÇÃO

Os processos de usinagem tiveram um grande avanço em suas velocidades de corte usuais, de 3 a 5 m/min com ferramentas de aço carbono, no início do século, para 3000 a 5000 m/min com a maioria das modernas ferramentas de PCD, atualmente (Machado, 1997). Porém, este progresso não teria ocorrido sem um crescimento na demanda dos novos materiais com alta resistência ao corte. Isto tem resultado em um desenvolvimento simultâneo de máquinas-ferramentas, ferramentas de corte e fluidos de corte. Máquinas-ferramentas tem sido reprojatadas possibilitando obter maiores velocidades de corte e requerendo altas potências. Ferramentas de corte tem tido um aumento considerável em sua resistência ao desgaste, tanto em altas velocidades de corte para materiais convencionais como também em baixas velocidades de corte para materiais endurecidos. Finalmente, mas não menos importante, os fluidos de corte tem apresentado melhorias funcionais quanto a lubrificação e refrigeração em várias situações adversas.

A escolha de um fluido de corte adequado a uma situação específica de usinagem, é uma tarefa complicada, onde o técnico ou engenheiro responsável deverá ter em mãos, informações técnicas detalhadas a respeito dos prováveis fluidos a serem utilizados. O enorme número de fabricantes e a grande variedade de opções oferecidas por estes, dificulta ainda mais o trabalho do profissional. Portanto, em cada situação, o responsável precisa contar com dados científicos e técnicos precisos que informem detalhadamente a eficiência do fluido no processo de usinagem. Um estudo de custo-benefício deverá ser feito, e a opção final pelo fluido apropriado deverá atender satisfatoriamente o usuário em suas necessidades.

Existem situações em que o fluido de corte não é recomendado. Ferramentas de corte muito frágeis, como no caso de algumas cerâmicas, a aplicação de fluidos de corte pode gerar fraturas ou trincas nas mesmas. A usinagem do ferro fundido cinzento, apesar do fluido de corte trazer benefícios técnicos, na maioria das vezes não é economicamente viável a aplicação. Fresamento onde os sulcos desenvolvidos em forma de pente predominam, é outro exemplo em que a aplicação do fluido de corte pode ser prejudicial. Salvo estas situações, o fluido de corte quando selecionado corretamente é benéfico, proporcionando maiores vidas nas ferramentas, reduzindo potência de corte e consumo de energia e melhorando a qualidade das superfícies usinadas. Fluidos de corte também podem gerar uma série de problemas, sendo mais agravantes aqueles relativos a saúde e segurança.



Alguns fluidos de corte quando em contato com a pele podem causar dermatites, quando ingeridos ou inalados podem causar problemas no sistema digestivo e respiratório, e até câncer. Hoje em dia, problemas quanto a reciclagem e armazenamento, são matérias de grande interesse para os gerentes de fluidos de corte das empresas. Proliferação de fungos e bactérias, odor, fumos, pH, concentração e contaminação devem ser regularmente monitorados e controlados para se obter um sistema eficiente e seguro.

Especificamente, o emprego dos fluidos de corte em operações como o fresamento, pode gerar problemas e complicações. Este trabalho visa então, avaliar a performance de vários fluidos de corte e fornecer resultados confiáveis que possam ser estudados e discutidos pelo fabricante dos mesmos, para que possam melhorar as formulações dos fluidos de corte aplicáveis ao fresamento.

É feito um estudo comparativo entre um óleo solúvel convencional leitoso na concentração de 5%, um fluido semi-sintético na concentração de 5%, fluido sintético nas concentrações de 5% e 10%, e na condição a seco (isto é, sem o uso de fluido de corte), no fresamento frontal do aço NB8640. São estudadas as influências destes fluidos sobre a vida da ferramenta, nas temperaturas médias de corte, potência de corte e acabamento superficial.

No capítulo 2, faz-se uma revisão bibliográfica referente à teoria dos fluidos de corte, classificando-os quanto aos tipos de fluidos, propriedades destes e aditivos presentes em sua formulação básica, a função e como agem os fluidos de corte durante a usinagem e finalmente, aspectos a serem considerados na seleção de um fluido de corte para um processo de usinagem. É feito também uma revisão, abordando pontos como teoria do corte dos metais e uma análise da influência do fluido de corte em cada item estudado.

No capítulo 3, é descrita toda metodologia utilizada na condução dos ensaios experimentais, relatando as diversas etapas realizadas.

No capítulo 4 são apresentados os resultados encontrados a partir dos ensaios experimentais descritos no capítulo 3.

Finalmente, nos capítulos 5 e 6 são apresentados, respectivamente, a discussão dos resultados e as principais conclusões obtidas deste trabalho.

## 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 - Fluidos de corte

F.W.Taylor, engenheiro americano, Primeiro usuário de aço rápido como ferramenta de corte, durante longos anos efetuou experiências, com a finalidade de se determinar velocidades de corte mais econômicas, e entre várias conclusões tiradas, verificou que poderia-se aumentar a velocidade de corte em 30% a 40%, utilizando-se água na cunha de corte, para atuar como um eficiente refrigerante (Hunz, 1984). Assim, a água pode ser considerada como o primeiro fluido de corte usado, apresentando como principais características grande capacidade refrigerante e baixo custo. A água, entretanto, não "molha" eficientemente o metal, pois apresenta pequeno poder umectante, não podendo por isso, exercer plenamente as suas funções. Mas a maior desvantagem da água é o fato dela causar a corrosão dos materiais ferrosos. Além disso, a água pura apresenta pobres propriedades lubrificantes e sua eficiência refrigerante cai com o aumento da temperatura. Devido a estes fatos, começaram a surgir os óleos graxos e minerais, que foram usados para suprir as deficiências da água.

Modernamente os fluidos de corte possuem melhores propriedades lubrificantes e refrigerantes e maior tempo de vida. Devido a pressões exercidas por agências de proteção ambiental e de saúde, os fluidos são mais saudáveis para o operador da máquina e causam menos danos ao meio ambiente (Nelson et al, 1988).

#### 2.1.1 - Propriedades e Aditivos

Além de refrigerar e lubrificar, são desejáveis as seguintes propriedades aos fluidos de corte: anti-espumantes, anticorrosivas e oxidantes; propriedades antidesgaste e antisolda (EP); boa umectação; capacidade de absorção de calor; transparência, inodor, não formar névoa, nem provocar irritações na pele; compatibilidade com o meio ambiente e baixa variação da viscosidade quando em trabalho. Para conferir aos fluidos de corte estas propriedades ou melhorá-las, alguns componentes químicos são adicionados (Runge, 1987):

- Antiespumantes - Evitam a formação de espumas que podem impedir a uma boa visão da região de corte e comprometer o efeito de refrigeração do fluido. Estes aditivos reduzem a tensão interfacial do óleo de tal maneira que bolhas menores se agrupam formando bolhas maiores e instáveis. No controle das espumas geralmente usa-se ceras especiais ou óleos de silicone.
- Anticorrosivos - Protegem peça, ferramenta e máquina-ferramenta da corrosão. São produtos à base de nitrito de sódio ou que com ele reagem, óleos sulfurados ou sulfonados. É recomendável usar o nitrito de sódio com precaução pois são suspeitos de serem cancerígenos. Deve-se usar baixos teores de nitrito de sódio.
- Detergentes - Reduzem a deposição de lodo, lamas, borra. São compostos organometálicos contendo magnésio, bário, cálcio entre outros.
- Emulgadores - São responsáveis pela formação de emulsões de óleo na água e vice-versa. Reduzem a tensão superficial e formam uma película monomolecular semi-estável na interface óleo-água. Os tipos principais são os sabões de ácidos graxos, as gorduras sulfatadas, sulfonatos de petróleo e emulgadores não iônicos.
- Biocidas - Substâncias ou misturas químicas que inibem o desenvolvimento de microorganismos.
- Aditivos Extrema Pressão (EP) e Antidesgaste - Conferem aos fluidos de corte uma capacidade lubrificante, para melhor suportarem as elevadas pressões do corte, reduzindo o contato metal-metal em operações de cortes mais severas. São compostos que variam na estrutura e composição. São suficientemente reativos com a superfície usinada, formando compostos relativamente fracos na interface, geralmente sais (fosfeto de ferro, cloreto de ferro, sulfeto de ferro, etc) que se fundem a altas temperaturas e são facilmente cisalháveis. Os mais empregados são aditivos sulfurizados, sulfurados e fosforosos. Lubrificantes sólidos, tais como, sulfeto de manganês e o bissulfeto de Molibdênio, o bismuto, o selênio, o telúrio e até mesmo o chumbo, embora com problemas tóxicos, tem sido usados em pequena escala.

## 2.2 - Tipos de fluidos de corte

Não há um consenso quanto a classificação de fluidos de corte na indústria. Uma classificação apresenta os fluidos de corte divididos em soluções e emulsões (Motta, 1994).

**Soluções** - Consistem de um fluido base (óleo de petróleo, solvente de petróleo, ou água), que pode ser formulado com vários aditivos que são solúveis neste fluido base. Estas soluções são óleos minerais, os fluidos lubrificantes sintéticos e soluções químicas a base de água (chamadas de sintéticos na indústria).

**Emulsões** - São compostos de duas fases, uma fase contínua consistindo de água e uma descontínua consistindo de pequenas partículas de óleo, petróleo ou sintéticos suspensos na água. Em geral as emulsões apresentam propriedades lubrificantes moderadas e refrigerantes boas.

Uma segunda classificação traz os fluidos divididos em dois grupos (Motta, 1994):

- Fluidos formados apenas por óleo. São os óleos integrais ou puros;

- Fluidos formados a partir da adição de óleo concentrado à água.

Este grupo pode ainda ser sub-dividido em duas classes:

- Emulsões - óleos emulsionáveis, óleos solúveis e fluidos semi-sintéticos.

- Soluções - fluidos sintéticos.

Na classe das emulsões encontram-se os fluidos emulsionáveis convencionais. Estes fluidos são conhecidos nas oficinas e indústrias por "óleos solúveis", que é uma denominação não adequada, pois sabe-se que o óleo não é solúvel em água. Portanto, estes fluidos formam uma emulsão ou uma suspensão de óleo na água. Ainda pertencendo à classe das emulsões, encontram-se os fluidos semi-sintéticos.

Pertencendo à classe das soluções, encontram-se os fluidos sintéticos, que se caracterizam por serem livres de óleo mineral em suas composições.

### 2.2.1 - Óleos Integrais

Óleos vegetais e animais foram os primeiros lubrificantes empregados como óleos integrais na usinagem dos metais. A utilização destes, como fluidos de corte, tornou-se inviável devido ao alto custo e rápida deterioração, porém são empregados como aditivos nos fluidos minerais atuais objetivando melhorar as propriedades lubrificantes destes.

Óleos integrais são, basicamente, óleos minerais puros ou com aditivos, normalmente de extrema pressão. O emprego destes óleos nos últimos anos como fluido de corte, tem perdido espaço para as soluções e emulsões, devido ao alto custo em relação aos demais, aos riscos de fogo, ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder refrigerante e formação de fumos, além de oferecerem riscos à saúde do operador. Podem conter cloretos ou sulfetos ou mistura destes dois dando características EP ao fluido. Fósforos e matérias graxas são também utilizadas e atuam como elementos antidesgaste. Os óleos minerais são hidrocarbonetos obtidos a partir do refinamento do petróleo cru. Suas propriedades dependem do comprimento da cadeia, estrutura e grau de refinamento.

Óleos minerais básicos empregados na fabricação de fluidos de corte podem ser (Motta, 1994):

- Base parafínica: Derivam do refinamento do petróleo cru parafínico de alto teor de parafinas (ceras), que resultam em excelentes fluidos lubrificantes. Estes óleos são encontrados em maior abundância e, portanto, apresentam um custo menor, possuem alto índice de viscosidade (IV), maior resistência à oxidação, são menos prejudiciais a pele e ainda menos agressivos à borracha e plástico, em relação aos óleos de base naftênica

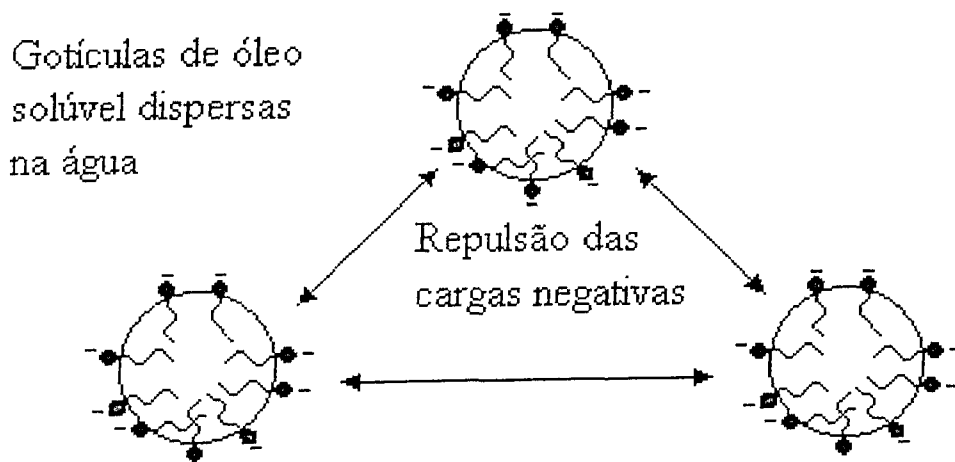
- Base naftênica: Derivam do refinamento do petróleo cru naftênico. O uso destes óleos como básicos para fluido de corte, tem diminuído em função de problemas causados a saúde humana. Os fluidos lubrificantes de base naftênica são de baixa qualidade e são escassos.

Óleos minerais de base aromática não são empregados na fabricação de fluidos de corte. São excessivamente oxidantes, porém quando presentes em grandes quantidades, em óleos parafínicos podem melhorar a resistência ao desgaste e apresentar boas propriedades EP.

## 2.2.2 - Emulsões

### 2.2.2.1 - Emulsionáveis

São compostos de óleos minerais adicionados à água na proporção de 1:10 a 1:100. Eles possuem agentes emulgadores que garantem a miscibilidade destes com a água. Esses emulgadores são tensoativos polares que reduzem a tensão superficial formando uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo-água (Figura 2.1). Assim os emulgadores promovem a formação de glóbulos de óleo menores, o que resulta em emulsões translúcidas.



**Figura 2.1** - Representação esquemática simplificada de uma emulsão (óleo em água) (Runge, 1987).

A estabilidade destas emulsões se deve ao desenvolvimento de uma camada elétrica na interface óleo-água. Forças repulsivas entre glóbulos de mesma carga evitam a coalescência destes. Para evitar os efeitos nocivos da água presente na emulsão empregam-se aditivos anticorrosivos tais como nitrito de sódio, que ainda é utilizado na fabricação de óleos de corte emulsionáveis. São usados ainda biocidas, que inibem a proliferação de bactérias e fungos, porém devem ser compatíveis com a pele humana e não serem tóxicos. Os elementos EP e antidesgaste usados que aumentam as propriedades de lubrificação, são os mesmos empregados para óleos integrais. No entanto, o uso de cloro como aditivo para fluidos de corte vem encontrando restrições em todo o mundo, devido aos danos que este causa ao

meio ambiente e à saúde humana (Machado, 1993). Por esta razão procura-se substituir o cloro por aditivos a base de enxofre e cálcio. Usa-se ainda gordura e óleo animal e vegetal para melhorar as propriedades de lubrificação.

**2.2.2.2 - Semi-sintéticos** - Os fluidos semi-sintéticos, também conhecidos como microemulsões são formadores de emulsões e se caracterizam por apresentarem de 5% a 50% de óleo mineral, e 50% a 95% de aditivos e compostos químicos, formando o fluido concentrado que verdadeiramente dissolve-se na água formando moléculas individuais. A presença de uma grande quantidade de emulsificadores propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente. A menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas, aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde.

Aditivos EP, anticorrosivos e agentes umectantes, que melhoram a molhabilidade do fluido são utilizados, como nos fluidos anteriores. Adicionam-se também corantes que proporcionam uma cor mais viva e aceitável pelo operador da máquina.

### 2.2.3 - Soluções

**2.2.3.1 - Sintéticos** - Esses fluidos caracterizam-se por não conterem óleo mineral em sua composição. Baseiam-se em substâncias químicas que formam uma solução com a água. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros, adicionados à água. Apresentam uma vida maior uma vez que são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas na máquina. Formam soluções transparentes, resultando em boa visibilidade do processo de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução.

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

### 2.3 - Função dos fluidos de corte

Modernamente tem-se obtido grandes avanços quanto à qualidade dos fluidos de corte, e estes avanços estão sendo conseguidos devido à alta competitividade e a pressão exercida por agências de proteção ambiental e de saúde (Nelson et al, 1988) .

As principais funções do fluido de corte são:

A - Lubrificar (normalmente a baixas velocidades de corte);

B - Refrigerar (normalmente a altas velocidades de corte).

Outras funções são:

C - Melhoria no acabamento superficial da peça usinada;

D - Quebrar o cavaco e ajudar a retirar este da zona de corte e da máquina ferramenta;

E - Proteger a máquina ferramenta e peça da corrosão atmosférica;

F - Evitar o aquecimento excessivo da peça.

**A - Lubrificante** - Quando se empregam baixas velocidades de corte, não é necessário que o fluido de corte apresente propriedades refrigerantes, mas sim lubrificantes para que haja a redução do atrito e que evite ou minimize o processo de formação da aresta postiça de corte (APC). Um fluido a base de óleo, deve então ser usado.

**B - Refrigerante** - Quanto se utiliza altas velocidades de corte, a geração de calor é intensa, exigindo assim, que os fluidos atuem como refrigerantes. Eles diminuem a temperatura da interface cavaco ferramenta, tanto pelo aumento da dissipação de calor (refrigeração), como também pela redução da geração de calor (lubrificação). Segundo (Shaw et al, 1951), a eficiência do fluido em reduzir a temperatura diminui com aumento da velocidade de corte e da profundidade de corte.

**C - Melhorar o acabamento superficial** - O acabamento superficial dos componentes usinados, está relacionado com a força de usinagem, que depende da qualidade da lubrificação usada. Pequenas partículas da aresta postiça de corte é também fator que



deteriora imensamente o acabamento superficial da peça usinada. O uso de fluidos lubrificantes torna-se benéfico a baixas velocidades de corte, diminuindo o tamanho ou mesmo eliminando a APC, resultando em melhoria do acabamento superficial. Se o fluido atuar apenas como refrigerante, entretanto, ele pode aumentar as forças de usinagem e prejudicar o acabamento superficial. Fluidos de corte aplicados a alta pressão contra o fluxo de saída do cavaco pode funcionar como um eficiente quebra-cavacos (Machado, 1990).

**D - Ajudar a retirar o cavaco da região de corte e agir como quebra cavaco** - Em muitas operações de corte, o cavaco formado deve ser retirado da área de corte, pois o mesmo pode eventualmente riscar ou comprometer o acabamento superficial do material usinado ou promover avarias na ferramenta de corte. A utilização de fluido de corte auxilia esta remoção.

**E - Proteger a máquina-ferramenta e a peça da corrosão atmosférica** - As superfícies recém-obtidas da peça pela operação de usinagem e os condutos de circulação dos fluidos de corte e outros componentes da máquina, podem sofrer ataque corrosivo de agentes exteriores (umidade atmosférica, vapores ácidos, etc.), o que pode causar danos ao componente e à máquina. A melhoria que proporcionam certos fluidos de corte se expressa pela proteção, através da película de fluido protetora aderida às superfícies da máquina e da peça.

**F - Evitar o aquecimento excessivo da peça** - O calor naturalmente é gerado em decorrência do processo de corte dos materiais e tem-se uma expansão do componente usinado, que para diversas aplicações pode causar problemas dimensionais. O uso do refrigerante controla a elevação excessiva da temperatura, reduzindo os efeitos de superaquecimento da peça fabricada e os problemas decorrentes deste aquecimento.

#### **2.4 - Ação do fluido de corte**

Ainda não está completamente claro como o fluido de corte ganha acesso a interface, nem até que ponto ele pode chegar. Trent (1967,1984) defende que o lubrificante não tem acesso à zona de aderência. Childs et al (1973) também sustentam esta teoria e comentam que atenção deve ser voltada, então, para a zona de escorregamento. Postinikov

(1967) sugeriu que o lubrificante penetra contra a fluxo de metal, chegando a ponta da ferramenta por ação capilar, assumindo que o contato na interface não é completo, ou seja, não existe condição de aderência e tem-se apenas a condição de escorregamento. Williams (1977) também concorda com este ponto de vista. Este último pesquisador, através de experimentos onde usou oxigênio como lubrificante na usinagem do aço, calculou o tamanho típico destas capilaridades, que seriam de aproximadamente  $10^{-3}$  mm, conforme pode ser visto na Figura 2.2.

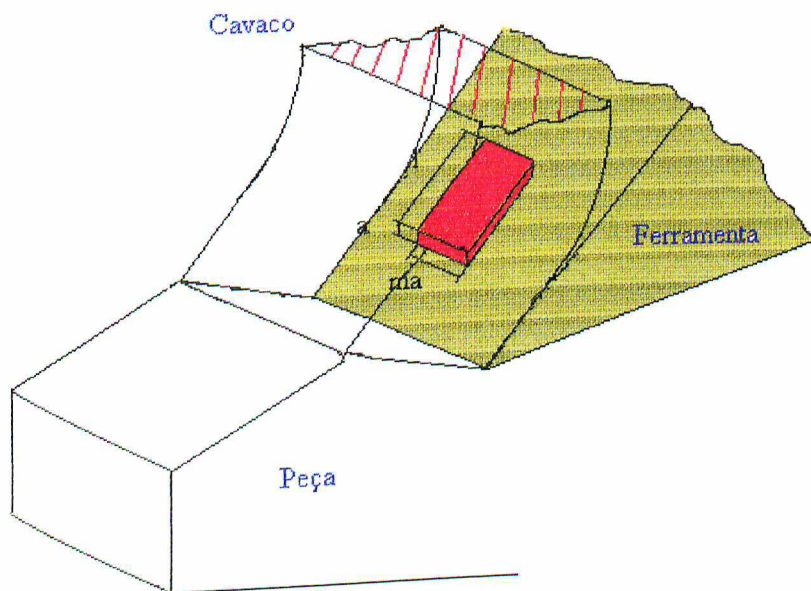


Figura 2.2 - Capilaridade típica calculada por Williams (1977).

Em velocidades de corte mais elevadas, os fluidos de corte passam a atuar mais como refrigerantes e menos como lubrificantes. Trent (1984) diz que nestas condições, além de refrigerar, o fluido também atua no sentido de reduzir a geração de calor na zona de escorregamento, alterando o gradiente térmico na ferramenta, reduzindo o volume da mesma afetada pelo superaquecimento.

Williams (1977) explica que o fluido perde o efeito lubrificante a altas velocidades de corte, quando o fluxo de fluido que tende a fluir em direção a ponta da ferramenta por ação capilar, é direcionado para fora da interface por uma ação hidrodinâmica induzida, e este efeito seria mais pronunciado com o aumento da velocidade de saída do cavaco. Assim o fluido utilizado em altas velocidades de corte teria apenas características refrigerantes, e desta forma recomendando-se um fluido a base de água.

Vários mecanismos de desgaste tais como, abrasivo, difusivo, por attrition (adesão e arrancamento) e de origem corrosiva estão operando simultaneamente sobre a ferramenta e a intensidade de cada um não depende exclusivamente das propriedades dos materiais da peça e da ferramenta, mas também de fatores tais como temperatura e tensão normal (Kurimoto et al, 1982). Os fluidos de corte podem agir em tais fatores e influenciar estes mecanismos, seja, reduzindo a taxa de desgaste, daqueles termicamente ativados, quando o fluido age como refrigerante, ou agindo como lubrificante, prevenindo os mecanismos de desgaste por attrition. Por outro lado, Trent (1984) apresenta algumas situações onde o fluido pode aumentar a taxa de desgaste, quando acessa a regiões desgastadas e promove uma aceleração do mecanismo de desgaste corrosivo, que se sobrepõe aos demais mecanismos.

A capacidade do fluido de corte retirar os cavacos da zona de corte, depende da viscosidade e vazão do fluido de corte, além é claro da operação de usinagem e do tipo de cavaco sendo formado (Machado, 1993). Em algumas operações, tais como furação e serramento, a ação do fluido é de suma importância, pois ele pode evitar a obstrução do cavaco na zona de corte e, conseqüentemente quebra da ferramenta.

A correta aplicação do fluido de corte visa proporcionar:

- Aumento da vida da ferramenta devido ação lubrificante e refrigerante;
- Redução das forças de corte devido a lubrificação;
- Melhoria no acabamento superficial da peça;
- Fácil remoção do cavaco da zona de corte;
- Menor risco de distorção da peça pela ação refrigerante.

Quanto aos métodos de aplicação dos fluidos de corte existem basicamente três:

- a) Jorro do fluido a baixa pressão (torneira a pressão normal);
- b) Pulverização;
- c) Sistema a alta pressão.

O primeiro sistema é mais usado devido sua simplicidade. O segundo método, oferece vantagens sobre o primeiro pois proporciona, maior poder de penetração e velocidade. A utilização deste método, entretanto, não ganhou força pela poluição atmosférica proporcionada. O terceiro método é mais engenhoso mas excelentes resultados foram obtidos com o seu emprego, embora também causando problemas de poluição atmosférica (Machado, 1990).

Kovacevic et al (1995), estudaram o desempenho do fresamento na usinagem do aço inoxidável AISI 304, usando um jato de água de alta pressão (68,8 MPa), injetado através de

pequenos orifícios na superfície de saída das ferramentas e o compararam com um sistema a baixa pressão convencional. A influência da localização do furo para saída do fluxo de fluido na pastilha, de modo a reduzir ao máximo a perda de resistência mecânica da mesma, também foi estudado. Foi verificado, uma redução na força de usinagem, quando do uso do sistema de injeção de água a alta pressão e isto foi justificado pela substituição da aresta de corte por uma camada de água. O surgimento desta camada é função da relação entre a pressão do jato e diâmetro do orifício, e esta tende a diminuir o atrito entre o cavaco e a ferramenta, reduzindo assim as forças de usinagem. Constatou-se também, melhorias no acabamento superficial, vida da ferramenta e forma do cavaco, com aplicação de fluido de corte a alta pressão.

Machado e Wallbank (1997), verificaram o efeito da aplicação de volumes extremamente baixos de lubrificantes, misturados em jato de ar comprimido, através de um venturi, no torneamento de um aço médio carbono e o compararam com o método tradicional a baixas pressões. Foi constatado por estes pesquisadores que a utilização daquele sistema em determinadas condições de corte, melhorou sensivelmente o acabamento superficial, reduziu as forças de corte e de avanço e diminuiu a espessura do cavaco.

## 2.5 - Seleção do fluido de corte

A seleção de um fluido de corte é difícil, devido à grande variedade de produtos disponíveis no mercado com alto grau de competitividade. O custo é alto e a utilização de um fluido de corte tem que compensar economicamente, isto é, os benefícios devem superar os custos do produto. Existem várias operações, em que o corte é realizado a seco, onde economicamente não se justifica o emprego do fluido de corte. O mesmo devido a problemas de desengraxamento das peças. Torneamento e fresamento de ferro fundido cinzento, ligas de alumínio e ligas de magnésio são exemplos de operações que normalmente são processadas a seco. Em contra partida, existem muitas operações, onde o emprego do fluido de corte é vital. Em termos de consumo industrial, os óleos emulsionáveis estão bem à frente dos demais. Porém, os novos produtos, principalmente os sintéticos, estão cada vez mais, conquistando os consumidores.

A maioria dos produtores fornecem tabelas e diagramas que ajudam o consumidor a selecionar o produto. Pode-se encontrar na literatura tabelas completas, com a indicação do

nome do produto, descrição do produto, concentração recomendada, material a usinar, para vários fornecedores, com telefone e endereço das companhias. Estas tabelas são úteis e devem ser usadas como ponto de partida. Os testes de usinabilidade de laboratórios ou em linhas de produção é que devem ser usados como critério de seleção correta do fluido de corte e aditivos.

Pelo menos três informações relevantes devem ser consideradas, antes de se decidir por um determinado fluido de corte (Machado, 1993).

- a) Material da peça
- b) Material da ferramenta
- c) Processo de usinagem

## **2.5.1 - Quanto ao material da peça**

### **2.5.1.1 - Materiais ferrosos**

Ferro fundido - Os ferros fundidos cinzentos produzem cavacos descontínuos e são normalmente usinados a seco. Um óleo emulsionável pode, entretanto, ser útil para remover o cavaco. Na usinagem do ferro fundido maleável, se for usado fluido de corte, este deve ser óleo puro ou algum tipo especial de emulsão. Deve-se tomar cuidado para que os cavacos não reajam quimicamente com emulsões de óleos solúveis. A usinagem do ferro fundido branco é difícil e geralmente requer aditivos EP nas emulsões.

Aços - Este grupo concentra o maior volume de material usado industrialmente e existe uma variedade muito grande de composições disponíveis. Assim, todos os tipos de fluidos podem ser usados, e a escolha depende da severidade da operação e da resistência do aço. Aço inoxidável austenítico e aços resistentes ao calor, tendem a encruar de maneira idêntica às ligas de níquel, e a escolha do fluido tende a ser similar.

### **2.5.1.2. - Ligas não-ferrosas**

Alumínio e suas ligas - Podem muitas vezes ser usinados a seco. Porém, as ligas de alumínio conformadas, com alto teor de cobre requerem um fluido de corte com alta

capacidade refrigerante. Quando cavacos longos são formados, a área de contato é grande e requer lubrificação adequada. As ligas de alumínio e silício também requerem boa lubrificação. Se a precisão dimensional for importante, deve-se usar um bom refrigerante, devido ao elevado coeficiente de expansão térmica. Uma escolha correta seria emulsão com uma mistura de óleo mineral e gordura, e a maioria das emulsões solúveis. Alumínio não exige aditivos EP e o enxofre livre ataca o metal instantaneamente.

Magnésio e suas ligas - São normalmente usinados a seco. A altíssimas velocidades de corte, entretanto, um refrigerante pode ser utilizado. Emulsões são proibidas porque a água pode reagir com o cavaco e liberar hidrogênio apresentando assim risco de ignição. Geralmente, se usa óleo mineral ou mistura de óleo mineral com gorduras e como no caso do alumínio, o enxofre ataca o metal.

Cobre e suas ligas : Em usinagem este metal pode ser dividido em três grandes grupos:

i) Ligas de fácil usinagem - Incluem a maioria dos latões e alguns bronzes ao fósforo fundidos. Eles possuem alta resistência à tração, baixa ductilidade e geralmente adição de elementos de liga de corte fácil (chumbo, selênio e telúrio). Isto significa que eles são usinados mais facilmente que as ligas de outros grupos. Uma emulsão de óleo solúvel é suficiente para praticamente todas as situações.

ii) Ligas de usinabilidade moderada - São os latões sem chumbo, alguns bronzes ao fósforo e bronzes ao silício. Eles tem alta ductilidade o que acarreta um alto consumo de potência e dificulta a obtenção de bom acabamento superficial. Geralmente, emulsão de óleo solúvel ou mistura leve de óleo mineral com gordura satisfazem as exigências.

iii) Ligas de difícil usinagem - Tais como ligas sem chumbo, as ligas de níquel-prata e os bronzes ao fósforo. Eles tem baixa resistência e grande tendência à aderência e geralmente produzem cavacos longos. Neste caso uma forte mistura de óleo mineral com gordura deve ser usada para preenchimento dos requisitos. Todos os metais amarelos são manchados por qualquer óleo contendo enxofre livre.

Ligas de níquel, titânio e cobalto - São ligas resistentes ao calor chamadas de super-ligas. São difíceis de usinar e apresentam grande tendência a encruarem, principalmente as ligas de níquel. A escolha do fluido de corte dependerá da operação de corte. Em condições severas, aditivos são frequentemente usados. Enxofre livre, entretanto pode contaminar a peça.

## 2.6 - Quanto ao material da ferramenta

A escolha de um material para ferramenta para uma dada aplicação, indicará o potencial de taxa de remoção de material. Esta taxa de remoção de material por sua vez, indicará as temperaturas de corte e as tensões na ferramenta que serão encontradas.

Como as ferramentas de aço carbono e aço liga só podem ser usadas a baixas velocidades, ou seja, não suportam altas temperaturas, é essencial que se use uma refrigeração adequada. Os aços rápidos também requerem uma refrigeração suficiente, e na usinagem de materiais tenazes, aditivos anti-solda devem ser usados.

As ligas fundidas, metais duros e cermets possuem dureza mais elevada que as ferramentas de aço e portanto, suportam trabalhar em temperaturas mais elevadas. Como a taxa de remoção de material é alta, quando se utiliza estas ferramentas, a aplicação de um fluido refrigerante torna-se necessário para aumento da vida da ferramenta. Os óleos emulsionáveis são usados com frequência, mas a escolha correta deve variar de acordo com a severidade da operação. O uso das cerâmicas tem aumentado consideravelmente nos últimos tempos. Devido a alta fragilidade destes materiais, deve-se tomar cuidado ao se aplicar um refrigerante, pois os choques térmicos podem acarretar trincas superficiais. As cerâmicas à base de nitreto de silício  $\text{Si}_3\text{N}_4$  e  $\text{SiAlON}$  são menos susceptíveis a este tipo de problema, por serem mais tenazes que as cerâmicas à base de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Se o fluido de corte vai reduzir a temperatura, sem causar trincas, ele será sempre recomendado, para aumentar a vida da ferramenta. Em algumas aplicações, principalmente na usinagem das super-ligas, o desgaste de entalhe irá predominar e neste caso, o fluido de corte deverá ser usado com certa reserva, pois a atmosfera pode alterar o mecanismo de desgaste. Os materiais ultraduros tais como o PCD e CBN são tenazes o suficiente para suportarem os choques térmicos e não existem contra indicações quanto ao uso do fluido de corte.

## 2.7 - Quanto ao processo de usinagem

A escolha do fluido de corte irá variar desde os mais ativos tipos de óleo de corte até os óleos emulsionáveis de baixa concentração. É comum encontrar literaturas que orientam a escolha do fluido, de acordo com a operação de corte (Machado, 1993).

## 2.8 - Fatores econômicos

Além destes três fatores importantes citados acima, o custo do fluido é fundamental para tomada de alguma decisão. Os óleos emulsionáveis tem um bom preço no mercado, que muitas vezes é um fator chave para uma decisão. A escolha do fluido de corte não deve ser feita com base no seu custo de aquisição. Deve-se fazer um estudo de custo benefício que viabilize a escolha. Deve-se considerar neste estudo, além de outros fatores, o número de afiações da ferramenta, vida da ferramenta entre as afiações, tempo de máquina parada, tempo ocioso do operador, facilidade de descarte, durabilidade do fluido e custo de reciclagem. Diversas vezes, a seleção do fluido de corte é realmente complicada, como no caso das células flexíveis de manufatura. Nestas células, várias operações de usinagem podem ser feitas, e uma variedade enorme de materiais podem ser usinados. É difícil portanto satisfazer simultaneamente a todas as situações.

## 2.9 - Solicitações tribológicas em ferramentas de usinagem.

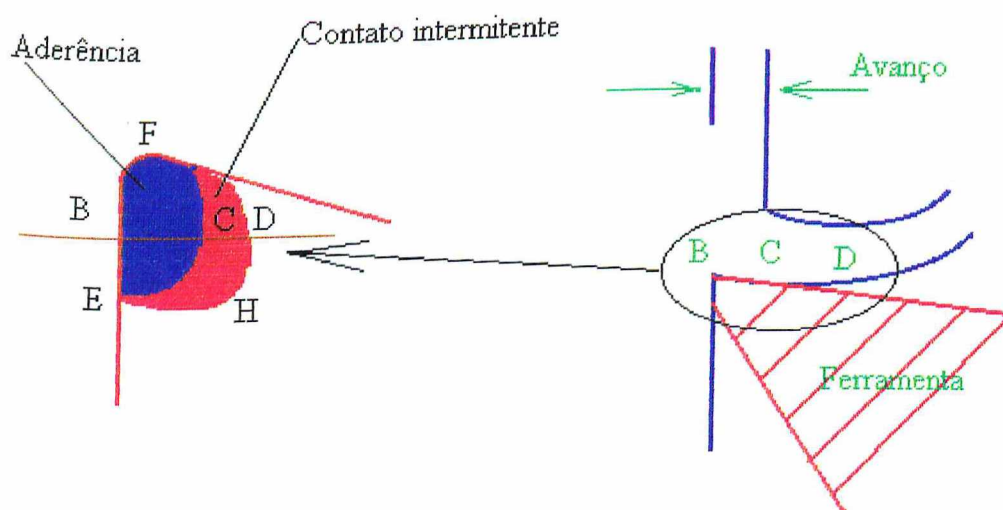
Durante a usinagem verifica-se que a formação do cavaco é um processo periódico, com cada ciclo dividido em quatro etapas distintas (Machado, 1993):

- 1 - Deformação elástica (Recalque)
- 2 - Deformação plástica
- 3 - Ruptura
- 4 - Movimento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

A última etapa é o movimento de escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta. As condições em que acontecem este escorregamento tem influência



marcante em todo processo de corte, particularmente no próprio mecanismo de formação do cavaco, na força de usinagem, no calor gerado durante o corte e conseqüentemente na vida das ferramentas. É preciso, portanto, entender como se processa o movimento do cavaco ao longo da superfície de saída da ferramenta. Neste caso o uso do fluido de corte irá atuar diretamente no comportamento da interface. O conceito clássico de atrito baseado nas Leis de Amonton e Coulomb, não é apropriado para o corte de metais, onde as pressões normais à superfície de saída da ferramenta são muito altas (Boothroyd, 1981). Devido a ocorrência destes fatores, a interface de corte é uma área de alto interesse aos estudiosos dos fenômenos tribológicos que ocorrem durante o processo de usinagem, sendo esta região um desafio para estes pesquisadores pois o acesso é difícil e a dinâmica muito grande. A maioria das teorias disponíveis foram derivadas de estudos desta interface, após o corte ter sido interrompido (usando-se o dispositivo quick-stop) e de medições de deformações e temperatura naquela região. Uma das teorias mais difundidas nos dias de hoje, é a existência de uma "Zona de aderência" entre o cavaco e a ferramenta, defendida por Trent (1963). Na periferia desta zona de aderência existe uma zona de escorregamento. A Figura 2.3 identifica estas duas zonas. Linha BC = Aderência, Linha CD = Escorregamento.



**Figura 2.3** - Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1963).

Somente em condições especiais, a zona de aderência pode ser suprimida prevalecendo apenas as condições de escorregamento. São os casos em que grandes

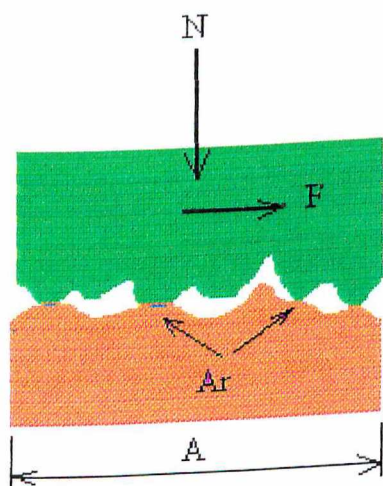
quantidades de elementos de livre corte efetivos (como, chumbo, selênio, telúrio, bismuto, etc), estão presentes no material da peça.

Uma outra situação diferente, é a existência de aresta postiça de corte, APC, que pode ocorrer a baixas velocidades de corte e avanço. A presença da APC vai modificar completamente a geometria da cunha cortante, com efeito em todo processo de usinagem (força, temperatura, desgaste das ferramentas e acabamento superficial).

Devido a possibilidade de existência de diferentes condições na interface cavaco-ferramenta impõe-se a necessidade de estudo criterioso de cada uma destas condições.

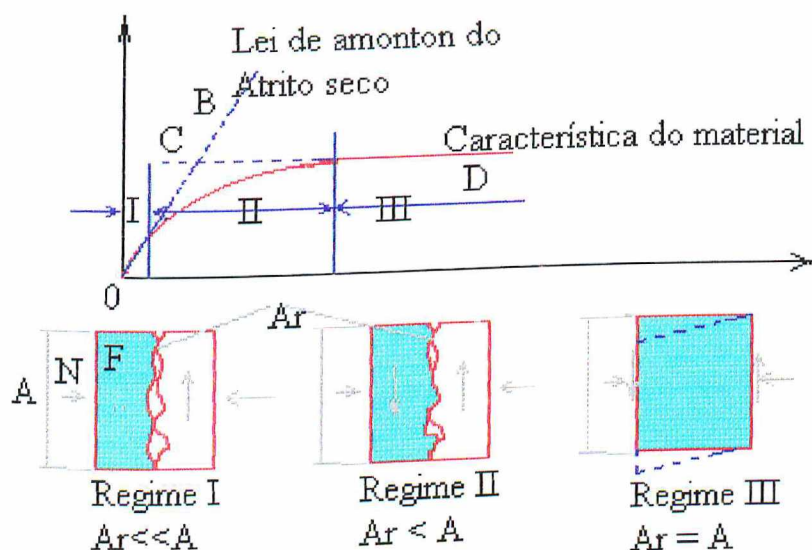
### 2.9.1 - Atrito no corte de metais

Quando duas superfícies são colocados sobre contato direto, a área de contato real ( $A_r$ ) é muito menor que a área de contato aparente ( $A$ ), ou seja, o contato se dá em apenas uns poucos pontos devido às microirregularidades presentes em qualquer superfície acabada, como ilustrado na Figura 2.4.



**Figura 2.4** - Área de contato entre superfícies sujeitas a carregamento mecânico (Shaw, 1960).

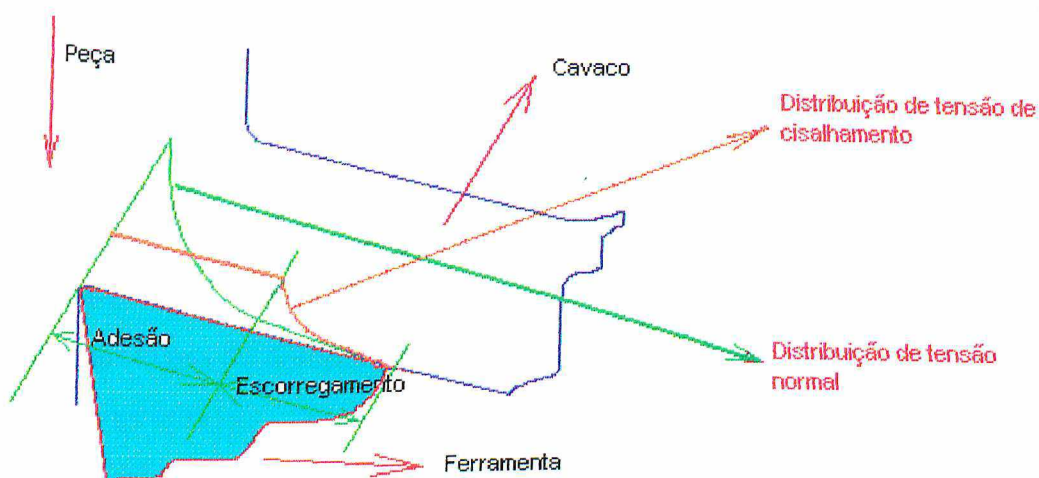
Em se aplicando uma carga normal, os pontos de contato são deformados plasticamente, e a área de contato real aumenta. Baseado nas tensões normais, Shaw (1960) identifica três regiões de atrito sólido. Pode-se observar na Figura 2.5 estes três regimes.



**Figura 2.5** - Os três regimes de atrito sólido (Shaw, 1960).

O regime I é aquele onde vale a Lei de Amontou e  $Ar \ll A$ . O regime III é aquele onde não existe superfície livre, isto é  $Ar = A$ . O regime II é o de transição entre I e III, onde o coeficiente de atrito diminui com o aumento da carga. Wallace e Boothroyd (1964), entretanto acreditam na transição brusca do regime I para III, com supressão do regime II.

Durante o corte de metais, os regimes I e III ocorrem simultaneamente em pontos distintos ao longo do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta. Zorev (1963), apresentou um modelo de distribuição de tensão na superfície de saída da ferramenta. A Figura 2.6 mostra este modelo, onde o comprimento de contato cavaco ferramenta é dividido em duas regiões distintas: "a região de aderência" e "a região de escorregamento". Segundo este modelo, a tensão normal é máxima na aresta da ferramenta e decresce exponencialmente até zero, no ponto onde o cavaco perde contato com a superfície de saída. A tensão cisalhante é constante na zona de aderência (e assume o valor do limite de resistência ao cisalhamento do material naquela região) e decresce também exponencialmente, na zona de escorregamento, até o valor zero, no ponto onde o cavaco perde o contato com a ferramenta.



**Figura 2.6** - Modelo de distribuição de tensão na superfície de saída, proposto por Zorev (1963).

Na região de aderência  $A_r = A$ , prevalece o regime III. Na região de escorregamento  $A_r \lll A$ , vale o regime I. Desta forma, a força total, tangente a superfície da ferramenta, é dada pela soma da força tangencial que atua em cada uma das regiões. Assim, o coeficiente de atrito pode ser considerado, em termos do ângulo de atrito médio dado por Boothroyd (1981):

$$\beta = \text{arc tg } \{k/\sigma_{fav}\}$$

onde:

$K$  é uma constante

$\sigma_{fav}$  é a tensão normal média que atua na superfície de saída da ferramenta.

### 2.9.1.1 - Zona de aderência.

Através de análise de micrografias da raiz do cavaco (obtidas pela interrupção brusca do corte, com um dispositivo "Quick-stop") de vários materiais usinados com aço rápido e metal duro, Trent (1963) obteve evidências claras de íntimo contato ao longo de uma grande porção da interface cavaco-ferramenta. Esta região foi denominada de zona de aderência, que é na realidade a confirmação da presença do regime III na interface. Sob estas condições, o movimento na interface ocorre por cisalhamento dentro do material do cavaco. Uma zona de cisalhamento intenso é formada bem próximo, mas não necessariamente na interface, que foi denominada zona de fluxo (Trent, 1963). Nesta zona existe um gradiente de velocidade. Uma

camada de material em contato com a ferramenta é estacionária, mas a uma distância de 0,01 a 0,08mm (espessura da zona de fluxo) a velocidade assume a velocidade de saída do cavaco. As deformações cisalhantes que ocorrem no plano de cisalhamento primário são da ordem de 2 a 5 (Trent, 1984), podendo chegar a 8 nas zonas de cisalhamento adiabático na usinagem do titânio. Na zona de fluxo as deformações são bem maiores podendo atingir valores superiores a 100 (Trent, 1984). Este é um valor estimado, pois é praticamente impossível medir tais níveis de deformações a velocidades tão elevadas, confinadas a uma zona de fluxo bastante estreita.

Trent (1984), entretanto, propõe um modelo, o qual é apresentado na figura 2.7.

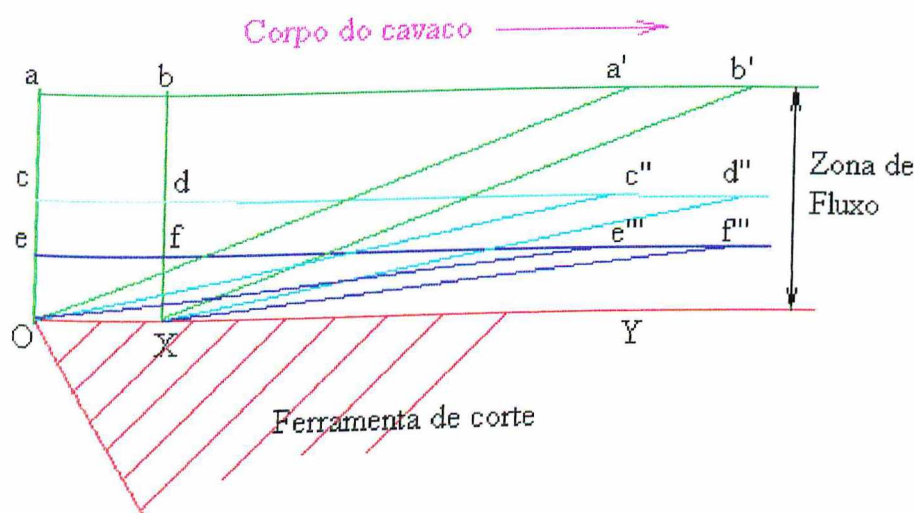


Figura 2.7 - Modelo de deformação na zona de fluxo proposto por Trent (1984).

Segundo este modelo, a deformação cisalhante na zona de fluxo é inversamente proporcional à distância da superfície de saída. No ponto Y, a porção inicial de material OabX sofreu uma deformação para Oa'b'X, enquanto que o material no centro da porção inicial considerada, isto é, OcdX se deformou para Oc'd'X que é o dobro da deformação sofrida por ab. Correspondentemente, o material em ef, onde Oe vale 1/4 de Oa, sofre uma deformação quatro vezes maior, quando ele atinge e'''f''', comparado com a'b'. Com este conceito, a tensão requerida para cisalhar o material a altas temperaturas e altas taxas de deformação é um fator muito importante na usinagem. Das micrografias apresentadas por Trent (1963), é evidente que as condições de aderência podem também ocorrer na interface peça-superfície de folga da ferramenta. Isto acontece quando o desgaste de flanco atinge determinadas proporções. Trent, conclama que as condições de aderência são inevitáveis.

Isto para usinagem de quase todos os tipos de materiais (exceto alguns materiais de fácil corte). Altas tensões de compressão, grandes quantidades de calor e altas taxas de deformação e pureza do material da peça promovem ligações atômicas nesta interface, causando aderência. Nesta zona de aderência tem-se um grande aumento da temperatura local devido a grande geração de calor pela deformação plástica e esta exerce enorme influência, não só ditando os mecanismos e as condições de deformação na zona de aderência, mas também influenciando diretamente os mecanismos de desgaste da ferramenta.

### 2.9.1.2 - Zona de escorregamento

Condições de escorregamento são também observadas na periferia da região de aderência (Trent, 1988). Em condições de escorregamento a área real,  $A_r$ , é muito menor que a área aparente,  $A_a$ , e isto é a constatação da presença do regime I, sugerido por Shaw (1960). Nestas condições a zona de intenso fluxo de material esta ausente. Ela não acontece pois as ligações que se formam nos picos de contato são mais fracas que as ligações internas do material da peça e da ferramenta. Isto não quer dizer que não existam ligações na interface. Elas existem e é exatamente a resistência destas ligações que irá estabelecer se vai prevalecer as condições de aderência ou escorregamento.

Ao fazer uma análise das condições da interface cavaco-ferramenta, Oxley (1980) contesta a posição de Trent e argumenta que, em situações normais sem APC, verdadeiras condições de aderência não ocorrem. Oxley (1980), sugere uma condição de "quase-aderência" na interface cavaco-ferramenta, no qual a velocidade na interface, apesar de muito baixa, não é zero.

Doyle et al (1979), após usinar cobre, alumínio, chumbo e índio com ferramentas transparentes de safira, encontraram uma zona de escorregamento próxima da aresta de corte com uma zona de aderência posterior a esta, que é exatamente o contrário daquilo defendido por Trent (1963). Wright (1981), utilizou aço rápido e ferramentas transparentes na usinagem de vários materiais. Em algumas situações ele confirmou os resultados de Doyle (1979). Isto ocorreu quando ele utilizou materiais macios, por curto período de tempo, o que sugere que as ferramentas estavam cobertas por uma camada de alguns contaminantes orgânicos, que impediam que as ligações fortes se formassem, permitindo desta maneira que o escorregamento acontecesse. Após um certo período de usinagem o "contaminante" era

arrancado pela ação do fluxo de material e as condições de aderência eram evidentes. Isto é a confirmação das condições sugeridas por Trent.

### **2.9.1.3 - Aresta postiça de corte (APC).**

Quando se usina a baixas velocidades de corte e avanço, um fenômeno conhecido como "Aresta Postiça de Corte" pode se apresentar na interface cavaco-ferramenta. Trent (1984), explica este fenômeno da seguinte maneira: "... a primeira camada de material que se une a ferramenta, através de ligações atômicas, é encruado aumentando assim o seu limite de escoamento, e as tensões de cisalhamento são insuficientes para quebrar estas ligações. As deformações então continuam nas camadas adjacentes, mais afastadas da interface, até que elas também são suficientemente encruadas. Pela repetição deste processo, uma sucessão de camadas formam a APC". O tamanho da APC não pode aumentar indefinidamente. Quando o seu tamanho atinge um dado valor, partes de sua estrutura são cisalhadas e arrastadas através da superfície de saída e folga da ferramenta.

Wallbank (1979) através de profunda análise da microestrutura da aresta postiça de várias ligas, utilizando microscopia ótica e eletrônica, encontrou várias microtrincas na zona de cisalhamento ao redor da aresta. Este pesquisador constatou, que estas microtrincas eram responsáveis pela formação da APC. Foi verificado experimentalmente por Williams (1970) que a APC só se formará na presença da segunda fase no material sob corte. Milovic e Wallbank (1983) apresentaram um estudo teórico onde consideraram a presença de um estado triaxial de tensões nas redondezas das segundas fases deformadas, causado por diferentes taxas de deformações entre a segunda fase e a matriz. Este estado triaxial de tensões levará à formação das microtrincas responsáveis pela APC.

## **2.10 - Influência das condições da interface (aderência, escorregamento e APC) no processo de usinagem.**

### **2.10.1 - Temperatura de corte.**

Com relação à temperatura desenvolvida na interface cavaco ferramenta pode-se afirmar que na presença de APC, a zona de fluxo e, portanto, a principal fonte de calor, está

afastada da superfície da ferramenta. Isto significa que a distribuição de temperatura na ferramenta será menor, e depende bastante da geometria e estabilidade da APC. Na presença de condições de aderência a quantidade de calor gerado é imensa sendo que na região de escorregamento tem-se um menor nível de calor gerado, devido a menores interações entre cavaco e ferramenta. Na região de escorregamento, a temperatura média é menor, pois o calor é gerado apenas nos pontos de contato entre o cavaco e a ferramenta (regime I).

### **2.10.2 - Força de usinagem.**

Em presença de APC, as forças são geralmente baixas, pois a APC age como se fosse uma ferramenta com área de contato restrito, reduzindo efetivamente o comprimento de contato na aresta de corte (Trent, 1963), além disso, o ângulo de saída efetivo é aumentado. Na região de aderência tem-se uma total união de ligações atômicas pelas superfícies em contato gerando com isso uma alta resistência ao escorregamento e portanto as forças de usinagem são altas nesta região. Em condições de escorregamento, a área de contato real é bem menor, e portanto há uma redução da força de usinagem nesta condição.

### **2.10.3 - Desgaste da ferramenta.**

Na usinagem com APC, se esta for estável, ela protege a superfície de saída da ferramenta. O desgaste neste caso é provocado somente por adesão e abrasão na superfície de folga, causado por partes da APC. Sendo a APC instável, um outro mecanismo de desgaste, que envolve aderência e arrastamento de partículas (attrition wear) vai estar presente e acelerar o desenvolvimento do desgaste na superfície de saída.

Considerando os desgastes termicamente ativados (difusão e deformações plásticas), a presença da zona de aderência vai promover maior taxa de desgaste que a condição de escorregamento devido a presença da zona de fluxo (com maior geração de calor).

Em condições de escorregamento, as temperaturas médias são bem menores, o que faz com que os mecanismos de desgaste ativados termicamente diminuam. Porém já se verificou experimentalmente que a taxa de desgaste nestas condições é maior que em condições de aderência. Isto mostra que o mecanismo de desgaste operante não envolve altas



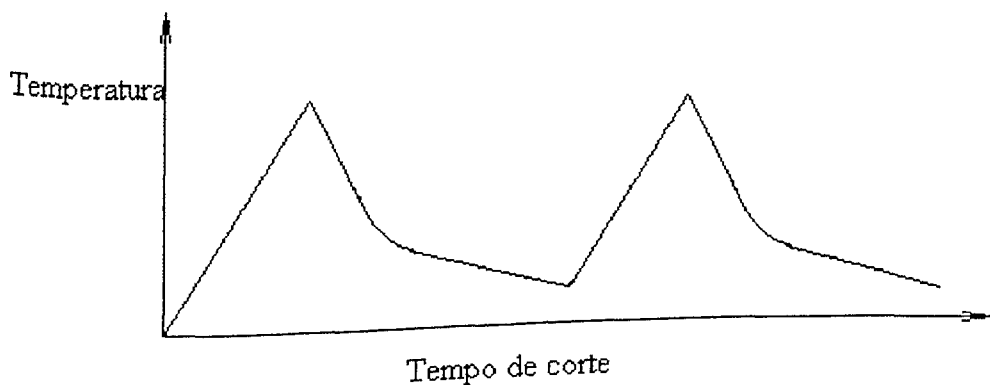
temperaturas da interface. Este é o caso de desgaste por aderência e arrastamento de micropartículas (attrition).

## **2.11 - Avarias e desgastes nas ferramentas de corte.**

### **2.11.1 - Avarias nas ferramentas**

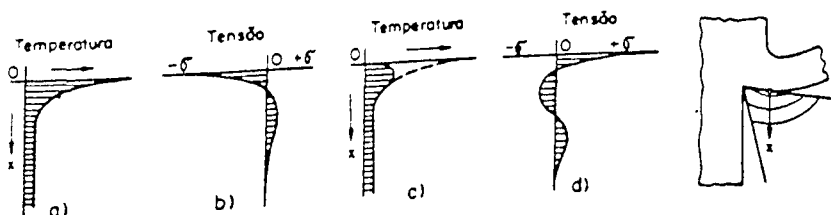
As ferramentas de corte usadas no corte interrompido, por exemplo no fresamento, são frequentemente rejeitadas por microtrincamento ou quebras. Neste tipo de operação o desenvolvimento do desgaste uniforme, na superfície de folga ou saída, será dominante apenas se a ferramenta de corte possuir tenacidade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

O comportamento da temperatura de corte tem muita influência no tipo de falha da ferramenta. As temperaturas num corte interrompido flutuam ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo e diminuindo durante o tempo inativo. As condições térmicas das ferramentas de corte utilizadas em cortes interrompidos tem sido investigadas por vários pesquisadores (Bathia, 1986; Chakraverti, 1984; Wang, 1969; Palmi, 1987). Resultados destas investigações, mostraram que a distribuição de temperatura depende das condições de corte (principalmente velocidade de corte, avanço e relação entre o tempo ativo e inativo de um ciclo), do material da ferramenta de corte e do material da peça. A variação cíclica desta temperatura é ilustrada na Figura 2.8.



**Figura 2.8** - Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (Palmai, 1987).

A flutuação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta leva a uma modificação também cíclica, da distribuição da tensão na região de corte da ferramenta, o que pode provocar a formação de trincas térmicas.



**Figura 2.9** - Distribuição da temperatura e de tensões, em pastilhas de metal duro, no corte interrompido.

Isto é explicado da seguinte maneira: "... a Figura 2.9a mostra a curva de distribuição de temperatura em relação à profundidade "X", a partir do ponto de contato cavaco-ferramenta. A camada superficial, a uma temperatura bastante alta, se dilata. Porém as camadas subsequentes a temperaturas inferiores, terão uma dilatação bem menor. Como consequência, tais camadas impedirão o processamento de uma dilatação muito maior na camada superficial gerando assim tensões de compressão. Em consequência disto, as camadas subsequentes estão sob ação de tensões de tração (Figura 2.9b). Num instante de tempo seguinte, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada de contato (devido ao tempo inativo), essa camada estará submetida à tração, enquanto que as camadas subsequentes passarão a ser solicitadas à compressão (Figuras 2.9c e 2.9d).

Além da ação cíclica do corte interrompido, este fenômeno pode, também, ser promovido por variação da temperatura causado por acesso irregular do refrigerante de corte. Essa flutuação cíclica de tensão promoverá trincas por fadiga nas ferramentas de metal duro (as ferramentas de aço rápido, tem tenacidade suficiente para suportarem as variações de tensões sem nucleação de trincas). Essas trincas que são portanto de origem térmica, levarão ao desenvolvimento do que se conhece por "sulcos desenvolvidos em forma de pente", ilustrado na Figura 2.10. O número de sulcos esta relacionado com o número de trincas térmicas e depende da velocidade de corte, do avanço, da tenacidade da ferramenta de corte e do número de ciclos térmicos. Vários pesquisadores tem se dedicado ao estudo da origem destas trincas. Eles concluíram que elas se tornam a maior causa de falhas na ferramenta, em velocidades de corte elevadas. Já a velocidades de corte baixas, as trincas de origem mecânica são as principais responsáveis pelas falhas das ferramentas de corte. Isto porque a baixas velocidades as temperaturas não suficientes para promoverem as trincas de origem térmica e as forças de usinagem são grandes o suficiente para a promoção de trincas de origem mecânica.

Na análise visual características importantes são observadas. As trincas de origem térmica são geralmente perpendiculares à aresta de corte, enquanto as de origem mecânica são paralelas à aresta.

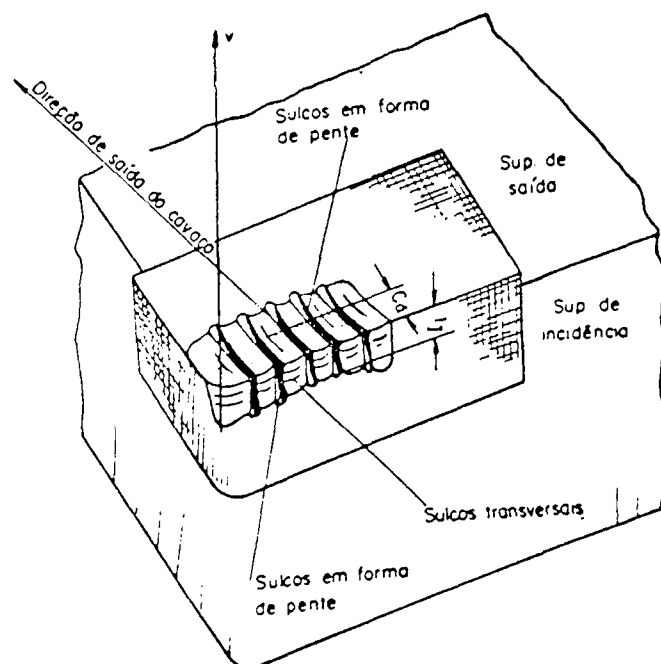
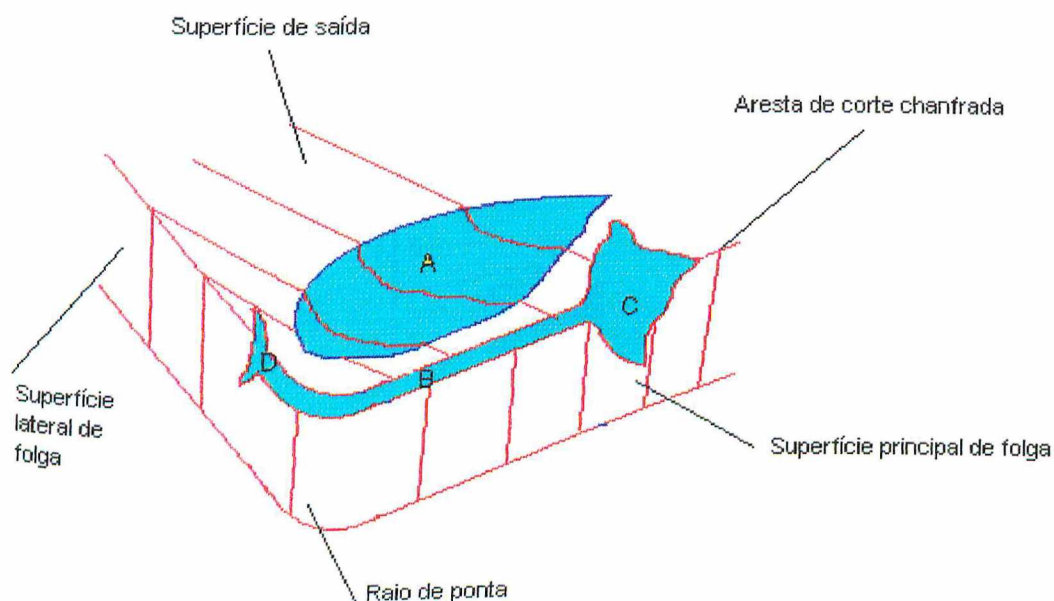


Figura 2.10- Sulcos desenvolvidos em forma de pente.

### 2.11.2 - Desgaste nas ferramentas

Durante a usinagem dos metais a ação do corte muda a forma, e portanto a geometria original da ferramenta. Se verifica um desgaste progressivo tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta. A Figura 2.11 apresenta as principais áreas de desgaste.



**Figura 2.11** - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.

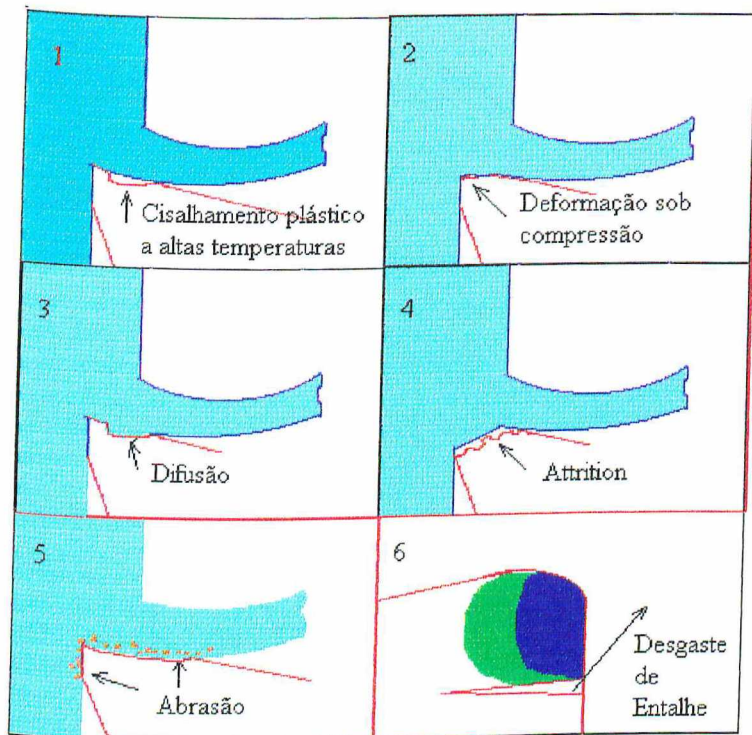
Pelo menos três formas de desgaste podem ser identificadas:

- (i) - Desgaste de cratera (área A da Figura 2.11);
- (ii) - Desgaste de flanco (área B da Figura 2.11);
- (iii) - Desgaste de entalhe (áreas C e D da Figura 2.11).

Antes que um desses desgastes atinja grandes proporções, de maneira a colocar o processo de corte em risco, a ferramenta deverá ser substituída ou reafiada.

### 2.11.3 - Mecanismos de desgaste

Em condições normais de corte, uma das formas de desgaste apresentadas na figura 2.11 irá prevalecer, e eles se desenvolvem por vários mecanismos de desgaste. A literatura apresenta variações na classificação dos mecanismos de desgaste, porém, grande parte dos trabalhos existentes, consideram pelo menos seis mecanismos diferentes (Palmai, 1987; Trent, 1984), sumarizados na Figura 2.12.



**Figura 2.12** - Mecanismos e processos de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas de corte.

A seguir, cada um destes mecanismos (alguns são mais um processo de desgaste, do que propriamente um mecanismo) é definido em separado.

### **Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas.**

Este não é propriamente um mecanismo mas sim um processo de desgaste, e ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão em ferramentas de aço rápido. As tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta são suficientes para causar deformação plástica superficial. Devido às altas temperaturas ali desenvolvidas, a resistência ao escoamento do material da ferramenta, próximo a interface, é reduzida. Como consequência material é cisalhado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera como visto na Figura 2.12.1.

### **Deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão.**

Este também é mais um processo do que um mecanismo de desgaste, que ocorre na usinagem dos materiais de alta dureza. A combinação de altas tensões de compressão, com altas temperaturas na superfície de saída, pode provocar deformação plástica da aresta de

corte das ferramentas de aço rápido e metal duro. Geralmente ocorre, a altas velocidades de corte e avanço e leva a uma falha catastrófica (Figura 2.12.2).

### **Desgaste difusivo.**

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo. Em usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta e peça ou entre cavaco e ferramenta são altas e o tempo de contato entre estes materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível, se não fosse a existência de uma zona de aderência (zona morta ou zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1984). O gradiente de velocidade existente na zona de fluxo, com velocidade zero na interface com a ferramenta garante o fluxo difusivo. Este mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com aumento da velocidade de corte e avanço (Figura 2.12.3). No microscópio, as áreas desgastadas por difusão tem aparência lisa.

### **Desgaste por aderência e arrastamento - ATTRITION.**

Este mecanismo ocorre, geralmente, onde o fluxo de material sobre a superfície da ferramenta se torna irregular. A aresta postiça de corte pode estar presente e o contato com a ferramenta torna-se menos contínuo. Sob estas condições, após a aderência, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto com o fluxo de material. Este fenômeno, geralmente, ocorre na zona de escorregamento ao invés da zona de aderência, durante o fresamento, uso de profundidade de corte irregular ou falta de rigidez do equipamento. No microscópio, as áreas desgastadas por attrition tem uma aparência áspera (Figura 2.12.4).

### **Desgaste abrasivo.**

O desgaste abrasivo envolve a perda de material por microsulcamento ou microcorte ou ainda microlascamento causado por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça (carbonetos, nitretos e carbonitretos), ou podem principalmente ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por attrition, por exemplo. Este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem usando ferramentas de aço rápido, pastilhas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas (Figura 2.12.5).

### **Desgaste de entalhe.**

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste. Porém, ainda não existe um consenso na literatura, que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Ele ocorre principalmente, na usinagem de níquel, cobalto e aço inoxidável, que são materiais com alto índice de encruamento. Geralmente, nas regiões onde acontece este tipo de desgaste, as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente envolve abrasão e transferência de material (difusão e attrition) e eles são bastante influenciados por interações com a atmosfera. Existem evidências para sugerir que óxidos se formam continuamente e se aderem na ferramenta naquelas regiões, e a quebra das junções de aderência entre os óxidos e a ferramenta pode ocasionalmente, remover material da superfície desta última (Wright et al, 1981).

Uma publicação afirma entretanto (Richards et al, 1989), que o entalhe na forma de V é formado pelas rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, envolvendo um mecanismo de aderência e arrancamento (Figura 2.12.6).

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

### **2.12 - Vida da ferramenta**

A vida de uma ferramenta de corte pode ser definida como o tempo em que a mesma trabalha efetivamente, sem perder o corte ou até que atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido. O fim de vida de uma ferramenta será definido pelo grau de desgaste, ou a fixação de um nível de desgaste que irá depender de inúmeros fatores, entre os quais podemos citar:

- Receio da quebra do gume cortante devido ao desgaste
- Temperaturas excessivas atingidas na interface cavaco-ferramenta
- Tolerâncias dimensionais da peça não são mais possíveis de se obter
- O acabamento superficial da peça não é mais satisfatório

- Aumento excessivo das componentes da força de usinagem.
- Vibrações

Através do controle destes fatores numa operação de usinagem, pode-se saber quando uma ferramenta deverá ser substituída ou reafiada. Fixado um critério de fim de vida de uma ferramenta de usinagem, esta pode ser expressa de várias maneiras:

Através do tempo total de trabalho (fresamento, corte interrompido), percurso de corte (Km), percurso de avanço (mm), volume de material removido, número de peças produzidas, velocidade de corte para um determinado tempo de vida. Ou de uma maneira, que melhor se adaptar ao processo de usinagem usado.

### 2.12.1 - Curva de vida da ferramenta.

As curvas de vida de uma ferramenta são aquelas que apresentam a vida da ferramenta ( $T$ ) (tempo efetivo, tempo total, percurso de corte, percurso de avanço, volume de material removido, etc...) em função da velocidade de corte ( $V_c$ ). Estas curvas fornecem uma estimativa do tempo que uma ferramenta pode trabalhar até que se atinja o nível de desgaste estabelecido (Ferraresi, 1977). Para se obter a curva  $T \times V_c$  de uma ferramenta de corte, é necessário curvas auxiliares que forneçam o desgaste da ferramenta em função do tempo, para várias velocidades de corte, como aquelas apresentadas na Figura 2.13.

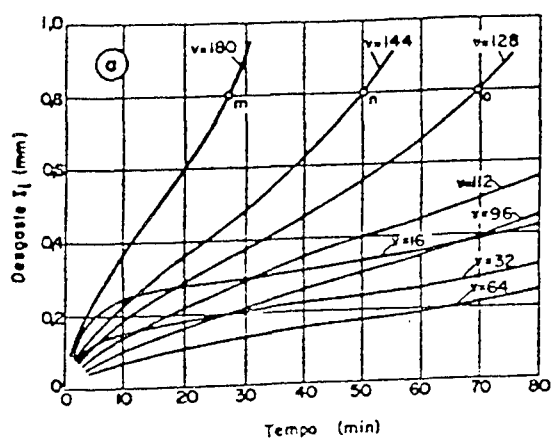


Figura 2.13 - Desgaste de flanco em função do tempo de corte (ASME, 1952).

A Figura 2.14 ilustra a obtenção da curva de vida da ferramenta  $T \times V_c$ , após adotado um critério de desgaste para as curvas da Figura 2.13. Através das curvas de vida pode-se obter a velocidade de corte  $V_c$  para uma determinada vida (por exemplo, para  $T = 60$  min obtém-se  $V_c = 135$  m/min, de acordo com a Figura 2.13). Velocidades como estas servem



como índice comparativo para medir a usinabilidade relativa de diferentes pares ferramenta-peças. Para velocidades de corte elevadas, este gráfico quando representado em escala dilogarítmica, se aproxima de uma reta, tal qual mostra a Figura 2.15.

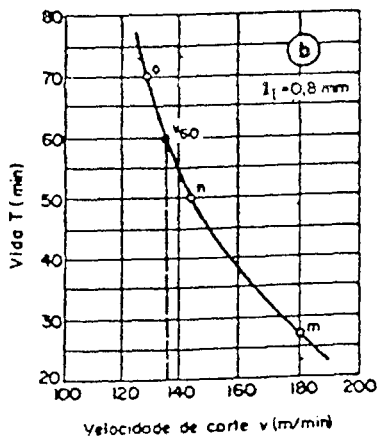


Figura 2.14 - Determinação da curva de vida da ferramenta, para o critério de fim de vida  $VB = 0,8\text{mm}$ , e dados da figura 2.13 (ASME, 1952).

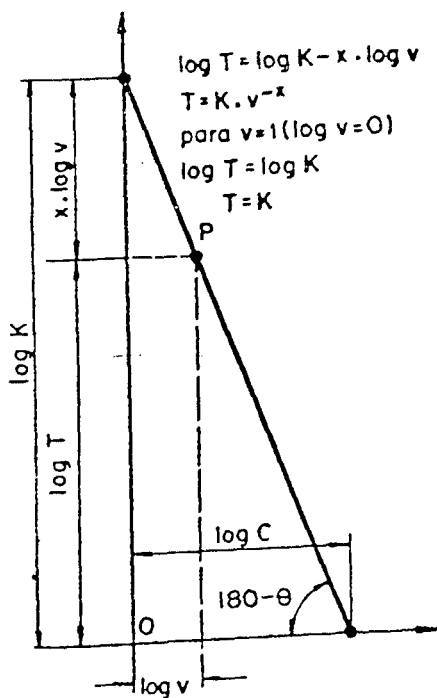


Figura 2.15 - Representação esquemática em escalas dilogarítmicas da curva de vida da ferramenta (ASME, 1952).

As curvas de vida podem ser conseguidas de modo análogo através da medição do desgaste de cratera, rugosidade superficial e etc. Para a curva da Figura 2.15, tem-se a expressão:

$$\log T = \log K - x \cdot \log V_c$$

(1)

onde:

$x$  = coeficiente angular da reta.

$K$  = Vida da ferramenta para uma velocidade de 1m/min.

A expressão acima pode ser escrita da forma:

$$T = K * Vc^{-x} \quad (2)$$

que é conhecida como equação de Taylor e representa o tempo de vida de uma ferramenta, para determinada velocidade de corte.

As velocidades de corte obtidas pela equação de Taylor, podem ser usadas na otimização de um processo de usinagem (Boothroyd, 1981). No entanto, a equação 2 não é tão completa pois sabe-se que outros parâmetros de corte e não apenas  $Vc$ , irão influenciar na vida da ferramenta. Existe então, a equação expandida de Taylor que leva em consideração não só a velocidade de corte ( $Vc$ ) mas também, o avanço ( $f$ ), a profundidade de corte ( $ap$ ) e o desgaste que pode ser o de flanco ( $V_B$ ), o de cratera  $KT$ , ou outro parâmetro de desgaste, onde, a equação é apresentada da seguinte forma:

$$T = K * Vc^A * f^B * ap^C * VB^D \quad (3)$$

Onde:

$A, B, C$  e  $D$  - Coeficientes

$K$  - Constante

$Vc$  - Velocidade de corte (m/min)

$f$  - Avanço (mm/volta/dente)

$ap$  - Profundidade de corte (mm)

$V_B$  - Desgaste de flanco (mm)

São vários os fatores que afetam os coeficientes desta equação. A Tabela 2.1 sumariza os principais fatores relativos à peça, ferramenta, fluido de corte e máquina ferramenta (Machado, 1993).

**Tabela 2.1** - Principais fatores que influenciam os parâmetros da equação de Taylor (Machado, 1993).

Quanto a peça	Quanto a ferramenta	Quanto ao fluido de corte	Quanto a máquina ferramenta
.Composição química	.Composição	.Propriedades refrigerantes	.Tipo de máquina
.Tamanho de grão	.Tratamento térmico	.Propriedades lubrificantes	.Rigidez
.Fusão e processo de fundição	.Dureza e resistência ao desgaste	.Forma de aplicação	.Avanço
.Fabricação fundido, forjado, laminado, trefilado -	.Tenacidade	.Vazão	.Profundidade
.Tratamento térmico recozido, temperado, normalizado, outros			.Velocidade de corte
.Propriedades res. a tração, dureza, ductilidade			
.Dimensões			
.Forma			
.Microestrutura			

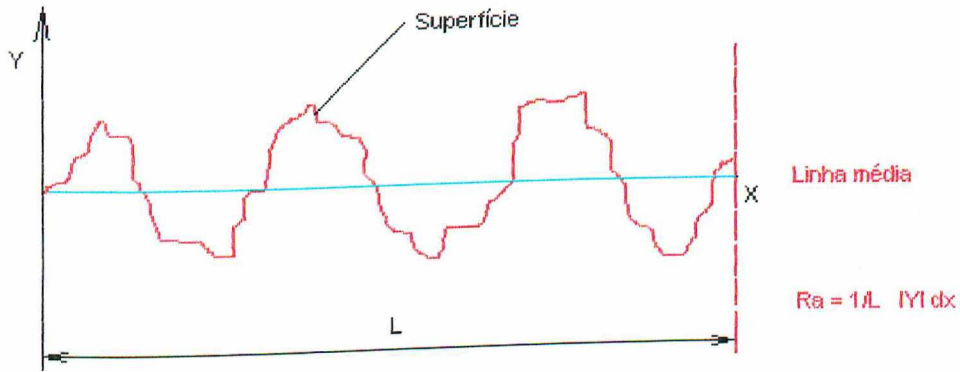
### 2.13 - Integridade superficial da peça

O termo integridade superficial pode ser dividido em acabamento superficial e alterações sub-superficiais.

O acabamento superficial é um fator muito importante para operações de usinagem, pois esta relacionado com o controle final da forma da peça. Ele pode ser determinado pela medição de alguns parâmetros. Entre estes, o mais importante é o parâmetro "Ra" (Figura

2.16). Ele é obtido medindo-se os desvios dos picos e vales em relação a uma linha de centro. Esta linha de centro é tal que a área abaixo é igual a área acima do traço do perfil. Assim:

$$Ra = \frac{h_1 + h_2 + h_3 + \dots + h_n}{n}$$



**Figura 2.16** - Parâmetro Ra para medir o acabamento superficial.

A rugosidade é formada por irregularidades geradas pela ação da ferramenta na superfície da peça devido a combinação do movimento de corte e de avanço, e a qualidade do acabamento superficial desta peça usinada irá depender da geometria da ferramenta, das condições de corte (considerando também formação ou não de APC), comportamento dinâmico da máquina e materiais da ferramenta e peça. Comumente, o acabamento superficial, mais especificamente a rugosidade, é menor quando as vibrações geradas durante o processo de corte, devido aos esforços mecânicos são baixas. O controle da rugosidade superficial tem sido umas das fontes de trabalhos científicos para estudiosos. Alguns pesquisadores Jiang e Xu (1987) e Akihiko e Fujita (1989), tem estudado a correlação entre vibração e vida da ferramenta. O monitoramento da vibração das ferramentas para controle de desgaste pode ser aplicado também ao controle da rugosidade e portanto pode-se estabelecer o fim de vida da ferramenta baseado na qualidade da superfície gerada (Bonifácio e Diniz, 1994).

Segundo Showckry (1982), geralmente consegue-se razoável rugosidade combinando-se pequenos avanços e altas velocidades de corte. Com relação a influência exercida pelo desgaste de flanco na rugosidade superficial, Bonifácio e Diniz (1994), afirmam que após um pequeno tempo de usinagem a rugosidade diminui e quando o desgaste de flanco está em um estágio avançado, a rugosidade tende a aumentar consideravelmente, observações também feitas por Sudaram e Lambert (1979). Segundo estes estudiosos isto

ocorre pois após um pequeno tempo de corte as arestas de corte são de certa forma arredondadas melhorando o acabamento superficial e neste estágio o desgaste de flanco não é suficiente para prejudicar a rugosidade. Passando-se o tempo, o desgaste de flanco eleva-se a níveis consideráveis, passando então a prejudicar a rugosidade.

É fato, que em condições onde tem-se uma APC principalmente se esta é instável, o acabamento superficial das peças usinadas pode ser comprometido, e que o emprego do fluido de corte pode melhorar o acabamento nestas condições, reduzindo as dimensões ou dando uma maior estabilidade à APC.

Jamar e Dudek (1967), investigaram a influência do fluido de corte no acabamento superficial do aço SAE 1018 em larga faixa de velocidades, avanços e profundidades de corte com ferramentas de aço rápido. Verificou-se que o uso ou não de fluido de corte, pouco influenciou na rugosidade superficial, dentro das condições práticas frequentemente empregadas em usinagem. Deve-se salientar, que a ferramenta de corte nestes testes era substituída antes de apresentar um desgaste significativo.

Estes pesquisadores observaram alguma eficiência do fluido em baixas velocidades de corte, enquanto que, para algumas condições e combinações de parâmetros de corte, a utilização do fluido, aumentou a rugosidade superficial do material.

## 2.14 - Temperatura de corte

Durante o processo de corte dos metais, verifica-se experimentalmente que os trabalhos provenientes da deformação da raiz do cavaco, do atrito entre cavaco e ferramenta e do atrito entre peça e ferramenta são transformados em calor. Conhecer profundamente estes efeitos que influenciam na geração de calor e na distribuição de temperatura na ferramenta e na peça é de suma importância e possibilitam um melhor domínio do processo de usinagem podendo-se desta forma propor soluções para muitos problemas de ordem técnica e econômica.

O calor é gerado por trabalho para deformar plasticamente o material da peça em três regiões:

- I - Zona de cisalhamento primário (entre a peça e o cavaco)
- II - Zona de cisalhamento secundário (entre o cavaco e a ferramenta)
- III - Na interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

A geração de calor na terceira zona citada só terá importância relativa, se o ângulo de folga for pequeno ou se a ferramenta atingir um desgaste de flanco significativo. O calor gerado no plano de cisalhamento primário tem pouca relevância no desgaste e vida das ferramentas, pois a maior parte deste é dissipado pelo cavaco e uma outra parcela se dissipa para a peça. Boothroyd (1981) desenvolveu uma equação para cálculo do calor gerado no plano de cisalhamento primário, que possui pouca influência no desgaste da ferramenta pois, é dissipado em sua maior parte pela peça e principalmente pelo cavaco.

As temperaturas desenvolvidas na superfície da ferramenta são ocasionadas pelo calor gerado na zona de cisalhamento secundário, ou seja, nas regiões de aderência e escorregamento, sendo que o calor gerado na primeira região pode ser considerado como principal (Trent, 1984). Estas temperaturas aumentam com o acréscimo da velocidade de corte e portanto dependem da quantidade de material que passa pela zona de fluxo e do trabalho necessário para cisalhar este material. O trabalho responsável pela deformação plástica depende das propriedades do material cortado e estas propriedades por sua vez dependem fortemente das temperaturas desenvolvidas, formando assim um elo entre geração de calor, propriedades do material e temperatura.

#### **2.14.1 - Medida da temperatura**

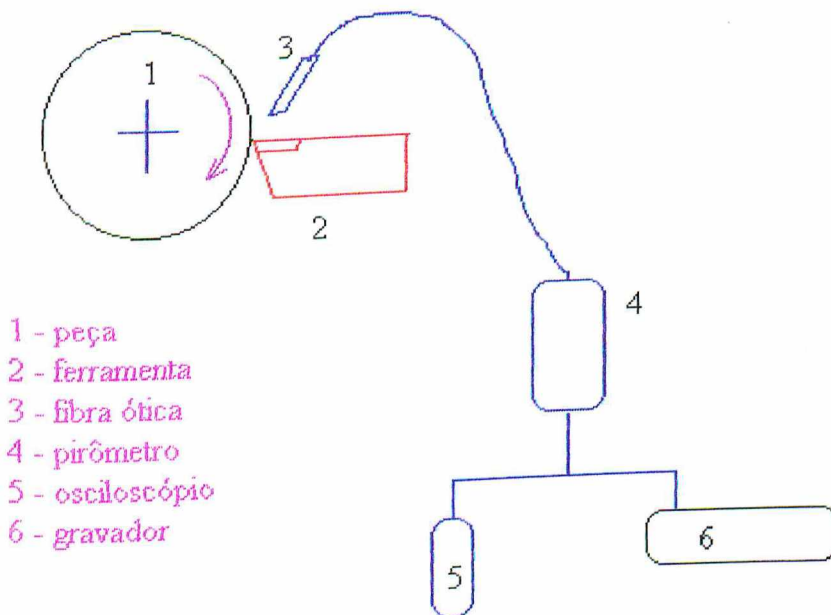
##### **Inserção de Termopares na Ferramenta de Corte**

Esta técnica é utilizada para medir a temperatura da ferramenta de corte através de termopares inseridos no interior desta. Assim, este método mede a temperatura pelo contato físico do termopar com a ferramenta. Observa-se, entretanto que a fonte de calor se localiza na interface ferramenta\ peça\ cavaco, e que é impossível posicionar termopares nestas regiões. As desvantagens desta técnica estão relacionadas à dificuldade de instalação de termopares em função das pequenas dimensões da ferramenta e também quanto a imprecisão das medidas.

##### **Sensores Ópticos**

O uso de sensores ópticos (ver Figura 2.17), permite a estimação da temperatura superficial de um corpo através da observação da sua coloração quando exposto a altas

temperaturas. Os pirômetros ou termômetros infravermelhos medem a temperatura sem o contato direto com a fonte de calor. O princípio de funcionamento destes dispositivos baseia-se na medição da radiação térmica pelo corpo através da emissividade térmica. Esta técnica foi usada para medir a temperatura superficial por Lin et al. (1992) durante operações de usinagem. Este método tem a vantagem de ser bastante prático e apresentar uma resposta muito rápida. Uma desvantagem deste método é que os resultados obtidos na medição não são pontuais, uma vez que representam a área de abrangência ou área de sensibilidade de medição. Uma outra desvantagem é que a medição das temperaturas quando do uso de fluidos de corte fica prejudicada, pois o fluido altera a emissividade.



**Figura 2.17** -Aparato experimental para medição das temperaturas de corte, Lin et al(1992).

### Método do Termopar Ferramenta-Peça

Esta técnica (que é o método utilizado neste trabalho) considera o efeito termopar na interface ferramenta-peça. Deste modo, uma vez que a peça e a ferramenta são constituídos de materiais diferentes, a diferença de potencial entre eles é proporcional à temperatura na interface.

Este método apresenta dificuldades que residem nas características do par termoelétrico ferramenta-peça, uma vez que os materiais da ferramenta e da peça não são ideais para construção do termopar. A temperatura medida é a média na interface cavaco-ferramenta, portanto não apresentam valores de temperatura máxima, e muito menos as

isotermas. O método exige ainda uma calibração individual para cada par ferramenta-peça utilizado (Trent, 1984).

Este método é o mais utilizado em pesquisa, pois é considerado o mais preciso para se determinar as temperaturas médias na interface cavaco-ferramenta.

#### **2.14.2 - Outras técnicas para medir temperatura de corte**

Trent (1984) e Wright (1973) utilizaram o método da microdureza e metalografia. Este primeiro pesquisador determinou a distribuição de temperatura numa seção transversal a aresta principal de corte de uma ferramenta de aço rápido após usinar aço baixo carbono.

Dearnley (1983) desenvolveu uma técnica similar que permitia medir o gradiente de temperatura em ferramenta de metal duro, adicionando-se ferro ao invés de cobalto na composição da ferramenta e diferentes quantidades de Silício que alteravam as temperaturas de austenitização do Ferro.

Dentre as diversas técnicas utilizadas para se estudar a distribuição de temperatura resultante da ação do corte dos materiais no processo de usinagem, existem também as analíticas e numéricas, como é o caso do método de solução analítica da equação da difusão que apresenta resultados bastante precisos quando comparados a dados experimentais. Para se obter analiticamente a solução da equação da difusão é necessário que se conheça as condições de contorno do problema.

O método dos elementos finitos é uma das técnicas numéricas mais utilizadas para a obtenção da equação da difusão para corpos com geometria complexa. Entretanto, assim como na solução analítica é necessário que se conheça previamente a distribuição de fluxo de calor superficial.

As técnicas inversas para obtenção da distribuição de temperatura superficial tem mostrado ser uma poderosa ferramenta em problemas onde as condições de contorno não são conhecidas (Lima, 1996).

#### **2.15 - Potência de corte**

As potências necessárias durante as operações de usinagem resultam como produto das componentes da força de usinagem pelas respectivas componentes de velocidade, donde:



· Potência de corte -  $N_c$  [cv] - ( $kW = 0,7355 \times cv$ )

$$N_c = \frac{F_c \times V_c}{60 \times 75}$$

$F_c$  em Kgf

$V_c$  em m/min

· Potência de avanço -  $N_f$  [cv] - ( $kW = 0,7355 \times cv$ )

$$N_f = \frac{F_f \times V_f}{1000 \times 60 \times 75}$$

$F_f$  em Kgf

$V_f$  em mm/min

· Potência efetiva de corte -  $N_e$  [cv] - ( $kW = 0,7355 \times cv$ )

$$N_e = N_c + N_f$$

Assim, ao se fazer um estudo a respeito de potência de corte em usinagem, mais especificamente no fresamento, é de fundamental importância, para um melhor entendimento, descrever a respeito da força específica de corte. Esta é um importante fator, que estabelece a potência necessária para uma operação de fresamento. Ela indica, até certo ponto, um valor para usinabilidade de um dado material (Handbook Sandvik, 1994).

Este fator, força específica de corte, considera a força (tangencial) necessária para se retirar da peça um cavaco de seção transversal de  $1\text{mm}^2$  e obtém-se a força específica de corte ( $K_c$ ), dividindo-se a força de corte ( $F_c$ ) pela área do cavaco não deformado ( $A_d$ ).

Como comparação, para um aço médio carbono, obtém-se valores de força específica de corte próximos a  $2000\text{N/mm}^2$ , enquanto que para ligas de alumínio, obtém-se valores próximos a  $800\text{N/mm}^2$ . A força de usinagem depende do material que está sendo usinado, ou seja, se este oferece maior resistência ao corte e também da facilidade de escoamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta. De acordo com Trent (1984), as forças de usinagem dependem de dois fatores:

- Limite de resistência do material nos planos de cisalhamento primário e secundário (interface cavaco-ferramenta).

- Áreas destes dois planos.

Portanto, qualquer variação dos parâmetros de usinagem que venham a influir nos fatores acima, modificam as forças de corte e conseqüentemente a potência de corte.

Para melhor entender como as forças de corte atuam na cunha de corte, o corte ortogonal deve ser considerado e utiliza-se o círculo de Merchant, mostrado na figura 2.18. Através da análise deste, verificamos a presença distinta de dois grupos de forças:

- Forças provenientes da ação da ferramenta sobre a superfície inferior da cunha do cavaco, cuja resultante é  $F_u$ .

- Forças provenientes da ação da peça sobre o plano de cisalhamento primário, cuja resultante é  $F_u'$ .

Para estas considerações, admite-se que a cunha de corte é indeformável, ou para manter o equilíbrio:

$$F_u + F_u' = 0$$

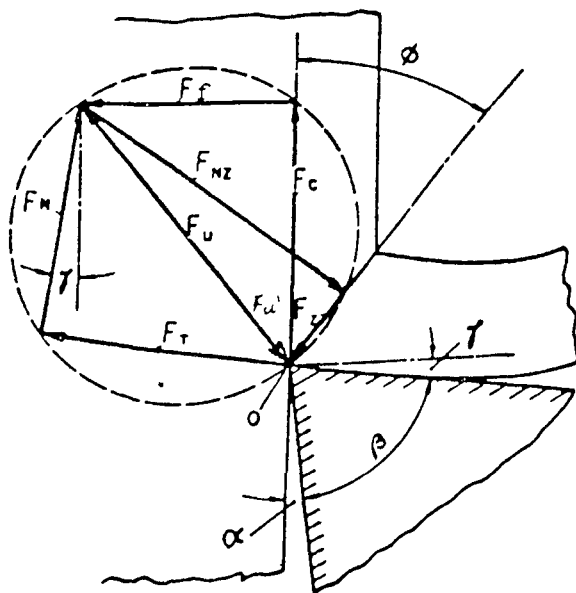


Figura 2.18 - Círculo de Merchant (Merchant, 1945).

## Fatores que influenciam a potência de corte

Com base em resultados experimentais (Machado, 1993; Handbook Sandvik, 1994), podemos observar a influência das seguintes variáveis:

- Material da peça
- Material e geometria da ferramenta
- Velocidade de corte
- Avanço e profundidade de corte
- Estado de afiação da ferramenta
- Uso de fluidos de corte.

### 3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os testes experimentais que serão apresentados neste trabalho foram realizados nos seguintes laboratórios:

- Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU)-DEEME-UFU - Foram realizados os testes de vida da ferramenta (medidas de  $VB_B$  e  $VB_{máx.}$ ) durante o fresamento frontal para determinação da Equação de Taylor, quando se determinou também a Rugosidade  $R_a$  e  $R_{máx.}$  e potência de corte. Os testes de temperatura também foram realizados neste laboratório.
- Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM)-DECIF-UFU - Foram feitas as análises metalográficas e medidas de dureza do aço NB8640 como também análise do desgaste das pastilhas usando-se microscopia eletrônica de varredura.
- Laboratório de Análise Química (LAQ)-DEQ-UFU - Neste laboratório foram controladas as durezas e o pH da água utilizada na formulação dos fluidos de corte usados.

#### 3.1 - Material da peça

Para os testes de vida, potência e acabamento superficial no fresamento frontal, foram utilizados como material da peça, barras de seção quadrada de aço laminado NB8640 com bitola de 110mm. As barras foram gentilmente fornecidas pela AÇOS VILLARES S.A.. A Tabela 3.1 apresenta a composição química deste material de acordo com informação obtida junto ao fabricante.

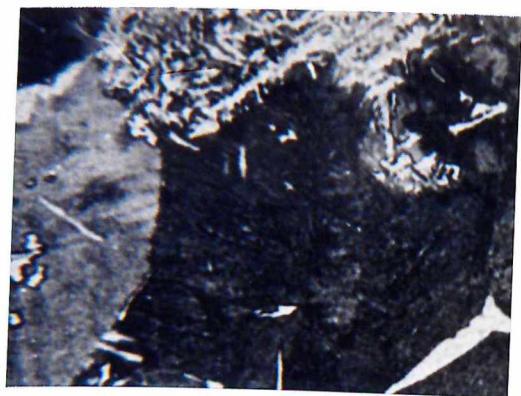
**Tabela 3.1** - Composição química do aço NB 8640.

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	Cu
8640	0,43	0,26	0,81	0,014	0,014	0,47	0,47	0,19	0,019	0,09

As barras foram cortadas, com o uso de serra mecânica alternativa, em tarugos de 490mm de comprimento. Uma amostra do material da barra foi seccionado a fim de se obter a micrografia e dureza. Para levantamento das medidas de dureza Vickers, foi realizado lixamento das amostras com lixas d'água variando de 80 a 600. Após o lixamento foram feitas 15 medidas de dureza em diferentes regiões ao longo da seção transversal da barra, usando-se um durômetro universal Vickers da marca Wolpert, tendo este, um penetrador piramidal de base quadrada, com carga de 40kg aplicada lentamente, durante 30 segundos. Entre as impressões, teve-se o cuidado de que houvesse uma distância maior que 5 vezes o diâmetro da impressão. A média das durezas foi calculada e obteve-se um valor de 299Hv, o que está de acordo com os padrões do fabricante. Posteriormente aos ensaios de dureza houve o processo de preparação e ataque das amostras para obtenção da metalografia do aço NB 8640. A amostra foi novamente lixada, agora até a lixa 1000 e em seguida polida com pasta de diamante nas granulometrias de  $3\mu\text{m}$  e  $0,25\mu\text{m}$ . O ataque da amostra foi então realizado, usando o reagente Nital 2%, seguindo-se a análise metalográfica em microscópio ótico Neophot 21. A Figura 3.1, apresenta duas regiões representativas da microestrutura ao longo de toda a seção transversal do aço NB8640, desde a região mais próxima a extremidade livre, Figura 3.1a, e caminhando em direção ao interior da seção do material, até o seu centro (Figura 3.1b). Como é comum em barras laminadas, a granulação aumenta da periferia para o centro da barra.



(a)



(b)

**Figura 3.1** - Micro-estrutura ao longo da seção transversal do aço NB8640. Em ordem de exposição, (a) e (b), desde a região mais próxima à extremidade livre do material (a), até o centro da peça (b). (Fotos com ampliação de 70 vezes).

### 3.2 - Material da ferramenta

As ferramentas utilizadas durante os ensaios de fresamento foram de metal duro, triplamente revestido com TiN, TiC e TiN, classe P45 - GC235 da Sandvik Coromant, especificação ISO: SEMN 1204 AZ, montadas em uma fresa frontal com capacidade para seis pastilhas intercambiáveis, especificação R260.22-80-15T-MÁX 145 também da Sandvik com 80mm de diâmetro. O conjunto apresenta a seguinte geometria:

- Ângulo de posição  $\chi_r = 45^\circ$  ;
- Ângulo de ponta  $\epsilon_r = 90^\circ$  ;
- Ângulo de inclinação  $\lambda_s = 17^\circ$  ;
- Ângulo de saída  $\gamma_0 = 9^\circ$  ;
- Ângulo de folga  $\alpha_0 = 20^\circ$  .

Para a medição de temperatura de corte, no torneamento, foram usadas, barras de metal duro classe k10. Elas foram retificadas e passaram a apresentar a seguinte geometria:

- Ângulo de posição  $\chi_r = 90^\circ$
- Ângulo de ponta  $\epsilon_r = 75^\circ$
- Ângulo de inclinação  $\lambda_s = 0^\circ$
- Ângulo de saída  $\gamma_0 = 6^\circ$
- Ângulo de folga  $\alpha_0 = 6^\circ$

### 3.3 - Fluidos de corte

Diversos fluidos com composições e características distintas (Anexo I) foram testados em condições idênticas de corte para efeito comparativo. As diferentes condições de refrigeração/lubrificação, repetidas em cada uma das etapas foram:

I - Seco, isto é, sem o uso de fluidos de corte

**II - Óleo solúvel convencional leitoso 5%** - Usou-se um fluido de corte solúvel convencional leitoso, onde este apresentou composição química contendo 90% de óleo lubrificante mineral e 10% de aditivos (emulsificadores, anticorrosivos, agentes acopladores, antiespumantes, bioestabilizadores, antioxidantes), adicionados à água na concentração de 5%.

**III- Semi-sintético 5%** - Foi utilizado um fluido de corte semi-sintético, apresentando em sua composição 50% de óleo mineral e 50% de aditivos (idênticos aos aditivos especificados no item anterior mais a adição de bactericidas), adicionado à água na concentração de 5%.

**IV - Sintético com EP de alta performance 5%** - Foi usado um fluido de corte sintético EP de alta performance, apresentando em sua composição 50% de água, 20% de poliglicol, 30% de aditivos, (EP, anticorrosivo, passivador de metais, fungicida e polímero) adicionados à água na concentração de 5%.

**V - Sintético com EP de alta performance 10%** - Mesmo fluido da condição IV, mas na concentração de 10%.

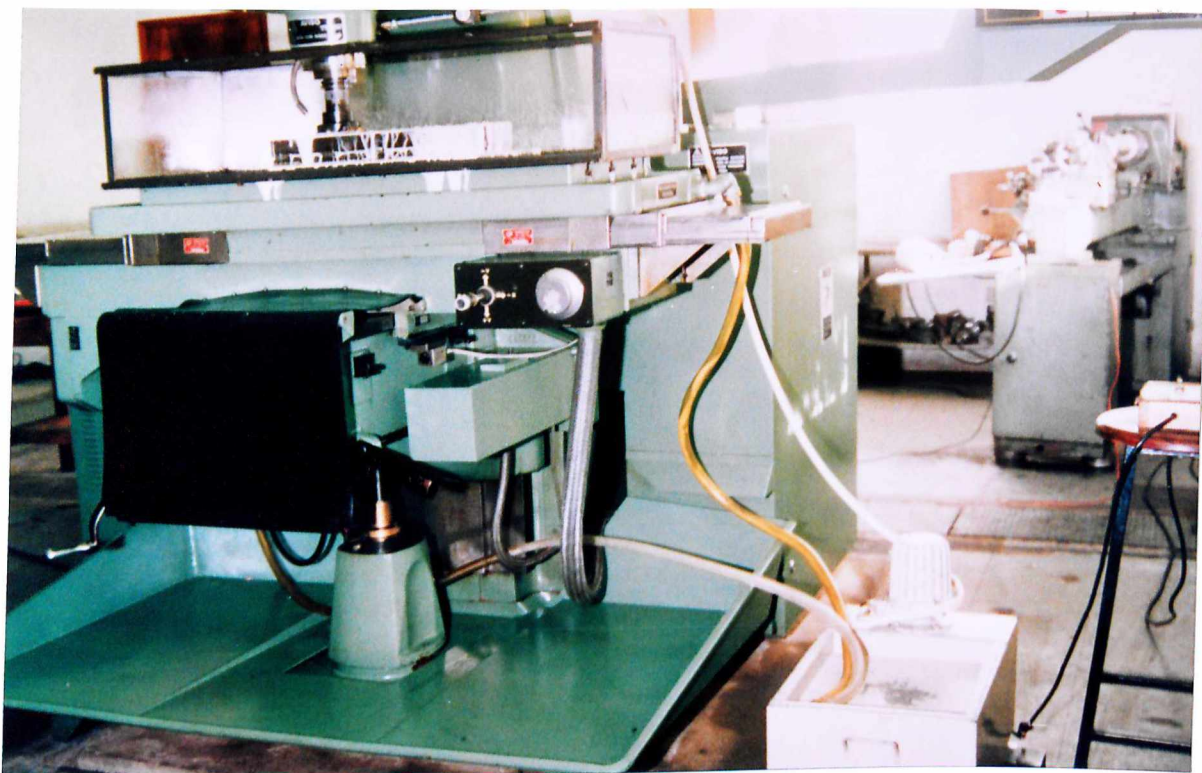
A Tabela 3.2 resume as 5 condições de refrigeração/lubrificação, investigadas neste trabalho.

**Tabela 3.2** - Resumo das 5 condições de refrigeração/lubrificação utilizadas.

Condição de Lubrificação/Refrigeração	Caracterização
1	Seco
2	Solúvel 5%
3	S.Sintético 5%
4	Sintético 5%
5	Sintético 10%

Em todos os testes realizados, controlou-se a concentração dos fluidos de corte com o auxílio de um refractômetro ATAGO N1.

O reservatório de fluido de corte da fresadora Romi Interact IV, se encontra alojado em local de difícil acesso, para eventuais necessidades de limpeza, troca e manutenção do fluido. Portanto, foi necessário o uso de um sistema (reservatório e conjunto moto-bomba) adaptativo auxiliar de alimentação de fluido a região de corte. A montagem deste sistema pode ser visto na Figura 3.2.



**Figura 3.2** - Montagem do sistema de alimentação de fluido de corte adaptado junto a fresadora ROMI INTERACT IV.

Ao final de cada teste, o fluido era trocado. Para tanto o reservatório do sistema adaptativo era adequadamente lavado e descontaminado antes que o novo fluido fosse preparado no reservatório.

### 3.4 - Equipamentos utilizados

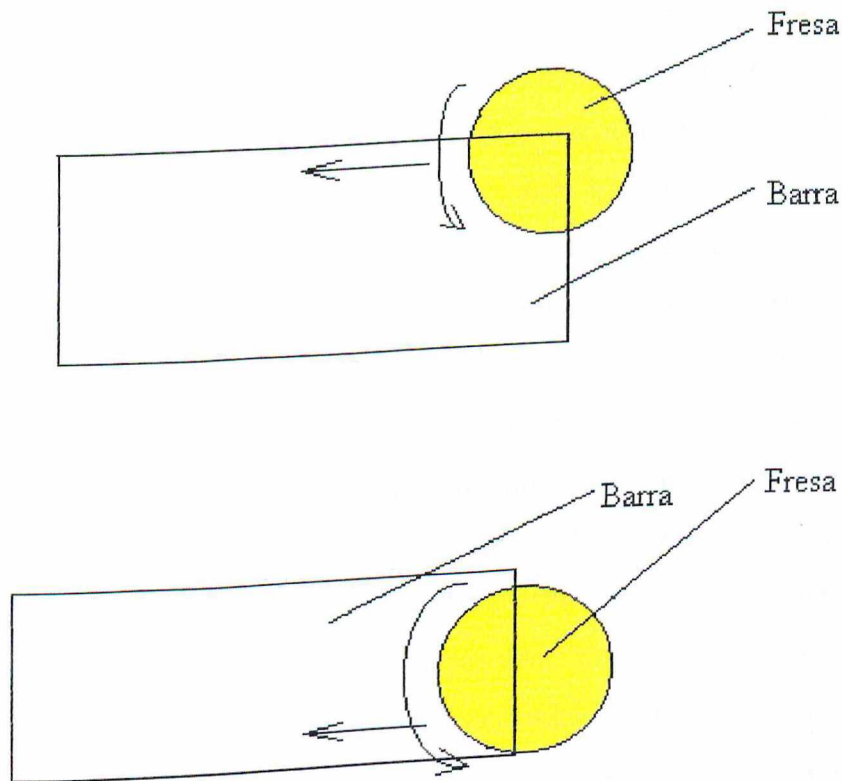
Os testes de vida das ferramentas foram executados em uma Fresadora ROMI INTERACT IV CNC, com 22 CV de potência, com variação contínua de rotação do eixo árvore (40 a 4000rpm) e avanço rápido (0 a 4800mm/min). As barras de aço foram então usinadas sendo que em cada passe retirava-se a metade da largura da barra. Durante os



passes garantia-se sempre a mesma condição de saída da fresa da peça. Podemos ver isto claramente através da Figura 3.3(a e b), que mostra as duas etapas (passes) de corte da barra. O desgaste foi medido utilizando-se um microscópio ferramenteiro desenvolvido no próprio LEPU, exclusivamente projetado para medir desgaste em ferramentas multicortantes com resolução de 0,01mm. Após as medições do desgaste realizadas para cada condição de corte, os resultados eram inseridos em um software desenvolvido no LEPU onde a equação de Taylor expandida era gerada para cada condição.

Os testes de potência de corte no fresamento foram realizados através do uso de um sensor de corrente Hall-Newtronic NW-SC-50, uma placa para aquisição de dados modelo CYRDAS 1602 e um microcomputador para aquisição de dados mod. AT 386.

A rugosidade média  $R_a$  foi medida utilizando-se um Rugosímetro portátil Mitutoyo, tipo Surf test 211.



**Figura 3.3** – Desenho esquemático do fresamento da barra de aço NB8640. (a) Primeiro passe (b) Segundo passe.

Um torno IMOR MAX II 520 - 3 CV de potência no qual foi montado um dispositivo para medição de temperatura pelo método termopar ferramenta-peça foi utilizado nos testes de temperatura. Usou-se aquisição de dados via computador, através de uma placa de aquisição de dados.

de dados CYRDAS 1602 e um software também desenvolvido no LEPU. O microcomputador usado foi um AT 386. A calibração do termopar ferramenta-peça foi realizada previamente em um forno FA-IV EDG, seguindo uma metodologia já descrita em outra aplicação (Motta, 1994).

### 3.5 - Teste de vida da ferramenta.

Este teste tem por objetivo básico investigar a influência dos fluidos de corte na vida da ferramenta. Para determinação dos coeficientes da equação de Taylor, utilizou-se um método para otimização automática de parâmetros de usinagem elaborado por dos Santos (1996). Este processo de otimização automática de parâmetros, do ponto de vista estatístico, gera o melhor conjunto de variáveis de corte para ser utilizado em ensaios para o ajuste dos coeficientes da equação de Taylor em um determinado procedimento de usinagem. dos Santos (1996) e Lourenço (1996) comprovaram a eficácia deste método em trabalho, o primeiro usinando aço NB1045 e o segundo, aço inoxidável austenítico 304 e 304 modificado. Resumidamente, o programa funciona da seguinte maneira:

Após receber os intervalos de valores máximos e mínimos das condições de corte ( $V_c$ ,  $f_z$  e  $ap$ ), obtidos do catálogo do fabricante das ferramentas (de preferência), o programa gera quatro condições de corte iniciais, para serem utilizadas nos quatro primeiros testes. Estas condições são geradas através de um processo de busca exaustivo de 5000 combinações dos parâmetros, baseado na minimização do número de condicionamento (NC) da matriz de sensibilidade. Os testes são realizados e os resultados das diversas medições de desgaste ( $VB$  ou  $VB_{máx.}$ ,  $VN$  ou  $KT$ ), em vários intervalos de tempo, para cada ensaio, são usados para estimar os coeficientes da equação expandida de Taylor e os respectivos desvios padrões e erros baseados nos valores calculados e medidos. Caso os resultados sejam satisfatórios, finaliza-se o experimento. Caso contrário, um novo conjunto de parâmetros de corte (nova condição de corte) são gerados, sempre baseados na minimização do número de condicionamento, NC, para serem usados em um quinto ensaio. Com os resultados, novos coeficientes são gerados, e novos desvios e erros são calculados. Se os resultados ainda não forem satisfatórios, repete-se o processo quantas vezes forem necessárias. Neste trabalho, foram utilizados, os seguintes valores de condições de corte máximas e mínimas, obtidos considerando sugestões do catálogo do fabricante da ferramenta.

Velocidade de corte (m/min)		Avanço (mm/dente)		Profundidade de corte (mm)	
$V_{c_{\min.}}=100$	$V_{c_{\max.}}=220$	$fz_{\min.}=0.1$	$fz_{\max.}=0.25$	$ap_{\min.}=1.0$	$ap_{\max.}=2.5$

As 4 primeiras condições de corte geradas pelo programa de otimização de parâmetros e utilizadas durante o ensaio são mostradas na Tabela 3.3 para todas as condições de refrigeração/lubrificação adotadas.

**Tabela 3.3** - 4 primeiras condições de corte geradas pelo programa de otimização, para todas as condições de refrigeração/lubrificação.

Teste	$V_c$ (m/min)	$fz$ (mm/rev)	$ap$ (mm)
1	104	0.23	1.52
2	191	0.15	2.22
3	205	0.13	1.78
4	110	0.12	2.25

A partir destas quatro condições de corte iniciais, eram geradas individualmente para cada condição de refrigeração/lubrificação, novas condições de corte. Encerrava-se os testes para uma dada condição quando o erro médio gerado estivesse estabilizado. Estes valores de erro médio, gerados para condição de corte podem ser vistos no anexo III. Nas Tabelas 3.4 a 3.8, podem ser vistas as novas condições de corte geradas, a partir da quarta condição de corte para todas as condições de lubrificação/refrigeração testadas.

**Tabela 3.4** - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para a condição à seco.

Teste	$V_c$ (m/min)	$fz$ (mm/rev)	$ap$ (mm)
5	107	0.14	2.00
6	107	0.14	1.93
7	154	0.25	1.48
8	152	0.12	1.10

**Tabela 3.5** - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o óleo solúvel 5%.

Teste	Vc (m/min)	fz (mm/rev)	ap (mm)
5	102	0.17	1.86
6	151	0.25	2.07
7	151	0.21	0.14

**Tabela 3.6** - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido semi-sintético 5%.

Teste	Vc (m/min)	fz (mm/rev)	ap (mm)
5	100	0.16	1.91
6	100	0.14	2.01

**Tabela 3.7** - Condições de corte geradas após a quarta condição, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido sintético 5%.

Teste	Vc (m/min)	fz (mm/rev)	ap (mm)
5	101	0.19	1.77
6	100	0.20	1.78

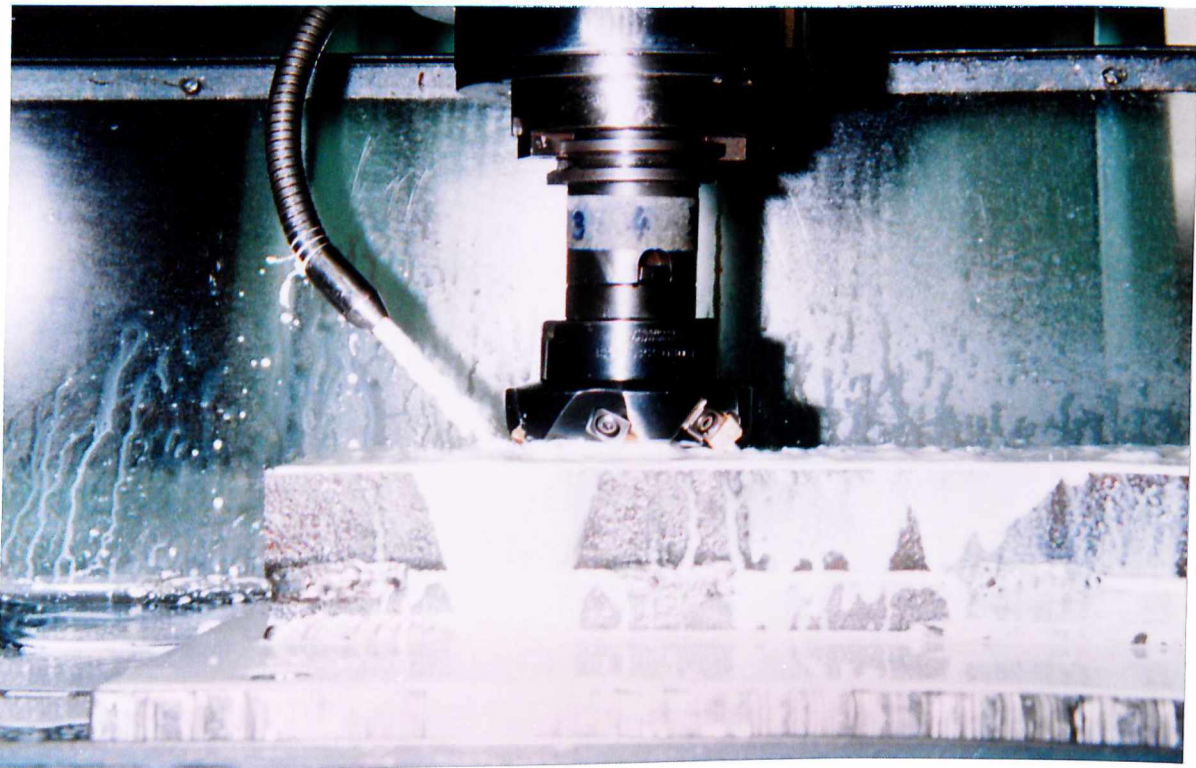
**Tabela 3.8** - Condições de corte geradas, para obtenção da equação expandida de Taylor, para o fluido sintético 10%.

Teste	Vc (m/min)	fz (mm/rev)	ap (mm)
5	100	0.15	2.00

As quatro primeiras condições de corte mostradas na Tabela 3.3 são as mesmas para todos os ensaios realizados. Isto ocorreu porque as condições de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte máximos e mínimos foram as mesmas para a condição de usinagem à seco e com os vários fluidos de corte. Este fato permitiu que as comparações de desgaste,

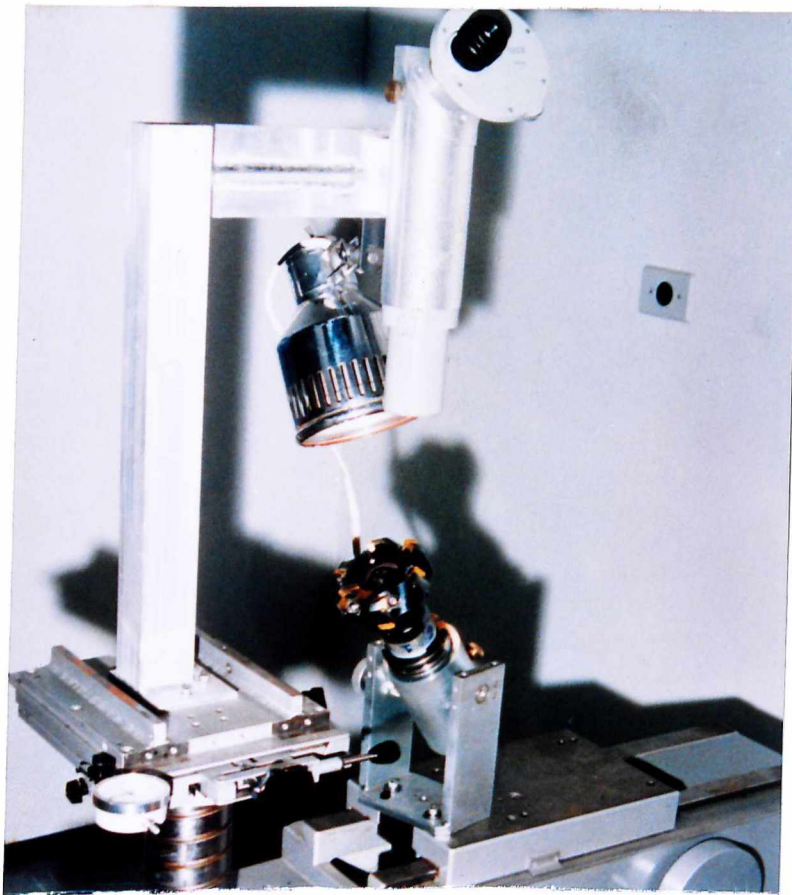
potência consumida e do acabamento superficial fossem realizados em idênticas condições de corte.

De posse destas condições de corte, os ensaios de vida foram realizados. As barras foram soldadas em uma chapa e esta parafusada à mesa da fresadora para se obter um sistema de fixação rígido. A Figura 3.4 apresenta detalhe do corpo de prova montado na mesa da fresadora.



**Figura 3.4** - Corpo de prova fixado à mesa da fresadora.

Para obtenção das medidas de desgaste utilizou-se microscópio ferramenteiro, que devido as suas características, tal qual mostrado na Figura 3.5, possibilita a não retirada das pastilhas de seus respectivos alojamentos na fresa para medição do desgaste, o que proporciona maior rapidez e evita possíveis variações nas larguras de corte,  $b$ , a cada vez que se medisse o desgaste.

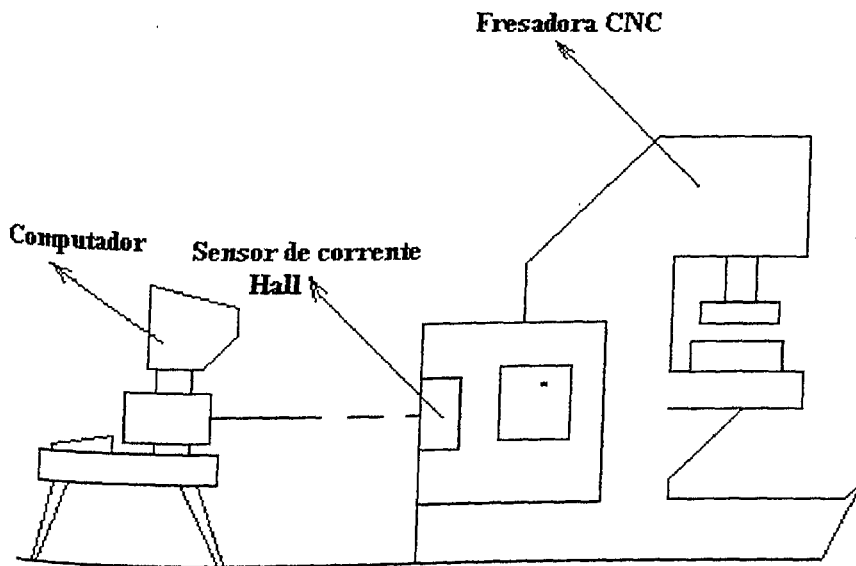


**Figura 3.5** - Microscópio ferramenteiro usado para medida do desgaste nas ferramentas.

A medida do desgaste das pastilhas foi realizada em intervalos de tempo que variaram de acordo com a severidade dos testes. O parâmetro utilizado como critério de fim de vida foi o desgaste de flanco máximo  $V_{B\text{máx.}} = 0,7\text{mm}$  ou seja, quando qualquer uma das pastilhas utilizadas durante o corte apresentasse desgaste de flanco máximo superior ao valor limite, de  $0,7\text{mm}$ , o teste estaria encerrado. Utilizou-se este parâmetro pois foi o que predominou em todos os testes.

### 3.6 - Potência de corte

Para medição de potência de corte, foi utilizado um medidor de corrente por efeito Hall através do qual passa o fio de alimentação do motor responsável pela rotação da fresa, conforme pode ser visto na Figura 3.6.



**Figura 3.6** – Desenho esquemático do sistema de aquisição de potência.

Utilizando-se uma placa de aquisição de dados e um programa desenvolvido no (LEPU), foi possível a medição da potência de corte medindo-se a corrente elétrica do motor e assumindo a tensão como constante. Sistema similar foi utilizado por Braga et al (1993) na qual foi monitorado a corrente dos motores de uma máquina-ferramenta para estabelecer indiretamente o momento da troca da ferramenta em operações de torneamento. Para aquisição da potência de corte procedia-se da seguinte maneira: Primeiramente entrava-se com os parâmetros de corte no programa computacional, a partir de então, o eixo árvore da máquina era posto a girar em vazio. Posteriormente, acionava-se o programa para que este fizesse a aquisição da potência necessária para girar o eixo árvore da máquina, para uma dada velocidade selecionada. Esta potência medida era armazenada no programa e era tida como potência de referência. Após esta etapa, iniciava-se o corte do metal e durante este período o programa computacional monitorava a potência requerida pela máquina. A base de cálculo do programa considerava a diferença entre a potência necessária para cortar o metal e a potência de referência e assim obtíamos a potência de corte. Procedimento igual a este foi realizado durante todos os testes de vida, porém apenas os resultados dos 4 primeiros testes foram considerados para comparação, por usarem as mesmas condições de corte em todas as condições de lubrificação/refrigeração testadas.

### 3.7 - Rugosidade

A cada parada para observar a evolução do desgaste de flanco media-se também os parâmetros Ra da rugosidade em três pontos do corpo de prova, conforme Figura 3.7, sendo que uma medição era realizada perto de cada extremidade e outra no centro da barra e em seguida, retirava-se a média das três medições. A medição da rugosidade superficial foi realizada em um cut-off de valor 0,8mm. Apenas os resultados das 4 primeiras condições de corte testadas foram consideradas para comparações, pelos motivos citados no ítem anterior.

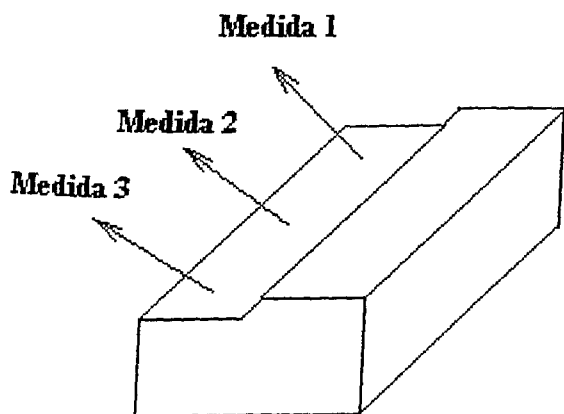


Figura 3.7 – Regiões indicadas para medidas do acabamento superficial na peça.

### 3.8 - Temperatura de corte

Como citado anteriormente, os testes de temperatura de corte foram realizados durante o torneamento contínuo. As condições de corte utilizadas para todas as condições de refrigeração/lubrificação e usinagem a seco, são mostradas na Tabela 3.9. Os ensaios de medição de temperatura foram realizados com o objetivo de investigar a capacidade refrigerante de cada fluido testado e fornecer subsídios que, juntamente com os demais resultados encontrados nos testes anteriores, possam ser analisados, confrontados, discutidos e que possibilitem avaliar qualitativamente a performance de cada fluido testado. Trabalho similar foi realizado por Motta (1994), onde este verificou a capacidade de refrigeração de vários fluidos de corte durante o torneamento dos aços NB 8640 e NB 1020.



**Tabela 3.9** - Condições de corte utilizadas para os testes de temperatura de corte no torneamento do aço NB1020.

Velocidade de Corte (mm/min)	Avanço (mm/rev)	Profundidade de Corte (mm)
49, 62, 99, 124, 156, 187	0.11	0.5

Durante a realização do presente trabalho, os testes de temperatura foram realizados usinando-se o aço NB1020, utilizando-se a curva de calibração obtida por Motta em trabalho anterior. Empregou-se um medidor de temperatura (Fernandes, 1993), fundamentado no princípio de funcionamento dos termopares, cujo par de materiais constituintes deste termopar, são os da peça e da ferramenta. O dispositivo mede a temperatura média na região de contato cavaco-ferramenta, que funciona como junta quente. O circuito é montado de tal forma que a junta fria opere à temperatura ambiente. Considerando que a peça esta sempre em movimento, utiliza-se um reservatório de mercúrio que contribui para fechar o circuito elétrico que se forma quando o material é usinado. O sinal da f.e.m. gerada foi amplificado em 10.33 vezes para o caso específico deste trabalho e posteriormente lido em uma placa de aquisição de dados acoplada a um microcomputador AT 386 dotado de um programa para leitura do sinal e transformação do valor em milivolt para graus Celsius, através da curva de calibração. A representação esquemática da montagem experimental, utilizada para medir temperatura de corte pode ser vista na Figura 3.8.

Neste sistema a peça, a ferramenta e o porta ferramenta tem necessariamente que ser isolados do torno e o cavaco não deve encostar no torno para que não se perca o sinal elétrico.

Devido as características do sistema de medição de temperatura, não foi possível empregar o mesmo inserto utilizado nos demais ensaios (vida da ferramenta, força de corte e acabamento superficial), nos testes de temperatura. Foi utilizado uma barra de metal duro classe K10, por ser a única disponível no mercado, com características requeridas para a execução dos testes.

A aquisição dos sinais começavam após um período de aproximadamente 10 segundos a contar do início do teste e prosseguia por um período de 5 segundos a uma taxa de aquisição de um ponto a cada 0,05 segundos.

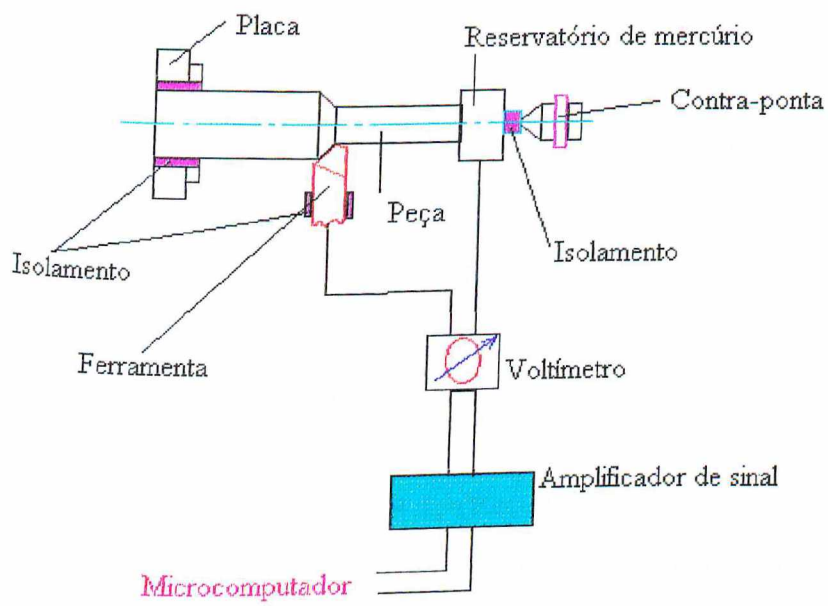


Figura 3.8 – Ilustração da montagem do sistema de aquisição de temperatura de corte.

## 4 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A ordem da apresentação dos resultados segue a ordem apresentada na análise dos mesmos e se justificam por questões didáticas.

### 4.1 - Temperatura de corte

O gráfico da Figura 4.1, (Resultados podem ser vistos nas Tabelas II.1 a II.5, do Anexo II) mostra a variação da temperatura de corte na interface cavaco-ferramenta para várias velocidades de corte durante o torneamento do aço NB 1020 com ferramenta de metal duro K10, quando diferentes condições de refrigeração são utilizadas. Nota-se primeiramente, que a elevação da velocidade de corte acarreta em um aumento da temperatura média na interface cavaco-ferramenta independentemente da condição de refrigeração utilizada. Isto se deve ao aumento da taxa de deformação do material e da geração de calor na zona de fluxo (interface cavaco-ferramenta).

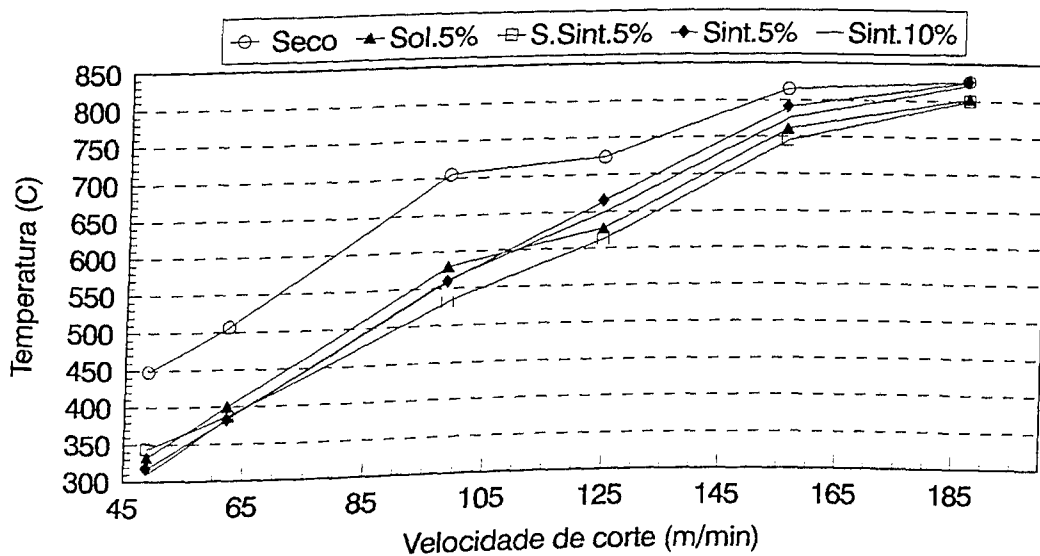


Figura 4.1 - Temperatura de corte em função da velocidade de corte.

O uso dos diversos fluidos de corte reduziu a temperatura média na interface cavaco-ferramenta, pois a condição a seco, dentro do intervalo de velocidade de corte testada,

apresentou maiores temperaturas. Esta redução foi mais acentuada ao longo de todo o campo de velocidades testadas, quando do uso do fluido semi-sintético 5%. Esta diferença chega a ser de 173 °C (705 °C contra 532 °C) na velocidade de corte de 98,5m/min. Nota-se para baixas velocidades que o fluido sintético nas concentrações de 5% e 10% apresentou um poder refrigerante ligeiramente maior que o óleo solúvel 5%. A uma velocidade de corte de aproximadamente 110m/min, nota-se um inversão no comportamento refrigerante desse fluidos, sendo que os fluidos sintéticos 5% e 10%, perdem a capacidade refrigerante em relação ao óleo solúvel. Nota-se ainda que para altas velocidades as diferenças de temperaturas obtidas para todas as condições de lubrificação/refrigeração diminuíram. A velocidades de 185m/min os fluidos tornam-se praticamente ineficientes, apresentando valores de temperaturas próximos daqueles obtidos na condição a seco. Resumindo, para velocidades acima de 110m/min, as maiores temperaturas médias foram obtidas durante os testes sem fluido de corte, seguido pelo fluido sintético 5%, sintético 10%, solúvel 5% e semi-sintético 5%.

#### 4.2 - Potência de corte

Os gráficos das Figuras 4.2 à 4.5 mostram os valores de potência de corte obtidos em função do tempo de corte para as 4 primeiras condições de corte testadas, respectivamente. A partir do 5<sup>o</sup> teste, cada condição de refrigeração/lubrificação utilizava condições de corte individuais, não permitindo portanto, comparações. Constata-se que a potência consumida aumenta com o tempo de corte, isto é, com aumento do desgaste, e este acréscimo é sempre mais acelerado quando utiliza-se os diferentes fluidos de corte do que a condição de usinagem à seco.

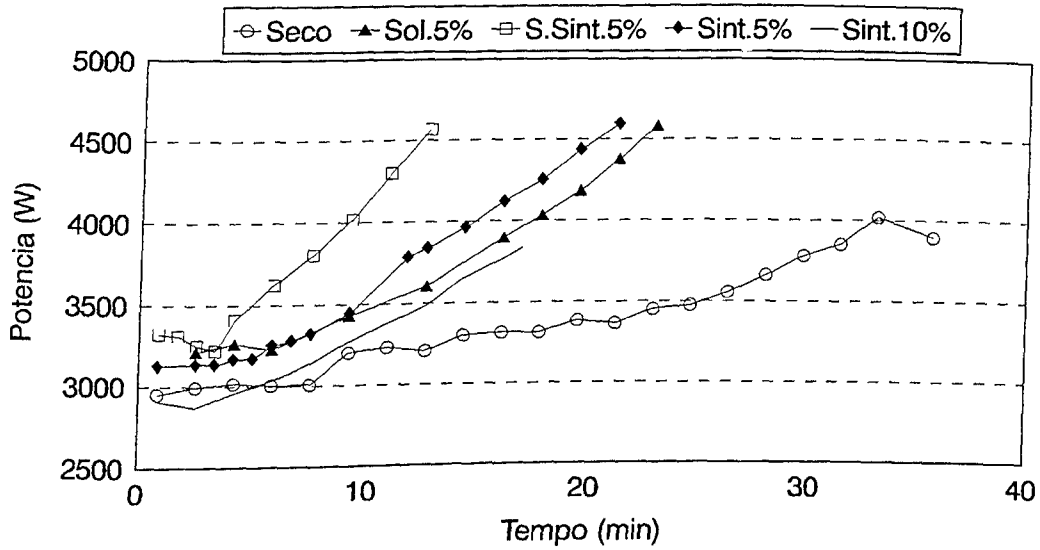


Figura 4.2 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para  $V_c=104\text{m/min}$ ,  $f_z=0,23\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,22\text{mm}$ .

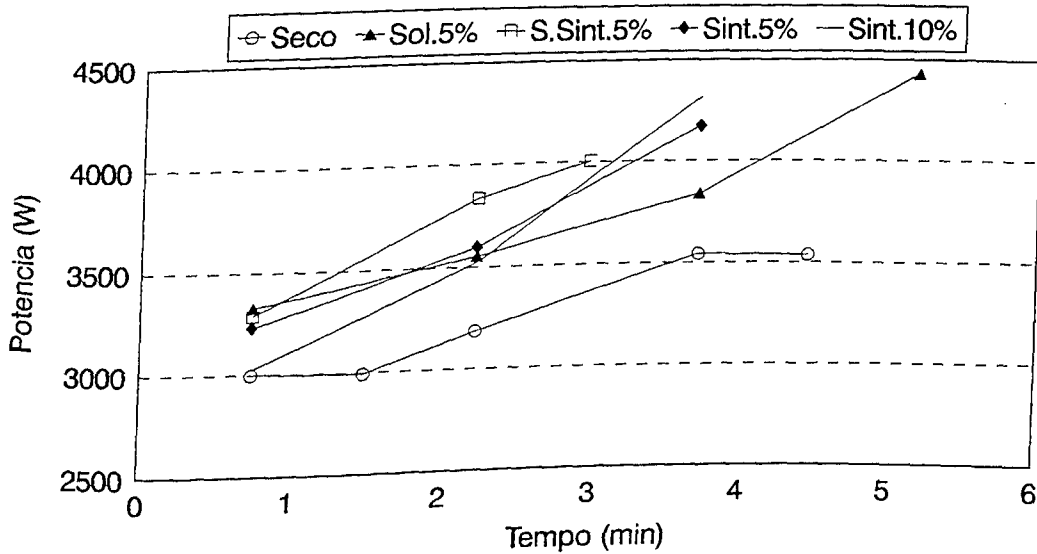


Figura 4.3 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para  $V_c=191\text{m/min}$ ,  $f_z=0,15\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,22\text{mm}$ .

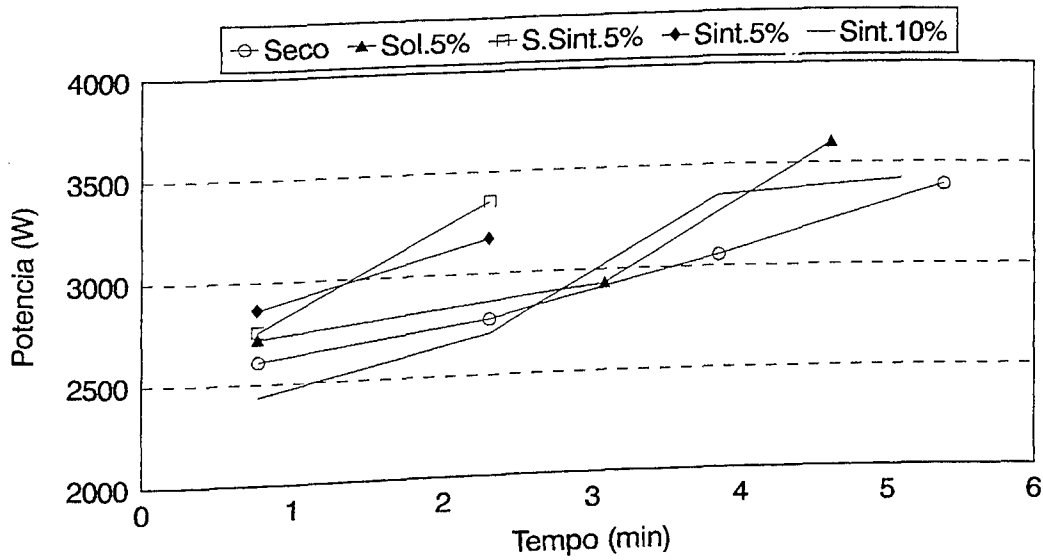


Figura 4.4 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para  $V_c=205\text{m/min}$ ,  $f_z=0,13\text{mm/dente}$ ,  $a_p=1,78\text{mm}$ .

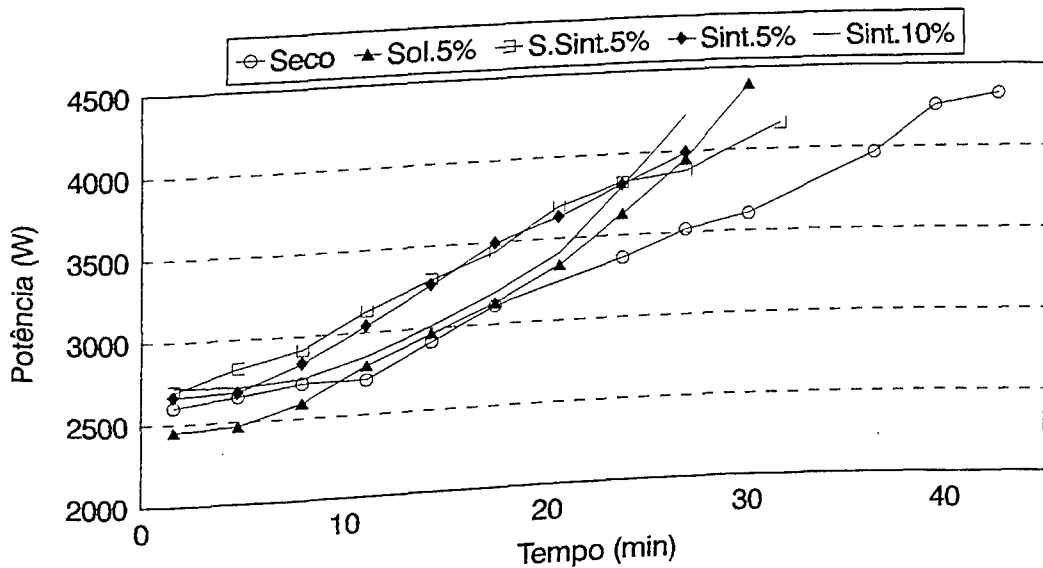
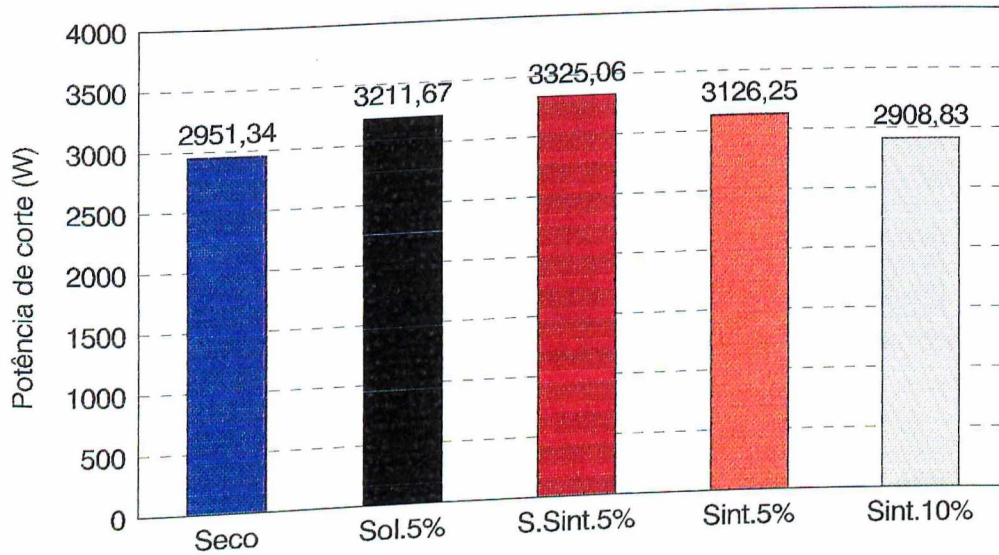


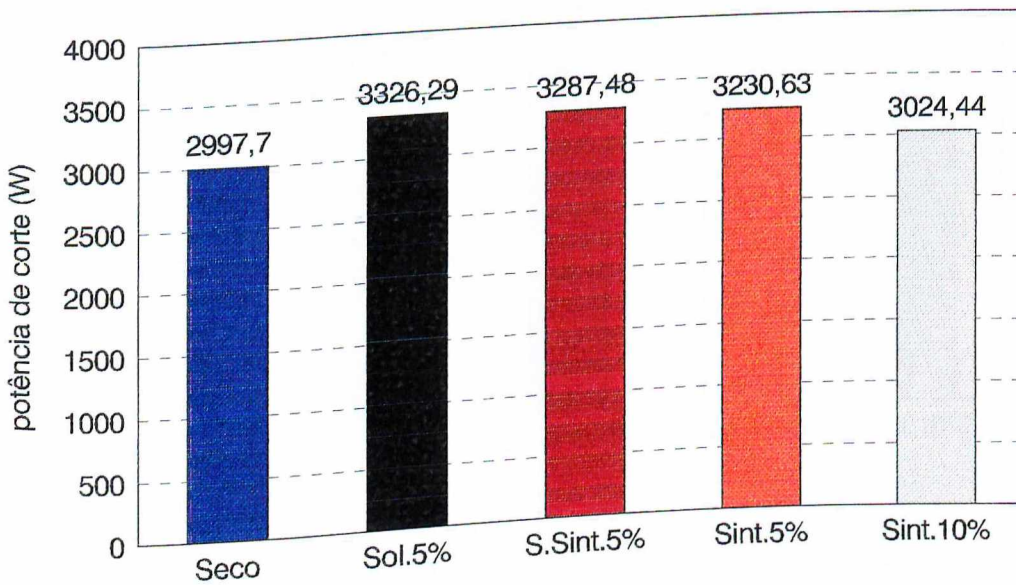
Figura 4.5 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para  $V_c=110\text{m/min}$ ,  $f_z=0,12\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,25\text{mm}$ .

Os gráficos das Figuras 4.6 a 4.9, consideram apenas o primeiro valor de potência medido durante cada um dos testes nas quatro primeiras condições iniciais. Estes gráficos

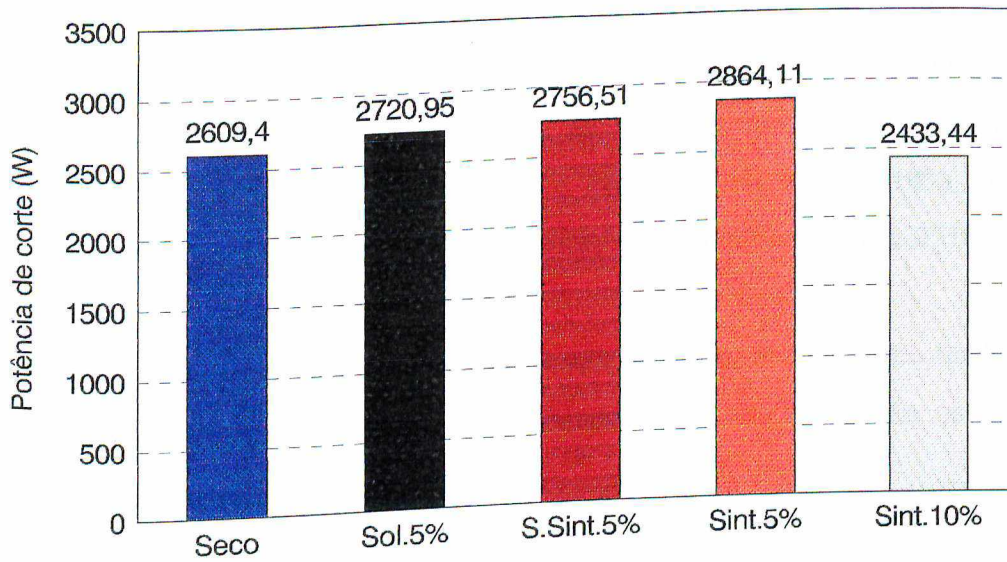
foram construídos com a finalidade de não se considerar o desgaste sofrido por cada uma das seis arestas de corte e assim, avaliar melhor a influência das condições de lubrificação/refrigeração testadas na potência consumida.



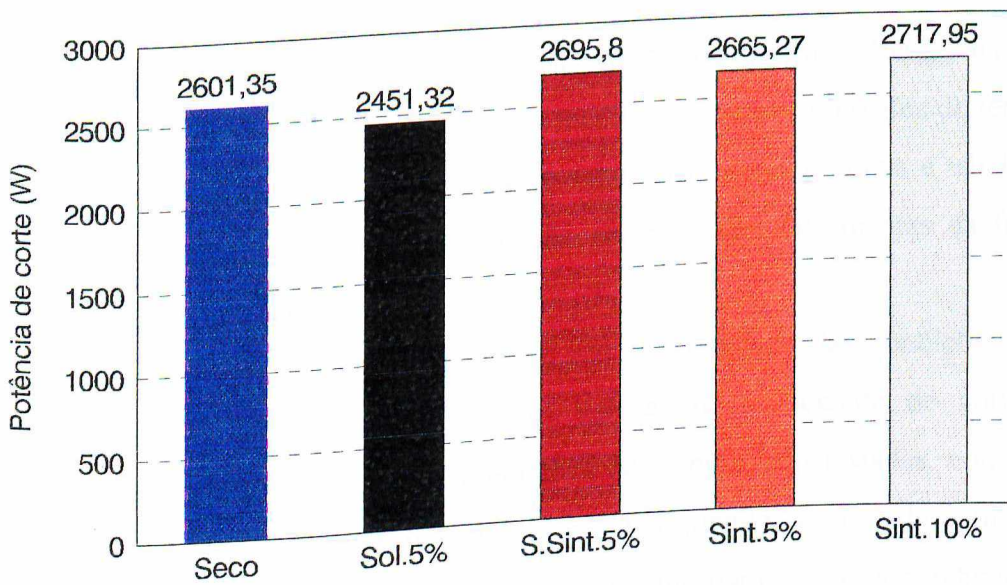
**Figura 4.6** - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento para  $V_c=104\text{m/min}$ ,  $f_z=0,23\text{mm/dente}$ ,  $a_p=1,52$ .



**Figura 4.7** - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento para  $V_c=191\text{m/min}$ ,  $f_z=0,15\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,22\text{mm}$ .



**Figura 4.8** - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento para  $V_c=205\text{m/min}$ ,  $f_z=0,13\text{mm/dente}$ .



**Figura 4.9** - Potência de corte para o primeiro passe de fresamento para  $V_c=110\text{m/min}$ ,  $f_z=0,12\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,25\text{mm}$ .



Nota-se primeiramente, que a variação dos valores de potência, no início da vida das ferramentas, com as condições de lubrificação/refrigeração testadas não é muito grande. Diferenças são de 10% a 18%, dependendo da condição de corte empregada.

A diferença de 10% foi encontrada na  $V_c=110\text{m/min}$  (Figura 4.9, 2718W para o fluido sintético 10%, contra 2451W para o óleo solúvel) e a de 18% foi verificada na  $V_c=104\text{m/min}$  (Figura 4.6, 3310W para o fluido semi-sintético, contra 2718W para o fluido sintético 10%).

Observa-se que a aplicação de um fluido de corte, normalmente tende a aumentar a potência de corte e que os fluidos semi-sintético e sintético 5% são os que apresentam maiores valores desta grandeza.

### 4.3 - Vida da ferramenta

Como para potência de corte, somente os gráficos correspondentes às quatro primeiras condições de corte são apresentadas nas Figuras 4.10 a 4.13 (Resultados de todos os testes podem ser vistos nas Tabelas II.6 a II. 37, do Anexo II). Nos testes de vida da ferramenta houve um predomínio do desgaste de flanco máximo,  $VB_{\text{máx}}$ , na superfície de folga das ferramentas testadas. Este desgaste medido em vários intervalos de tempo, permitiu a construção de gráficos  $VB_{\text{máx}} \times T$ . Vale ressaltar que nestes gráficos e tabelas o valor de  $VB_{\text{máx}}$  é referente ao maior valor encontrado entre as seis ferramentas da fresa em cada parada para medida do desgaste.

Como fato comum, quando aumentou-se a severidade das condições de corte, ou seja, condições que apresentavam maiores valores de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, para todas as condições de refrigeração testadas, constatou-se uma maior taxa de desgaste ( $VB_{\text{máx}}$ ) (Figuras 4.11 e 4.12) quando comparado com condições de corte menos severas (Figuras 4.10 e 4.13). Nota-se que para todas as condições de corte a vida da ferramenta quando usinando o aço NB8640 a seco foi maior do que quando utilizando um fluido de corte.

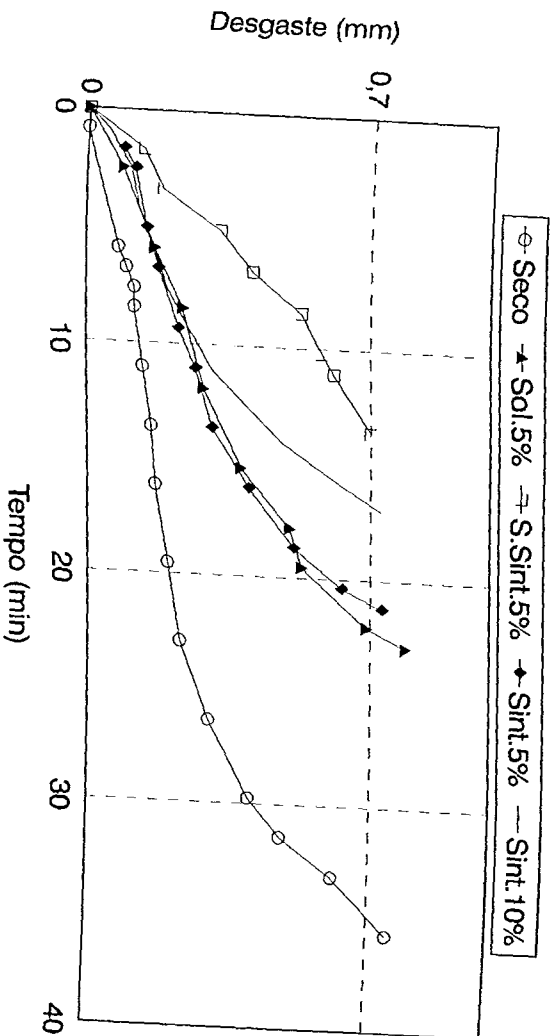


Figura 4.10 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{\max}$ ) em função do tempo de corte para  $V_c=104\text{m/min}$ ,  $f_z=0,23\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,22\text{mm}$ .

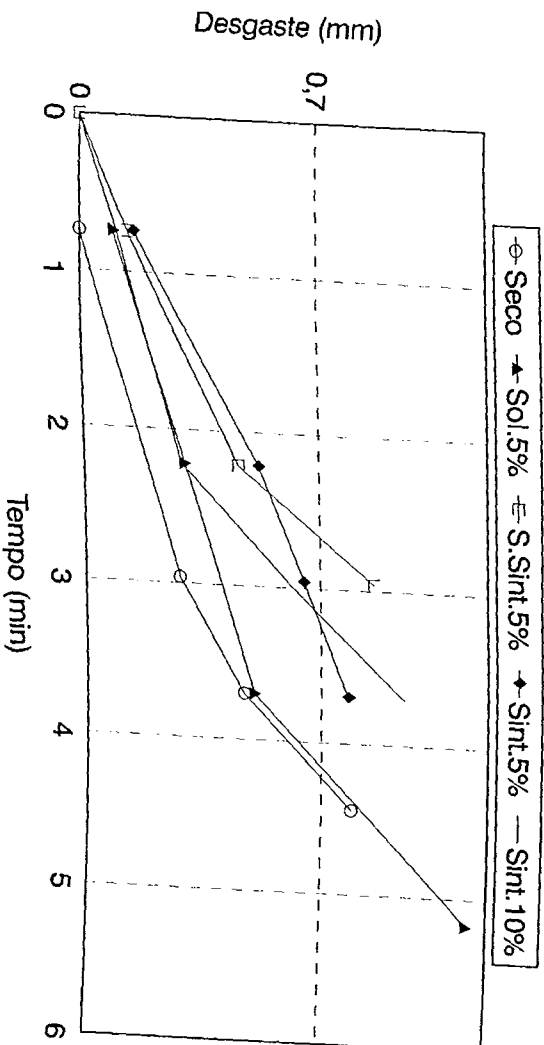


Figura 4.11 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{\max}$ ) em função do tempo de corte para  $V_c=191\text{m/min}$ ,  $f_z=0,15\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,22\text{mm}$ .

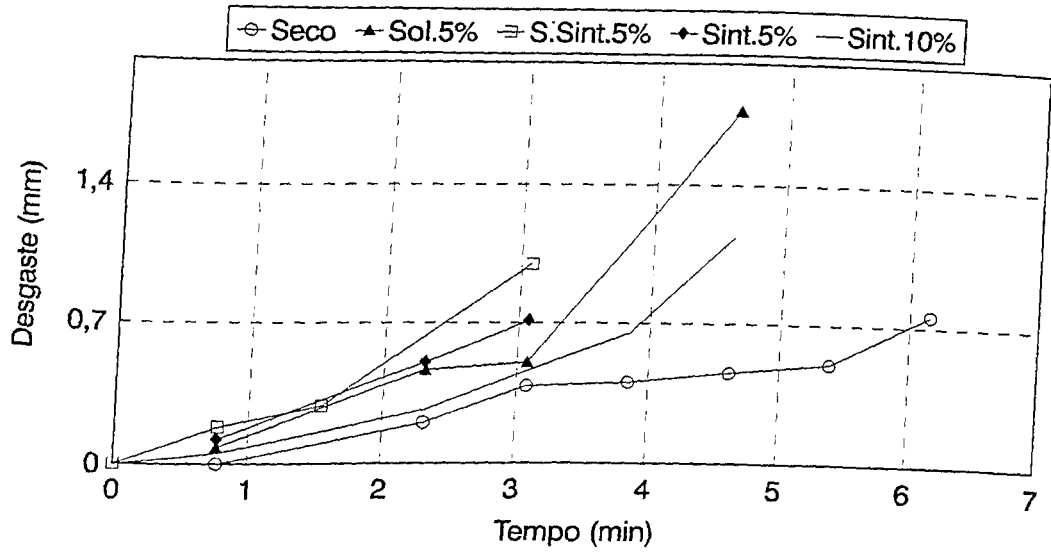


Figura 4.12 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{máx}$ ) em função do tempo de corte para  $V_c=205\text{m/min}$ ,  $f_z=0,13\text{mm/dente}$ ,  $a_p=1,78\text{mm}$ .

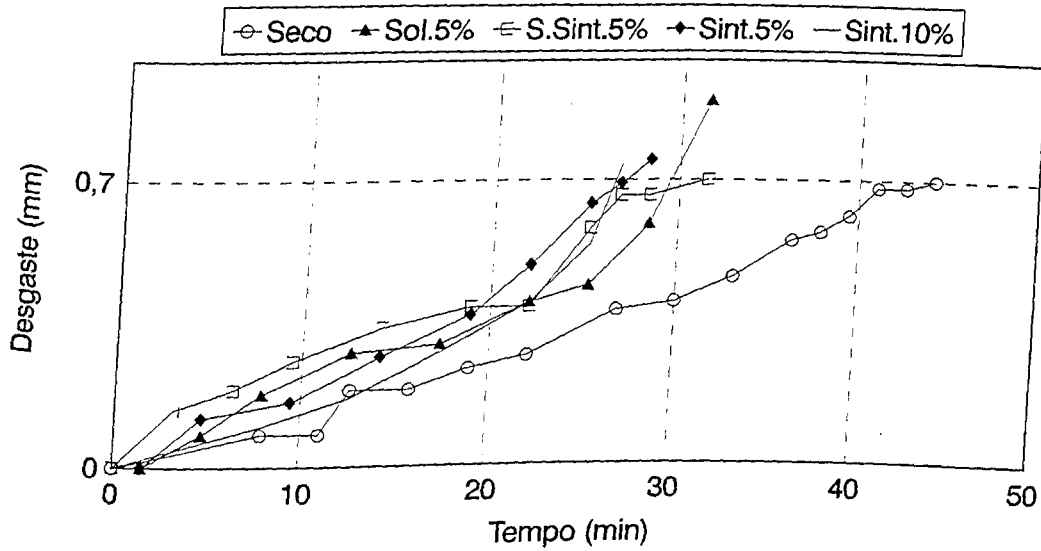


Figura 4.13 - Desgaste de flanco máximo ( $VB_{máx}$ ) em função do tempo de corte para  $V_c=110\text{m/min}$ ,  $f_z=0,12\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,25\text{mm}$ .

As condições que foram fornecidas pelo programa de otimização de parâmetros, e os resultados dos desgastes encontrados foram usados para gerar as equações expandidas de Taylor, apresentadas na Tabela 4.1.

**Tabela 4.1** - Equações expandidas de Taylor encontradas para a usinagem do aço NB8640, nas diferentes condições de refrigeração/lubrificação.

Condição	Equações de Taylor Expandida
Seco	$T = 0.2259 \cdot 10^{10} \cdot Vc^{-4.0450} \cdot fz^{-1.4669} \cdot ap^{-1.5351} \cdot VB_{m\acute{a}x}^{1.0595}$
Solúvel 5%	$T = 0.1908 \cdot 10^8 \cdot Vc^{-3.1143} \cdot fz^{-0.7308} \cdot ap^{0.0736} \cdot VB_{m\acute{a}x}^{1.0177}$
S.Sintético 5%	$T = 0.281 \cdot 10^9 \cdot Vc^{-4.0555} \cdot fz^{-1.9689} \cdot ap^{-0.5043} \cdot VB_{m\acute{a}x}^{1.2462}$
Sintético 5%	$T = 0.116 \cdot 10^{10} \cdot Vc^{-3.9596} \cdot fz^{-0.9684} \cdot ap^{-0.3824} \cdot Vb_{m\acute{a}x}^{1.0789}$
Sintético 10%	$T = 0.5338 \cdot 10^8 \cdot Vc^{-3.6917} \cdot fz^{-2.1424} \cdot ap^{-1.0239} \cdot VB_{m\acute{a}x}^{0.9656}$

Estas equações são bem abrangentes pois relacionam a vida da ferramenta  $T$  com  $Vc$ ,  $fz$ ,  $ap$  e  $VB_{m\acute{a}x}$ . A Figura 4.14 apresenta as curvas  $T \times Vc$  plotadas em escalas logarítmicas, a partir de resultados obtidos dessas equações para valores médios de avanço e profundidade de corte, isto é,  $fz = 0.175\text{mm/rev}$ ,  $ap = 1.75\text{mm}$  e  $VB_{m\acute{a}x} = 0.7\text{mm}$ .

Verifica-se uma superioridade do tempo de vida para a usinagem do aço NB8640 sem o uso do fluido de corte para todo o intervalo de velocidade de corte considerado. Para  $Vc=100\text{m/min}$ , a diferença no tempo de vida é de (68,8min para condição de usinagem a seco contra 29,20min para o óleo solúvel 5%) aproximadamente 40 minutos, o que em termos percentuais chega a 235%.

Uma diferença de 7min na vida da ferramenta foi encontrada, quando utilizou-se uma velocidade de corte de 150m/min entre a condição de usinagem a seco (13,3min) e com o fluido semi-sintético (6,3min), acarretando uma diferença de 211% e esta diferença praticamente se mantém em velocidades de corte mais elevadas (220m/min). Entre os fluidos

de corte, a diferença de comportamento é menos sensível, exceto para a usinagem com o fluido semi-sintético quando este a partir de 115m/min, apresentou nitidamente um pior comportamento que seus concorrentes. O fluido de corte que apresentou o melhor desempenho a baixas velocidades de corte foi o sintético 5%, seguido pelo sintético 10%, semi-sintético 5% e solúvel 5%. A partir de uma velocidade de corte de aproximadamente 115m/min, o óleo solúvel supera o semi-sintético e à 150m/min ele supera também os sintéticos. A esta última velocidade de corte ocorre também a inversão de performance entre sintéticos. A esta última velocidade de corte ocorre também a inversão de performance entre os sintéticos, embora a diferença de comportamento entre eles seja mínima. A velocidades menores a concentração de 5% oferece, ligeiramente, maiores vidas que o fluido na concentração de 10%, enquanto que para velocidades maiores há uma inversão no comportamento.

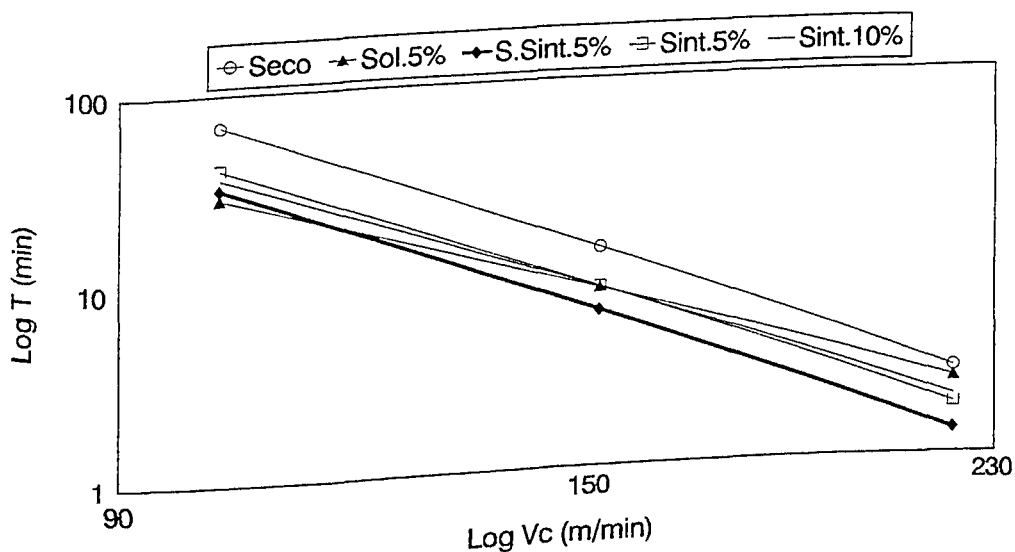


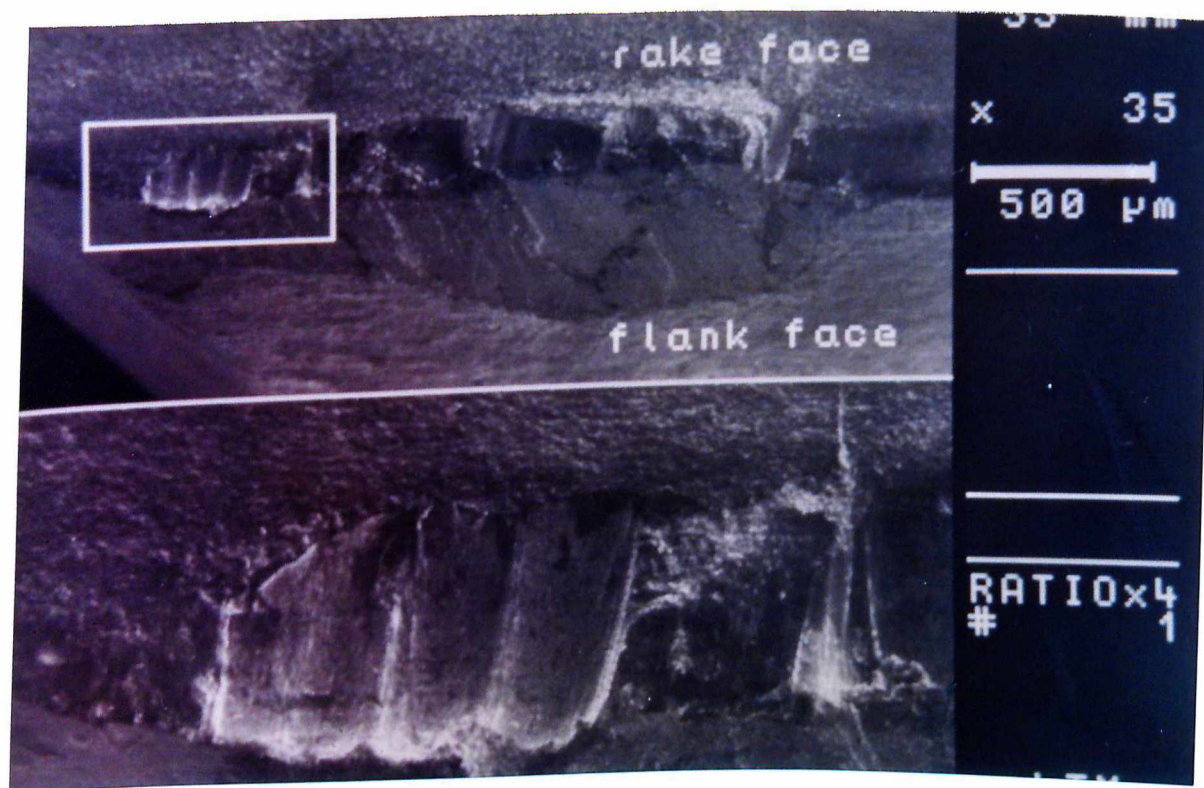
Figura 4.14 - Simulação das equações expandidas de Taylor, para as diversas condições de refrigeração/lubrificação derivadas das equações da Tabela 4.1, para  $f_z=0,175\text{mm/dente}$ ,  $a_p=1,75\text{mm}$  e  $VB_{\text{máx}}=0,7\text{mm}$ .

Diversas simulações iguais a anterior, para diferentes valores de  $a_p$ ,  $f$  e  $VB_{\text{máx}}$ , mostraram que as equações obtidas são bastante representativas das vidas das ferramentas de corte em função dos parâmetros de usinagem, dentro das faixas de variações destes parâmetros empregadas nestes testes. Nestas simulações, os comportamentos das curvas,

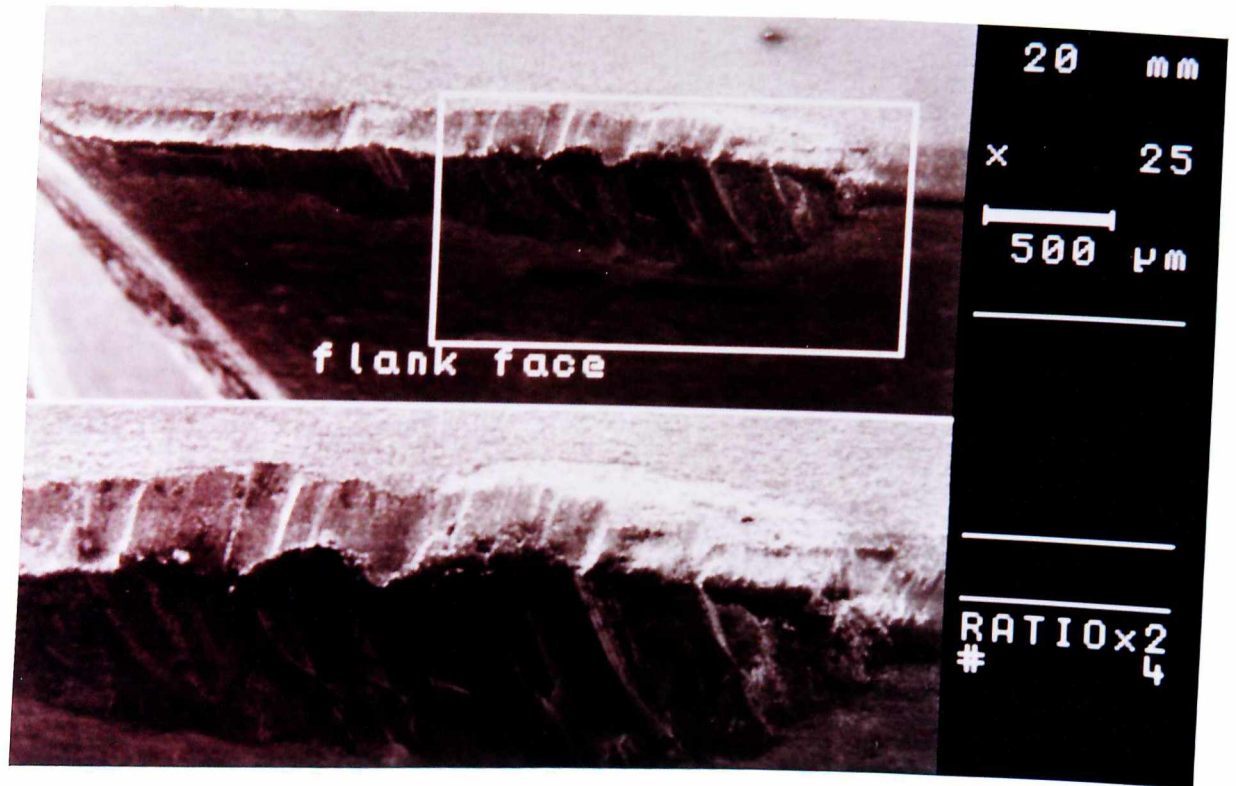
geralmente apresentaram a mesma sequência obtida na Figura 4.14. Houve apenas pequenas alterações dos valores das condições de corte em que um fluido se sobrepõe ao outro.

### 4.3.1 - Análise do desgaste

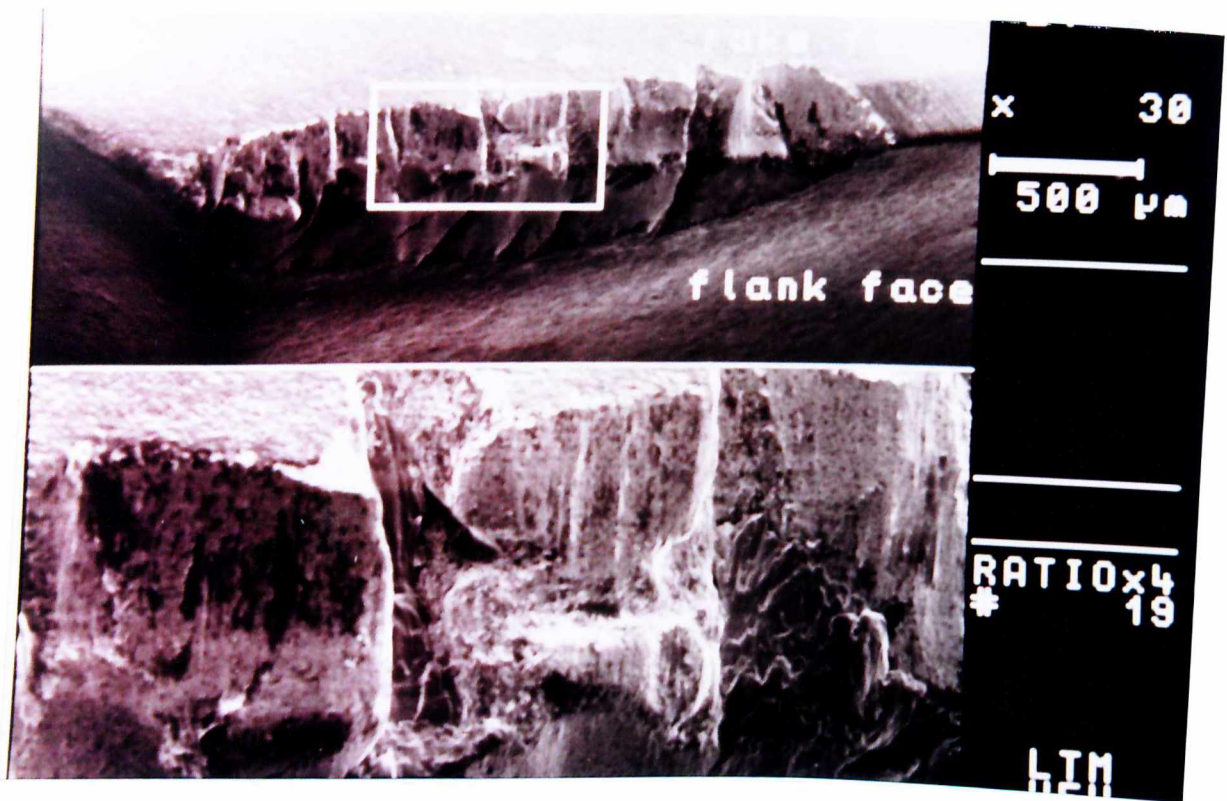
As Figuras 4.15 a 4.20, mostram as fotografias da região desgastada das ferramentas de corte, obtidas através de microscopia eletrônica de varredura, para a condição de usinagem a seco (Figuras 4.15 e 4.16), com o uso do fluido semi-sintético (Figuras 4.17 e 4.18) e com o fluido sintético EP de alta performance (Figuras 4.19 e 4.20). Estas Figuras apresentam o padrão de desgaste encontrado para todas as condições testadas. Aos pares, para cada fluido apresentado, a primeira ferramenta foi utilizada em condição de velocidade de corte baixa ( $V_c=104\text{m/min}$ ,  $f_z=0,23\text{mm/dente}$ ,  $a_p=1,52\text{mm}$ ) e a segunda em condição mais elevada ( $V_c=190\text{m/min}$ ,  $f_z=0,150\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,22\text{mm}$ ). Esta exposição, além de verificar a influência do fluido, permite também observar a influência das condições de corte nos detalhes de desgaste das ferramentas de corte.



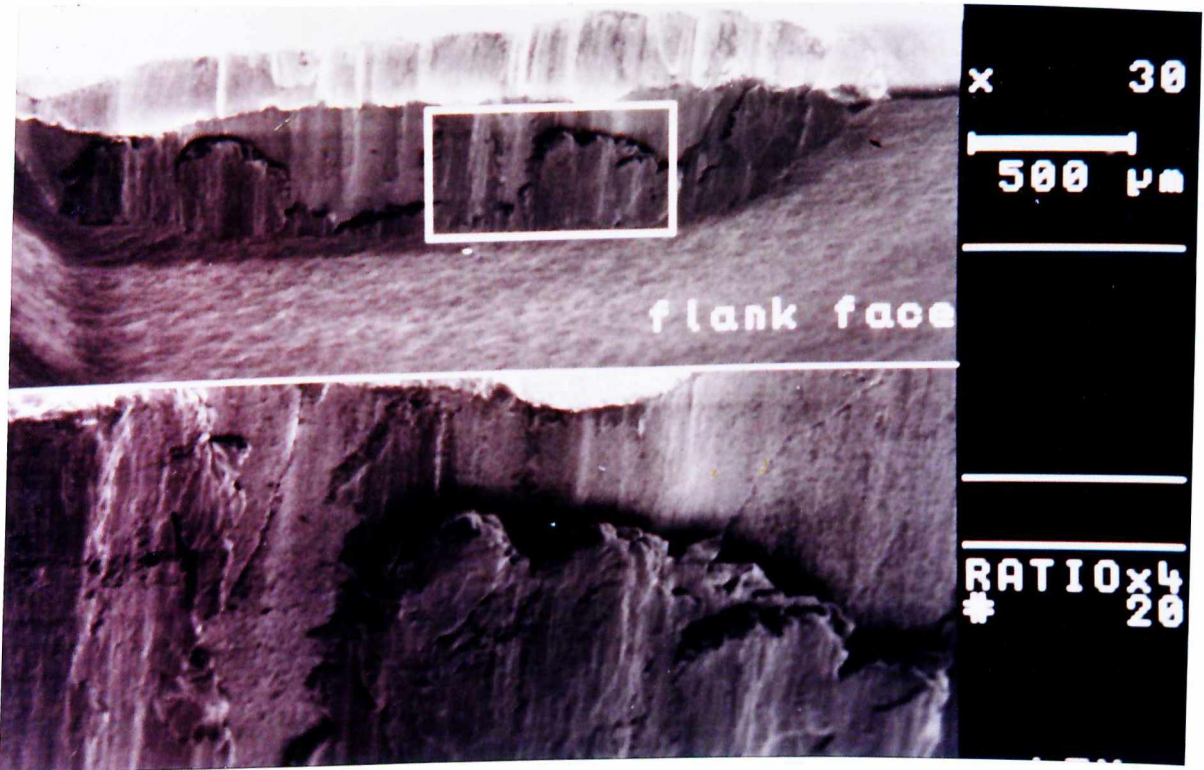
**Figura 4.15** - Desgaste de flanco da ferramenta de metal duro ocorrido a baixas condições de corte e sem o uso de fluido de corte. Fotos com ampliações de 35x e 140x.



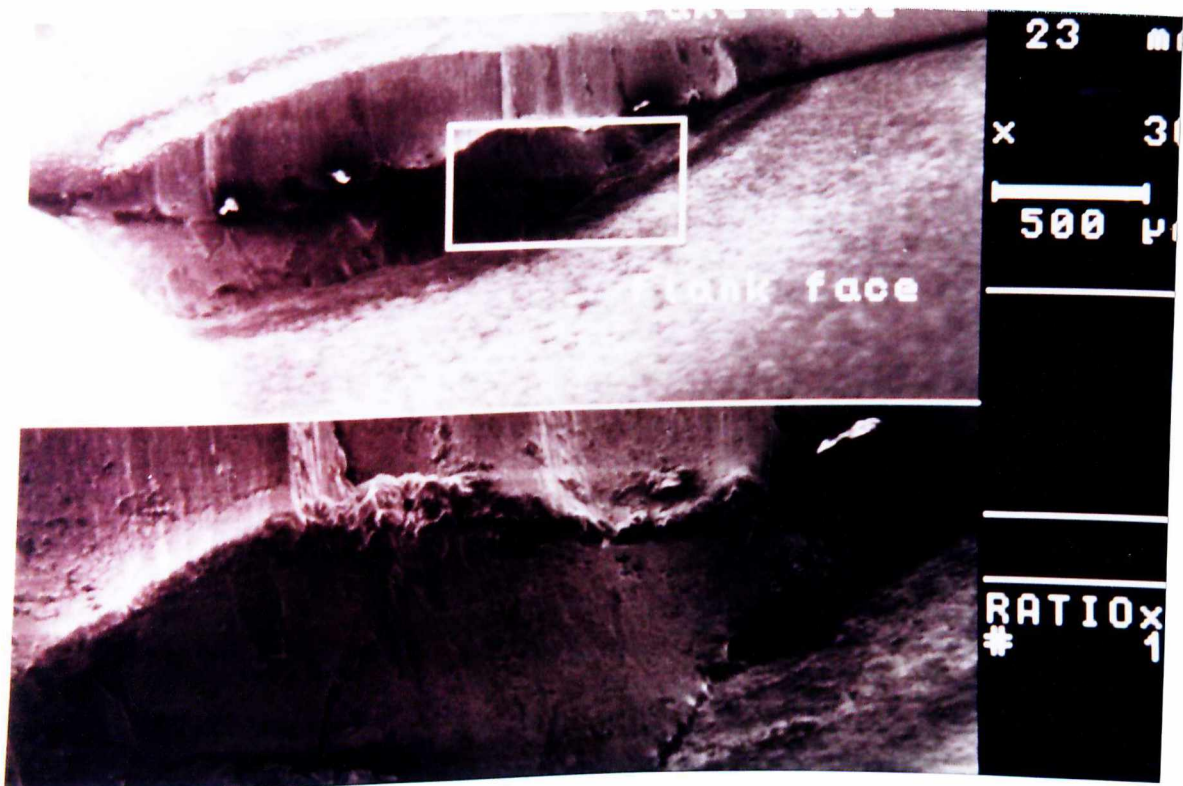
**Figura 4.16** - Desgaste de flanco da ferramenta de metal duro ocorrido a altas condições de corte e sem o uso de fluido de corte. Fotos com ampliações de 25x e 100x.



**Figura 4.17** - Fortes evidências do desenvolvimento de trincas térmicas em ferramentas de metal duro, durante o corte do aço NB8640 com o uso do fluido semi-sintético, a baixas condições de corte. Fotos ampliadas 30x e 120x.

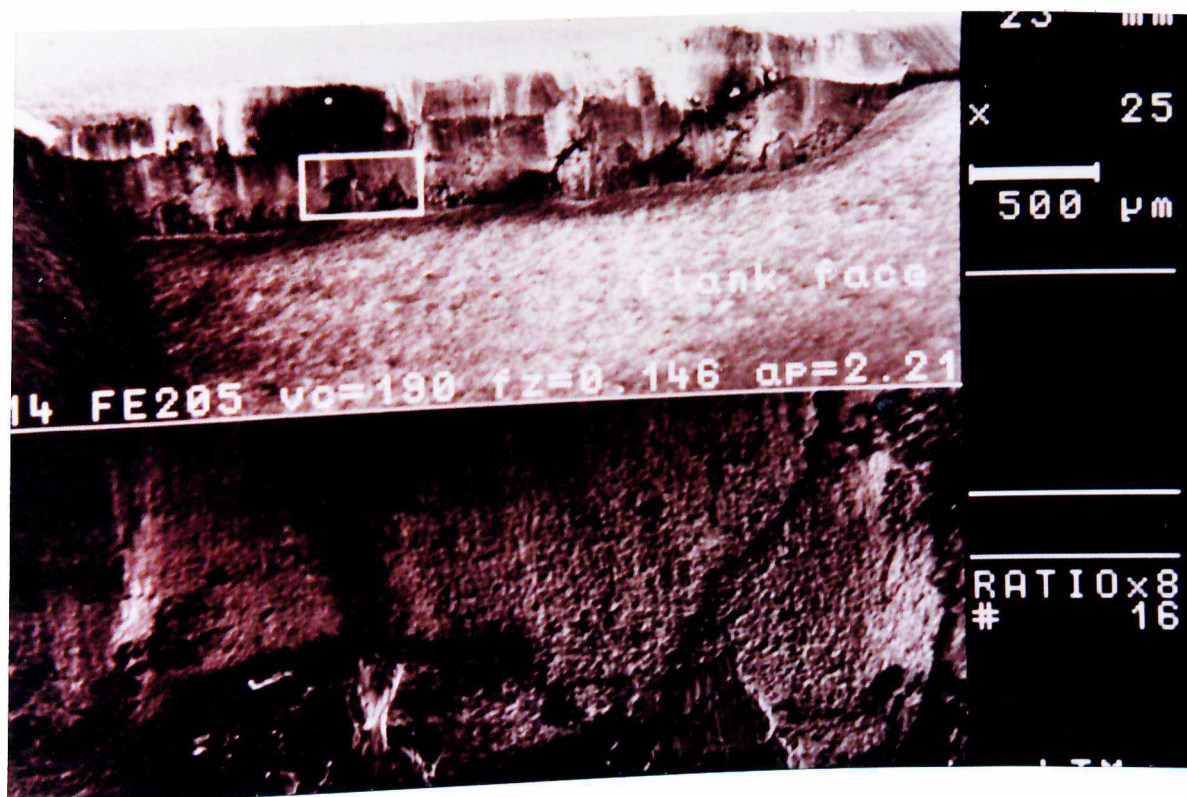


**Figura 4.18** - Evidências de trincas térmicas e material da peça aderido na superfície de folga da ferramenta de metal duro durante a usinagem aço NB8640, com o fluido semi-sintético a altas condições de corte. Fotos com ampliações de 30x e 120x.



**Figura 4.19** - Presença do desgaste de flanco ocorrido durante o fresamento do aço NB8640 com o uso de fluido de corte sintético 5% a baixas condições de usinagem. Fotos ampliadas 30x e 120x.





**Figura 4.20** - Detalhes de trincas térmicas desenvolvidas durante o fresamento do aço NB8640, com o uso de fluido de corte sintético 5% e utilizando altas condições de corte. Fotos com ampliações de 25x e 200x.

Nota-se tanto para baixas condições de corte quanto para altas condições de corte, a presença de sulcos desenvolvidos em forma de pentes, provenientes de trincas perpendiculares a aresta de corte. Estes sulcos, para baixas condições de corte, apresentam-se em menor número comparado aqueles originados a altas condições de corte. Por exemplo, na usinagem, usando o fluido semi-sintético a baixas condições de corte (Figura 4.17) registrou-se a presença de 8 sulcos formados ao longo da aresta principal de corte, enquanto que para altas condições de corte (Figura 4.18) registrou-se a presença de 13 sulcos perpendiculares a aresta principal de corte. Observa-se em várias destas figuras a presença de trincas que dão origem aos sulcos.

Pode-se verificar também, que os sulcos formados a baixas condições de corte, apesar de se apresentarem em menor número, mostram ser mais severos que aqueles formados a altas condições de corte. Isto também fica mais evidente nas Figuras 4.17 e 4.18.

Observa-se ainda, que existe um volume grande de material proveniente da peça aderido nas regiões desgastadas. A presença desses materiais pode ser constatada por análise de BSE (back scattered electrons - elétrons retro espalhados), que indica o número atômico do material apresentado.

#### 4.4 - Rugosidade

Nas Figuras 4.21 à 4.24, (resultados podem ser vistos nas Tabelas II.6 a II.37) no Anexo II), são mostrados os valores do parâmetro Ra em função do tempo de corte para o aço NB8640, para as quatro primeiras condições iniciais de corte utilizadas nos ensaios de vida da ferramenta.

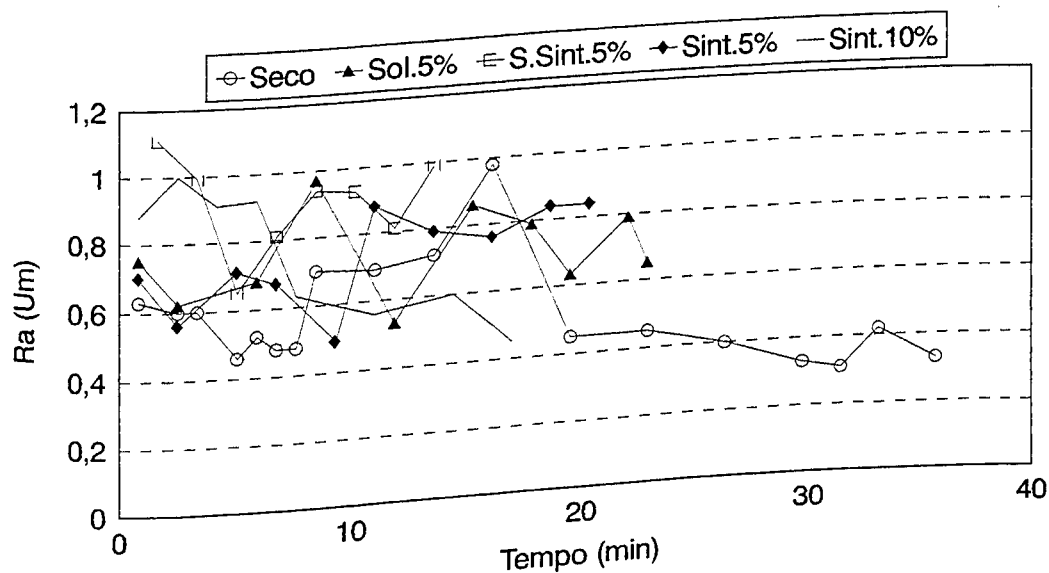


Figura 4.21 - Rugosidade média em função do tempo de corte para  $V_c=104\text{m/min}$ ,  $f_z=0,23\text{mm/dente}$ ,  $a_p=1,52\text{mm}$ .

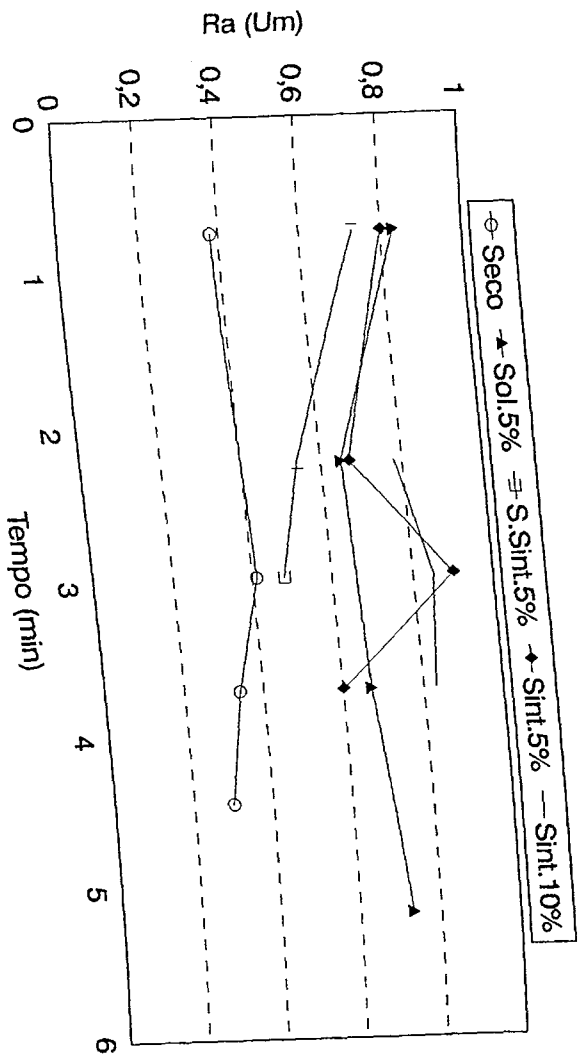


Figura 4.22 - Rugosidade média em função do tempo de corte para  $V_c=191m/min$ ,  $f_z=0,15mm/dente$ ,  $a_p=2,22mm$ .

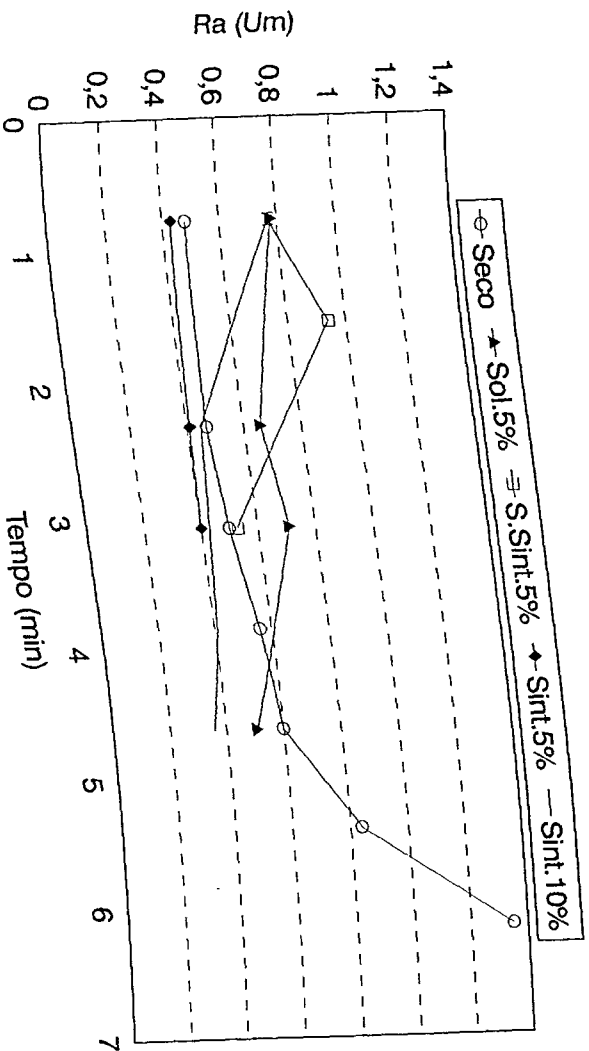


Figura 4.23 - Rugosidade média em função do tempo de corte para  $V_c=205m/min$ ,  $f_z=0,13mm/dente$ ,  $a_p=1,78mm$ .

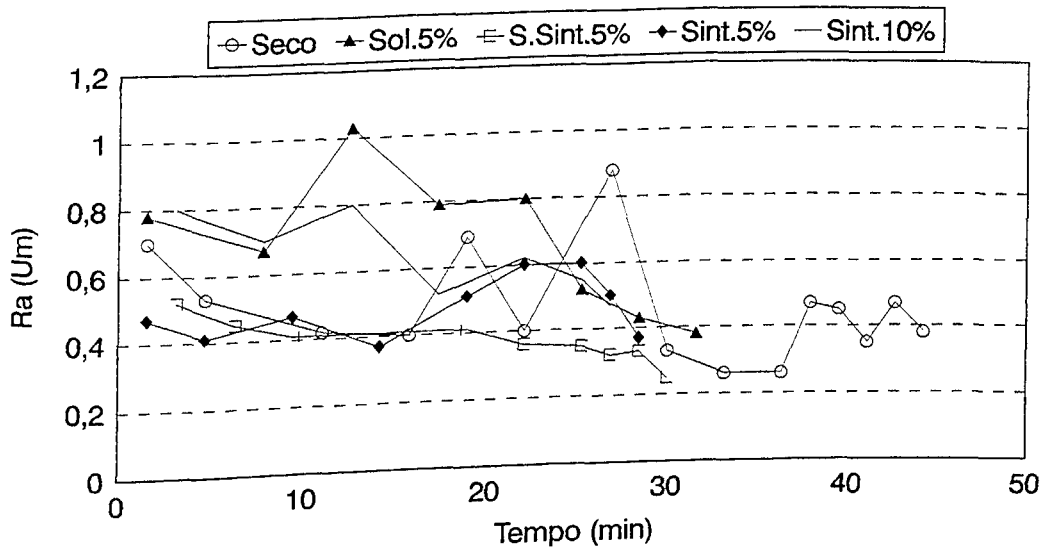


Figura 4.24 - Rugosidade média em função do tempo de corte para  $V_c=110\text{m/min}$ ,  $f_z=0,12\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2,25\text{mm}$ .

Em princípio, nota-se um comportamento aleatório, irregular ao longo da vida da ferramenta e bastante indefinido quanto ao efeito da condição de lubrificação/refrigeração testado. Isto parece ser mais pronunciado nas baixas condições de velocidade de corte (Figuras 4.21 e 4.23). Esta idéia, entretanto, pode ser causada pelo uso de escalas de tempo diferentes com relação aos gráficos das Figuras 4.22 e 4.23 (altas velocidades de corte).

Uma análise mais criteriosa dos primeiros pontos apresentados nas diversas curvas, que representam as condições superficiais, após a primeira passada da fresa na barra, isto é, geradas pelas ferramentas com arestas novas, permite que alguma classificação possa ser determinada. Observa-se que a condição a seco e o fluido sintético 5%, geralmente apresentam valores de Ra menores.

Nota-se ainda, que em alguns casos, existe a tendência do acabamento superficial melhorar com o tempo, isto é, com o aumento do desgaste da ferramenta.

## 5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS

Primeiramente, será feita a análise dos testes de temperatura de corte, seguido da análise dos testes de potência de corte obtidos durante a usinagem do aço NB8640 com as várias condições de refrigeração/lubrificação. Esta sequência se apresenta como a mais indicada pois irá permitir a análise dos resultados dos testes de vida e acabamento superficial com base naqueles resultados.

### 5.1 - Temperatura de corte

O valor da temperatura medido pelo método de medição empregado (termopar ferramenta-peça), representa um valor médio da temperatura de contato entre ferramenta e superfície de corte, superfície usinada e superfície inferior do cavaco.

Os resultados obtidos das medições de temperatura de corte quando usinando o aço NB1020, Figura 4.1, mostram que em relação a condição a seco, ocorreu significativa redução nos valores das temperaturas de corte na interface cavaco-ferramenta quando os diferentes fluidos de corte foram usados, muito embora, entre os fluidos as diferenças são pequenas. Resultados similares foram encontrados por Motta (1994), na usinagem dos aços NB 8640 e NB1020, utilizando o mesmo sistema de medição de temperatura descrito neste trabalho.

Os fluidos agem então, de tal forma a reduzir o gradiente térmico sobre a ferramenta, nas regiões próximas a zona de aderência, ocasionando uma considerável queda na temperatura média obtida na interface. Os fluidos agem, neste caso, como dissipadores de calor, mas eles possuem também propriedades lubrificantes, nos quais, a partir destas pode-se ter uma diminuição no comprimento de contato cavaco-ferramenta reduzindo a geração de calor, o que acarreta também em um decréscimo na temperatura média da interface de corte.

Um fluido ideal, seria então, aquele que dissipasse o calor eficientemente e ao mesmo tempo diminuísse a geração de calor valendo-se de boas propriedades lubrificantes. A soma destes dois efeitos iria diminuir a temperatura média da ferramenta de corte efetivamente.

O fluido que geralmente resultou em maiores potências de corte (semi-sintético, ver Figuras 4.6 a 4.9), apresentou menores valores de temperatura de corte. Isto confirma uma

ação predominantemente refrigerante em relação a lubrificante. Maiores potências de corte significam maiores energias consumidas e portanto maior geração de calor. No entanto, estes fluidos se valeram mais de suas propriedades refrigerantes, dissipando eficientemente o calor, apresentando, com isto, menores temperaturas médias na interface cavaco-ferramenta. Com esta redução de temperatura, o material sob corte apresenta maior resistência ao cisalhamento, portanto, maiores forças de usinagem, o que explica, conseqüentemente, as maiores potências verificadas para estes fluidos.

Constatou-se, que para velocidades de corte acima de 110m/min maiores temperaturas foram obtidas quando do uso do fluido sintético 5% e 10% seguidos do óleo solúvel 5% e do fluido semi-sintético 5%, excluindo, naturalmente, a condição de usinagem a seco, que apresentou maiores temperaturas em toda faixa de velocidade testada. Para velocidades de corte menores que 110m/min, o óleo solúvel apresentou temperaturas maiores que os fluidos de corte sintéticos.

Os fluidos de corte, devido às seus tipos específicos (óleo integral, emulsão e solução), apresentam propriedades de refrigeração/lubrificação distintas. Assim, os fluidos sintéticos apresentam um maior volume de água que os fluidos semi-sintéticos e emulsionáveis, para uma mesma concentração, e desta forma mostram ter um maior poder refrigerante. Quanto as características lubrificantes, estas dependem da qualidade e quantidade de óleos minerais e aditivos (por exemplo extrema-pressão), empregados em sua formulação básica.

O que se verifica, ao analisar os resultados de temperatura de corte, a altas velocidades de corte, é que os fluidos sintéticos contrariamente ao esperado, mostraram ter uma menor capacidade refrigerante/lubrificante comparado ao óleo emulsionável e ao fluido semi-sintético, que teoricamente deveriam apresentar capacidade refrigerante inferior aos fluidos sintéticos.

Embora a capacidade lubrificante específica dos fluidos possa também estar influenciando, o seguinte fenômeno deve, também, ser considerado. Os fluidos sintéticos apresentam uma grande quantidade de água em seu volume total. A interface cavaco-ferramenta à altas velocidades de corte encontra-se a elevadas temperaturas, em decorrência do processo de corte. Quando o fluido entra em contato com uma superfície a temperatura elevada, ocorre imediatamente uma refrigeração localizada. Parte desta água contida no fluido de corte, que primeiramente atinge a superfície é rapidamente transformada em vapor, devido a intensa troca de calor. Esse colchão de vapor formado, passa a impedir o acesso de

fluido na região quente da cunha de corte, o que diminui o poder refrigerante do fluido de corte (Machado, 1997). A constatação deste fenômeno é reforçada pelos resultados apresentados na Figura 4.1. Nota-se que a velocidades de corte muito elevadas as temperaturas geradas na presença de fluidos de corte se aproxima muito daquela obtida na condição a seco. Isto é originado pelo agravamento da formação do vapor à temperaturas mais elevadas.

A velocidades menores que 110m/min o comportamento foi muito similar, mas a velocidades maiores o fluido sintético 10% apresentou temperaturas menores que o sintético 5%, apesar do maior poder refrigerante deste último (maior proporção de água no sintético 5% que no sintético 10%). Com este resultado, concluímos que neste caso a maior ação lubrificante do fluido na concentração de 10% foi responsável pela menor temperatura apresentada. É a constatação da predominância da ação lubrificante sobre a ação refrigerante do fluido. Os resultados de potência de corte nos permitiu esta conclusão, pois o fluido na concentração de 10%, nas velocidades maiores (Figuras 4.7 e 4.8) apresentou menores valores desta grandeza que aquele na concentração de 5%.

O método de medição de temperatura utilizado, tendo os materiais da peça e ferramenta como os elementos constituintes de um termopar, é um dos mais empregados para medir a temperatura na interface cavaco-ferramenta, mesmo existindo fontes de erros no uso deste método. Uma das dificuldades reside nas características do par termoeletrico ferramenta-peça, uma vez que esses materiais não são ideais para construção do termopar (Trent, 1984). Uma consequência deste fato é a baixa qualidade nos sinais dos termopares. Para estudos comparativos como o deste trabalho, entretanto, o método é satisfatório e tem sido empregado por vários outros pesquisadores como Kurimoto e Barrow (1982) e Motta (1994), que usinaram um aço comercial de baixa liga utilizando ferramentas de metal duro, variando-se avanços e profundidades de corte em diferentes situações de refrigeração/lubrificação. Lourenço (1996), também utilizou este método para determinação da variação de temperatura usando-se várias velocidades, avanços e profundidades de corte na usinagem de aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 modificado, obtendo bons resultados.

## 5.2 - Potência de corte

Os resultados de potência de corte vistos nas Figuras 4.2 a 4.5, foram em quase sua totalidade favoráveis a usinagem do aço NB8640 à seco. Nota-se para todas as condições de refrigeração/lubrificação uma elevação nos valores de potência de corte com o tempo, donde o aumento desta potência é função do crescimento do desgaste, pois aumento deste gera uma área de contato maior entre ferramenta/peça/cavaco, elevando-se assim a potência de corte. Como a condição a seco apresenta a menor taxa de desgaste entre todas as condições de lubrificação/refrigeração testadas, esta situação é a que mais retarda o crescimento da potência de corte.

Nos gráficos das Figuras 4.6 a 4.9, onde consideramos apenas o primeiro valor de potência medido durante cada um dos testes nas quatro primeiras condições iniciais, verifica-se que as condições de usinagem a seco e o fluido sintético 10% globalmente, apresentam menores potências de corte, seguidos de perto pelos fluidos solúvel 5% sintético 5% e semi-sintético 5%.

A potência de corte é fornecida pela equação:

$$N_c = F_c \times V_c$$

Como as comparações são sempre feitas nas mesmas condições de usinagem, o parâmetro que altera a potência é a força de corte. Sabemos que as forças de corte dependem de dois fatores principais (Trent, 1984):

I - Áreas dos planos de cisalhamento (primário, secundário, e contato da superfície de folga da ferramenta com a peça).

II - Resistência ao cisalhamento dos materiais nestes planos.

E elas são tanto menores, quanto menores forem estes fatores.

A condição a seco, por apresentar as temperaturas de corte mais elevadas (ver Figura 4.1) promove uma redução na resistência ao cisalhamento do material (fator II) e consequentemente apresenta menores valores de força e potência de corte.

Desta maneira, os fluidos de corte podem diminuir a potência de corte, se agirem predominantemente como lubrificantes, reduzindo as áreas dos planos de cisalhamento, e podem aumentar a potência de corte se agirem predominantemente como refrigerantes, aumentando a resistência ao cisalhamento dos materiais.



O fluido pode penetrar na região de escorregamento e reduzir, conseqüentemente, a zona de cisalhamento secundário, mas perderia esta habilidade com o aumento da velocidade de corte (Williams, 1977).

Concentrando a análise sobre o fluido sintético 10%, sabe-se que este, em sua formulação básica, apresenta quantidades consideráveis de aditivos extrema pressão. Estes aditivos fornecem ao fluido uma maior capacidade lubrificante para melhor suportarem as elevadas pressões de corte, reduzindo o contato metal-metal em condições mais severas pois, apresentam compostos reativos que se formam sobre a superfície a ser usinada. Estes filmes são facilmente cisalháveis e se fundem a altas temperaturas. Assim, além do poder refrigerante estes fluidos apresentam uma grande capacidade lubrificante.

No geral (Figuras 4.6 à 4.9), o fluido sintético 10% apresenta valores ligeiramente menores para a potência de corte que o fluido sintético 5%. O fluido sintético na concentração de 10% apresentou temperatura inferior, nas mesmas condições de corte. Este resultado levaria a conclusão de que o fluido na concentração de 10% apresentaria maior potência de corte, pois promove maior resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento primário e secundário. Entretanto, a análise da ação lubrificante dos fluidos sugere o inverso, e considerando o resultado encontrado, conclui-se que esta ação é predominante. Os agentes extrema-pressão tendem a penetrar na região de escorregamento, pois são atraídos térmica e eletricamente, para a superfície do metal para formar o filme lubrificante mais rapidamente (Machado, 1997), diminuindo assim o contato cavaco-ferramenta; como o fluido sintético 10% apresenta uma maior quantidade destes elementos, a ação lubrificante deste supera a ação lubrificante do fluido sintético 5%, tendo-se assim um decréscimo maior na zona de contato metal-metal no plano de cisalhamento secundário, o que acarreta em menor potência de corte para o fluido sintético 10%.

### 5.3 - Vida da ferramenta

Os gráficos das Figuras 4.10 à 4.13, mostram que os fluidos de corte apresentaram-se ineficientes em elevar a vida das ferramentas, nas condições de corte testadas, considerando um desgaste de flanco máximo de 0,7mm como critério de fim de vida das ferramentas. O fluido de corte sempre reduziu a vida das ferramentas em relação a condição à seco (em alguns casos até 2,35 vezes, em relação ao fluido semi-sintético 5%, a uma

velocidade de 100m/min, Figura 4.14). Isto sugere que os mecanismos de desgaste ativados envolvendo choques térmicos e mecânicos, provavelmente controlaram a vida das ferramentas, e que a ação refrigerante/lubrificante dos fluidos que sempre diminuíram a temperatura de corte em relação a condição a seco (ver Figura 4.1), foi prejudicial sobre tais mecanismos. Estes resultados não coincidiram com os resultados obtidos no processo de torneamento deste mesmo aço, quando os fluidos de corte aumentaram a vida da ferramenta em relação a condição a seco (Motta, 1994).

As equações expandidas de Taylor obtidas a partir dos resultados experimentais (ver Tabela 4.1), mostram essa tendência, onde a capacidade refrigerante/lubrificante dos fluidos, foi determinante na redução da vida da ferramenta de corte. O gráfico da figura 4.14 permite visualizar melhor estas equações.

A condição a seco, em toda faixa de velocidade de corte estudada, apresentou a maior vida para as ferramentas de corte. Dentre os fluidos de corte, aquele que apresentou o melhor desempenho a baixas velocidades de corte foi o sintético 5% seguido pelo sintético 10%. Estes dois fluidos perdem essa condição em velocidades maiores, em torno de 150m/min, para o óleo solúvel 5%. A classificação encontrada mostra que existe uma estreita relação entre vida da ferramenta e temperatura de corte.

Comparando os resultados de temperatura (Figura 4.1) e vida da ferramenta (Figura 4.14) nota-se que aqueles fluidos que são mais eficientes para refrigerar normalmente apresentaram menores vidas. Até mesmo o comportamento de temperatura praticamente idêntico dos fluidos sintéticos nas duas concentrações de 5% e 10% proporcionaram comportamento similar na vida das ferramentas, que também deram resultados praticamente idênticos. Estes fatos sugerem que os choques térmicos controlam o processo de desenvolvimento do desgaste/avaria, como é o caso dos sulcos desenvolvidos em forma de pente (Machado, 1993). As fotos apresentadas nas Figuras 4.15 a 4.20 ilustram claramente a presença destes sulcos, e eles apareceram independentemente das condições de lubrificação/refrigeração testadas e independente das condições de corte empregadas.

Estes sulcos aparecem, por uma espécie de erosão causada nas quinas de trincas perpendiculares à aresta. A Figura 2.8 do item 2.11.1, ilustra a flutuação cíclica da temperatura e conseqüentemente das tensões superficiais atuantes, que dão origem a essas trincas. Esta flutuação de temperatura aparece devido ao aquecimento da ferramenta durante o tempo ativo (tempo de corte) e ao resfriamento durante o tempo inativo, em cada ciclo (giro) da fresa. A flutuação de tensões, e portanto o número de trincas, será tanto mais

severa quanto maior a flutuação da temperatura. Isto justifica a ordem de classificação dos fluidos encontrada, na qual os fluidos que tendem a aumentar a flutuação de tensão (os mais refrigerantes) foram os que apresentaram menores vidas nas ferramentas de corte.

Assim, a taxa de desgaste das ferramentas, controladas pelos choques térmicos, ou seja, pela formação de sulcos, pode ser diminuída caso as temperaturas nas superfícies destas ferramentas sejam reduzidas. O uso de fluidos de corte reduz a temperatura do tempo inativo (por aumentar a dissipação de calor por convecção) e altera muito pouco a temperatura da ferramenta no tempo ativo (Trent, 1984). Com isso, a variação de temperatura aumenta, aumentando desta maneira o número de sulcos.

Bathia, Pandey e Shan (1978), investigaram a natureza das trincas térmicas no corte interrompido de um aço médio carbono, em ferramentas de metal duro classe ISO P-20 sobre uma vasta faixa de velocidades de corte, avanço e profundidade de corte. Eles verificaram a existência de uma grande quantidade de trincas na superfície de saída da ferramenta, quando esta foi observada no microscópio. Trincas perpendiculares à aresta de corte foram encontradas e estas dependem fortemente da velocidade de corte. As características destas trincas foram descritas por estes pesquisadores como sendo função das condições de corte. Quanto maior estas condições, maiores são a densidade, o comprimento e a profundidade das trincas. Quando operando a baixas velocidades de corte, as ferramentas não mostraram sinais de trincas térmicas durante o corte intermitente. Elas falharam devido ao microlascamento mecânico.

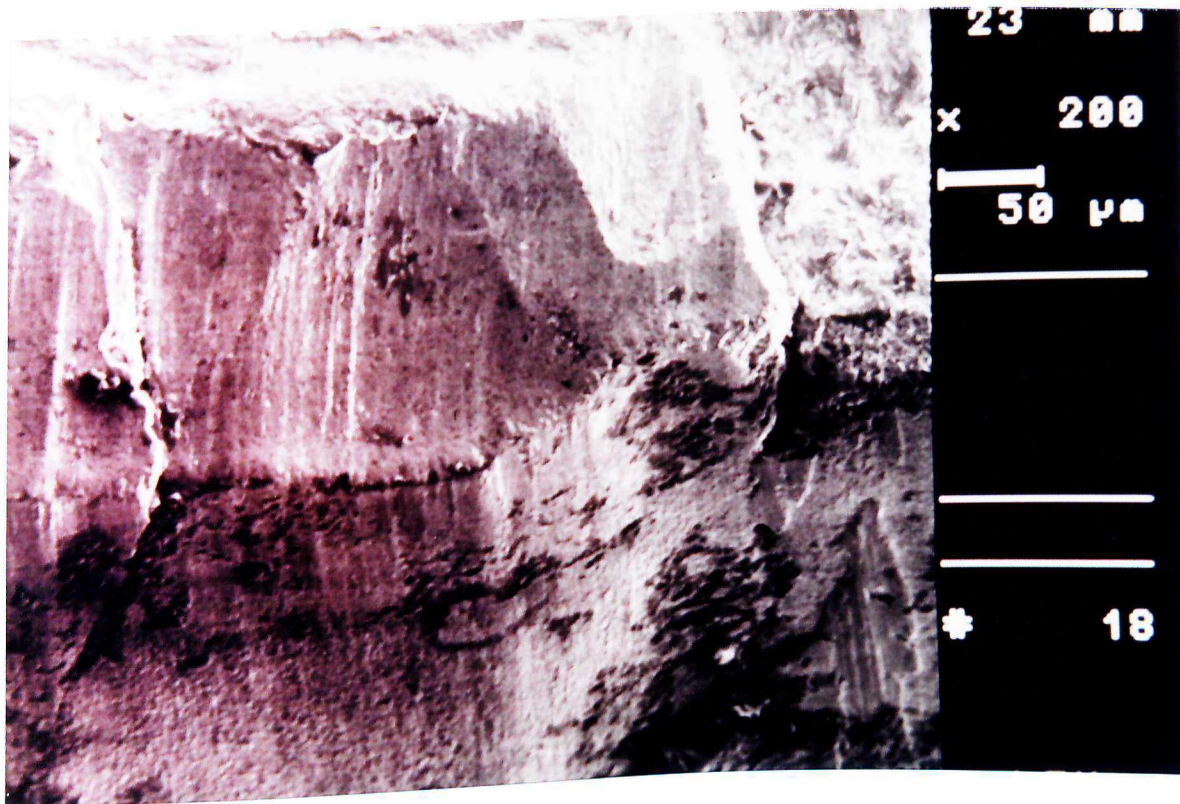
No presente trabalho, o desaparecimento dos sulcos em formas de pentes não foi verificado. Mesmo nas menores condições de corte empregadas (velocidades de corte próximas de 100m/min) os sulcos se formaram. Isto significa que para a usinagem deste aço NB8640, esta faixa de velocidades de corte ainda é suficientemente elevada para a garantir a formação dos sulcos, mesmo na condição a seco. Ela também foi suficientemente elevada para evitar o lascamento ou trincas paralelas de origem mecânica, mesmo com aplicação de refrigerantes.

Kakino e outros (1984), realizaram testes durante o corte interrompido do aço NB1045 com pastilhas de metal duro, utilizando fluido de corte. Os testes foram conduzidos usando-se velocidades de corte de 180m/min, avanço de 0,4mm/rev e profundidade de corte de 3mm. Quando nenhum fluido de corte foi usado, trincas térmicas foram observadas após 31 ciclos de corte. Quando utilizou-se fluido de corte solúvel, sobre a mesma condição de

corte descrita anteriormente, trincas similares apareceram na superfície de saída após 12 ciclos de corte.

Machado (1993), considera que se o fluido agir como refrigerante, ele pode aumentar a flutuação de temperatura e os choques térmicos, e promover trincas térmicas, perpendiculares à aresta. Se agir como lubrificante, ele pode reduzir a geração de calor e diminuir a flutuação de temperatura e consequentemente os choques térmicos, impedindo o aparecimento de trincas perpendiculares às arestas. Quanto aos choques mecânicos, que geram trincas paralelas à aresta de corte das ferramentas, se os fluidos apresentam maiores propriedades lubrificantes eles tendem a reduzir as forças, os choques e as trincas paralelas à aresta. Se estes fluidos são basicamente refrigerantes, eles aumentam as forças e os choques, e consequentemente as trincas.

A Figura 5.1 ilustra mais uma vez a presença destas trincas em uma das ferramentas usadas nos testes.



**Figura 5.1** - Presença de trincas perpendiculares à aresta de corte. Fluido sintético 5%,  $V_c = 190$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm/dente,  $a_p = 2,21$ mm. Ampliação de 200x.

Verifica-se nas Figuras 4.15 a 4.20, a presença de material da peça aderido nas superfícies de folga e saída das ferramentas. Estas placas de material da peça apresentam-se

fortemente aderidas ao substrato de metal duro. Pode-se concluir então, que os mecanismos de desgaste por aderência e arrastamento (attrition), dadas as favoráveis condições, podem também estar presentes. Este mecanismo ocorre quando o fluxo de material sobre as superfícies de saída e de folga da ferramenta se torna irregular, e o corte interrompido oferece estas condições. O processo de adesão do material na superfície desgastada já foi verificado (Machado, 1988) que aumenta com o aumento do desgaste. Isto significa que o processo é evolutivo, pois o desgaste também aumenta com o aumento das adesões. É importante salientar que a presença destes materiais aderidos, dependendo das condições de corte, isto é, à velocidades elevadas, pode também garantir a presença do desgaste difusivo pela presença de uma zona de fluxo. Alguns aspectos mais lisos das áreas desgastadas das ferramentas nas condições mais elevadas de velocidades de corte (Figura 4.18) são fortes indicativos da presença deste mecanismo de desgaste.

Para velocidades inferiores, o fluido de corte solúvel 5% apresentou pior desempenho comparado aos sintéticos 5% e 10%, mas para altas velocidades de corte seu desempenho se aproxima do corte a seco. No gráfico da Figura 4.1, é mostrado que o poder refrigerante do fluido solúvel 5% foi superior aos dos fluidos sintéticos 5% e 10%, à altas velocidades de corte.

Devido ao maior poder refrigerante do óleo solúvel 5%, em altas velocidades de corte, obtivemos uma redução na taxa de desgaste difusivo, proporcionando assim uma vida maior da ferramenta, comparado ao fluido sintético 10% e 5%. Justifica-se inclusive que a vida da ferramenta quando utilizando este fluido, altas velocidades (próximas de 220m/min) a vida da ferramenta quando utilizando este fluido, tende a se aproximar daquela apresentada pelo corte a seco (ver Figura 4.14) Assim, existe então uma velocidade de corte crítica que a partir desta tem-se a ativação de um novo mecanismo de desgaste, comprometendo desta forma o desempenho das ferramentas de corte. Para estes casos, o emprego dos fluidos de corte apresentou performance bastante similar ao corte a seco.

#### **5.4 - Acabamento superficial.**

A utilização dos diversos tipos de fluidos de corte durante a usinagem do aço NB8640, não trouxe melhorias para o acabamento superficial. Os resultados apresentados nos gráficos das Figuras 4.10 a 4.13, mostraram que de uma maneira global, os fluidos de

corte tiveram um efeito negativo sobre o acabamento superficial da peça usinada, no que diz respeito a rugosidade, parâmetro Ra, comparado com a condição a seco. Nota-se também, que o acabamento superficial gerado, quando usou-se os variados tipos de fluidos de corte não apresentou um padrão de comportamento bem definido, dificultando assim uma possível classificação destes quanto ao acabamento superficial.

Verifica-se através dos gráficos das figuras citadas acima, que há uma redução da rugosidade da peça usinada com o tempo de corte. Este fato não é surpreendente, pois a aresta que gera a superfície final da peça não é a aresta principal de corte, onde o desgaste de flanco é medido, mas sim na aresta lateral ou secundária de corte. Para a ferramenta utilizada neste trabalho (inserto com geometria ISO SEMN1204AZ) quando montada na fresa, uma aresta secundária de corte com comprimento de aproximadamente 2,5mm se apresenta com ângulo de posição lateral  $\chi'_r$  igual a zero. Assim, esta aresta secundária age de maneira a promover uma raspagem nos picos das irregularidades (ou marcas de avanço), melhorando sensivelmente o acabamento. Como não se verifica desgaste algum nesta região, o acabamento não é afetado por ele. Observa-se uma melhora do acabamento com o desgaste.

Isto também foi encontrado por Sudaram e Lambert (1979) e Bonifácio e Diniz (1993) para pequenos desgastes e comprovado por Lourenço (1996) no fresamento de aços inoxidáveis austeníticos AISI 304 e AISI 304 modificado.

Quanto a velocidade de corte, cujo aumento tende a melhorar o acabamento superficial (Shaw, 1951), não pode ser avaliado neste trabalho, visto que quando variou-se a velocidade de corte outros parâmetros como avanço e profundidade também foram alterados, o mesmo acontece quando se variam o avanço e profundidade de corte.

Jamar e Dudek (1967), quando usinaram um aço de baixa liga com ferramentas de aço rápido, também verificaram que o fluido de corte pouco influenciou na rugosidade em condições práticas de trabalho. Foi encontrado ainda, que em várias condições de corte o emprego do fluido de corte piorou o acabamento superficial.

O uso de fluidos de corte proporcionou então, um pior acabamento superficial em relação a situação a seco, durante os testes realizados neste trabalho. Isto se justifica pelo fato de que o acabamento superficial é bastante dependente da força de corte (Nakayama, 1966; Shouckry, 1982). Verifica-se nos gráficos das Figuras 4.6 a 4.9, que as maiores potências de corte, e portanto forças de corte, foram desenvolvidas quando utilizou-se fluidos de corte. Esta maior potência gera uma maior vibração nos componentes da máquina

ferramenta, o qual expande-se para todo o sistema peça/ferramenta/fresadora, obtendo-se desta maneira um pior acabamento superficial.

## 6 - CONCLUSÕES

Os resultados encontrados e discutidos neste trabalho permitem que as seguintes conclusões sejam destacadas:

- A velocidade de corte aumenta a temperatura média na interface cavaco-ferramenta.
- Os fluidos de corte diminuem esta temperatura em relação a usinagem a seco para velocidades de corte baixas. A velocidades maiores a eficiência dos fluidos diminui. O fluido que apresentou o maior poder refrigerante foi o semi-sintético, seguido pelos fluidos solúvel 5%, sintético 5%, sintético 10% e pela condição a seco.
- A potência de corte aumenta com o aumento do desgaste da ferramenta de corte. A aplicação de um fluido de corte aumenta esta potência, isto porque o efeito refrigerante dos fluidos aumenta a resistência ao cisalhamento do material, aumentando as forças de usinagem. Os fluidos semi-sintético e sintético 5% são os que apresentam maiores valores desta grandeza.
- A vida das ferramentas diminui com o aumento das condições de corte independentemente das condições de refrigeração/lubrificação testadas. A condição a seco foi a que apresentou as maiores vidas das ferramentas entre todas as condições testadas. Em determinada situação a diferença atingiu 235% em favor da condição a seco.
- A diferença de comportamento entre os fluidos foi pequena. A baixa velocidade de corte o fluido que apresentou maior vida das ferramentas foi o sintético 5%, seguido dos sintéticos 10%, semi-sintético 5% e solúvel 5%. A altas velocidades entretanto, o óleo solúvel supera os demais fluidos, chegando a apresentar valores de vida próximos daqueles da condição a seco.
- Sulcos desenvolvidos em forma de pente estão sempre presentes, independentemente das condições de corte e de lubrificação/refrigeração testadas. A ação refrigerante dos fluidos,



aumentam o intervalo de variação da temperatura da ferramenta durante os tempos ativos/inativos e isto acelera o processo de sulcamento das ferramentas.

· A rugosidade, medida através do parâmetro Ra mostrou um comportamento aleatório, irregular ao longo da vida da ferramenta e indefinido quanto ao efeito da condição de lubrificação/refrigeração testada. No início da vida das ferramentas, isto é, sem o efeito de desgastes, a condição a seco e com o fluido sintético 5% apresentou valores de Ra ligeiramente menores.

## 7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Desenvolver e aplicar uma metodologia para se medir a temperatura de corte na ferramenta com a utilização dos diversos fluidos, de maneira a estudar a sua variação durante os ciclos de corte no fresamento.
- Repetir este estudo utilizando material menos resistente, por exemplo, um aço NB1213 (aço de corte fácil), de maneira a tentar evitar a formação de sulcos desenvolvidos em forma de pentes, para conferir a performance dos fluidos de corte nesta condição.

## 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AKIHIKO, N.; FUJITA, S. (1989) - "Developments of a Cutting Tool Failure Detector", Bull. Jpn. Soc. Prec. Eng., 23, pp 134-139.
- ASME (1952) - Manual on Cutting of Metals, The American Society of Mechanical Engineers, USA.
- BATHIA, S.M.; PANDEY, P.C.; SHAW, H.S. (1986) - "The Thermal Condition of the Tool Cutting Edge in Intermittent Cutting" - Wear, vol 61, pp. 21-30.
- BONIFÁCIO, M.E.R.; DINIZ, A.E. (1994) - "Correlating Tool Wear, Tool Life, Surface Roughness and Tool Vibration in Finish Turning with Coated Carbide Tools, Wear, 173, pp. 137-144.
- BOOTHROYD, G. (1981) - "Fundamentals of Metals Machining and Machine Tools" - International Student Edition, Mcgraw Hill, 5 th printing, 350 pgs.
- BRAGA, D.U.; DINIZ, A.E.; CUPPINI, N.L. (1993) - "Monitoramento Indireto da Vida da Ferramenta de Torneamento Usando Parâmetros Elétricos da Máquina-Ferramenta", Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. XV, n<sup>o</sup> 3, pp. 210-220.
- CHAKRAVERTI, G.; PANDEY, P.C.; MEHTA, N.K. (1984) - "Analysis of Tool Temperature Fluctuation in Interrupted Cutting", Precision Engineering, vol 6, april, pp. 99-105.
- CHILDS, T.H.C.; ROWE, G.W. (1973) - "Physics in the Metal Cutting", Rep. Prog. Physics, vol. 36, pp.223-288.
- DEARNLEY, P. A. (1983) - New Technique for Determining Temperature Distribution in Cemented Carbide Cutting Tools, Metals Technology, 10, pp205-214, jun.

DOS SANTOS, A. L. B. (1996) - "Otimização de Ensaios Utilizados na Determinação dos Coeficientes da Equação de Taylor Expandida", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.

DOYLE, E.D.; HORNE, J.G. and TABOR, D. (1979) - "Frictional Interactions Between Chip and Rake Face in Continuous Chip Formation". - Proc R Soc, London, vol366, pp. 65-81.

DUARTE, M. A. V. (1994) - "Ajuste de Modelos Dinâmicos de Estruturas Com Linearidades não Concentradas", Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil.

FERNANDES, J. R. S. (1993)- Projeto e Fabricação de um Dispositivo para Medição de Temperatura de Corte no Processo de Torneamento, Relatório Técnico, Iniciação Científica, CNPq/Universidade Federal de Uberlândia.

FERRARESI, D. (1977) - "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blücher Ltda, vol 1, SP, 751 pgs.

HUNZ, R. P. (1984) - Water Based Metalworking Lubricants, Lubr. Engr., 40 (9): 549-553.

JAMAR, L.G.; DUDEK, R.A. (1967) - "Cutting Fluid Lubricity and Surface Roughness in Turning", The International Journal of Production Research, 5 (4): pp. 307-317.

JIANG, Y. C.; XU, J.H. (1987) - "In-Processes Monitoring of Tool Wear Stage by the Frequency Band Energy Method", Ann. CIRP, 36, pp 45-48.

KAKINO, Y., SHODA, M., HASHITANI, M. (1984) - A Study on the Generation of Thermal Crack of Cutting Tool, Proceedings of the 5th International Conference of Production Engineering, Tokyo, pp209-215.

KOVACEVIC, R.; CHERUKUTHOTA, C.; MOHAN, R. (1995) - "Improving Milling Performance with High Pressure Waterjet Assisted Cooling/Lubrication", Journal of Engineering for Industry, Vol.19, August, pp. 331-339.

- KURIMOTO, T. and BARROW, G. (1982) - "The Influence of Aqueous Fluids on the Wear Characteristics and Life of Carbide Cutting Tools", Ann. of the CIRP, 19-23 Jan.
- LIMA, F. R. S. (1996) - Estudos de Técnicas de Problemas Inversos Bidimensionais: Aplicação em Processos de Usinagem, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.
- LIN, J. et al (1992) - Estimation of Cutting Temperature in Speed Machining, ASME Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 114, pp.289-296.
- LOURENÇO, C. J. (1996) - "A Usinabilidade do Aço Austenítico ABNT 304", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.
- MACHADO, A.R. et al. (1988) - "The Milling of Titanium with Coated Carbide Tools", 80 Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 15 de dezembro, Campinas SP, pp 276 a 281.
- MACHADO, A.R. (1990) - "Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with High Pressure Coolant System", Phd Thesis, University of Warwick, England.
- MACHADO, A.R.; da SILVA, M.B. (1993) - "Usinagem dos Metais", Apostila, DEEME - UFU, 174 pgs.
- MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. (1997) - "The Effect of Extremely low Lubricant Volumes in Machining", Accepted for publication in Wear - Oxford. UK.
- MERCHANT, M.E. (1945) - Mechanical of Metal Cutting Processes, 1<sup>o</sup> parte: Orthogonal Cutting, J. Appl. Phys, 16: 267-275, maio 1945.
- MOTTA, M.F. (1994) - "Influência do Fluido de Corte no Torneamento do Aço ABNT 8640", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.

NAKAYAMA, K.; SHAW, M.C.; BREWER, R. C. (1966) - "Relationship Between Cutting Forces, Temperature, Build-up Edge and Surface Finish", Ann. of CIRP, 14, pp211-223.

NELSON, D.; SCHAIBLE, J. (1988) - "Update: Cutting Fluids and Related Products", Cutting Tool Engineering, oct, pp. 31-35.

OXLEY, P.L.B. (1980) - "Metallic Friction under Near-Seizure Conditions"- Wear, vol. 65, pp. 227-241.

PALMAI, Z. (1987) - "Cutting Temperature in Intermittent Cutting." - International Journal of Machine Tools Manufacture, vol 27, pp. 261-274.

POSTNIKOV, S.N. (1967) - "Penetrating Ability of Cutting Fluids", Wear, vol.10, pp. 142-150.

RUNGE, P. (1987) - "Lubrificantes nas Indústrias". - São Paulo, Tribo Concept.

RICHARDS, N.; ASPINWALL, D. (1989) - "Use of Ceramics Tool for Machining Nickel Based Alloys", - Int J Mach Tools Manufact, vol 29, pp.575-588.

SHAW, M.C. ; BER, A. and MAMIN,P.A. (1960) - "Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow" - Trans. ASME, June, pp. 342-346.

SHAW, M.C.; PIGGOT, J.D.; RICHARDSON, L.P. (1951) - "The Effect of the Cutting Fluids upon Chip-Tool Interface Temperature", Trans os ASME, vol. 73, nº 1, pp45-56.

SHOUCKRY, A. S. (1982) - "The Effect of Cutting Conditions on Dimensional Accuracy", Wear, vol. 80, pp. 197-205.

SILVA, A. D. (1994) - "Uma metodologia para Otimização Automática de Parâmetros de Usinagem", Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, SC, Brasil.

- SUDARAM, R.M.; LAMBERT, B.K. (1979) - "Surface Roughness Variability of AISI 4140 Steel in Fine Turning Using Carbide Tools", *Int. J. Prod. Res.*, 17 (3), pp. 249-258.
- TRENT, E.M. (1984) - "Metal Cutting", 2nd Edition, Butterworths, London, ISBN 0408108568, 245 pags.
- TRENT, E.M. (1967) - "Conditions of Seizure at the Tool Work Interface", ISI, Special Report 94, Iron and Steel Institute, London, pp 11-18.
- TRENT, E.M. (1963) - "Cutting Steel and Iron with Cemented Carbide Tools - Part II: Conditions and Seizure at the Tool Work Interface". *Journal of the Iron and Steel Institute*.
- TRENT, E.M. (1988) - "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: I - Seizure in Metal Cutting" - *Wear*, vol. 128, pp29-45.
- WALLACE, P.W. and BOOTHROYD, D.G. (1964)- "Tool Force and Tool Chip Friction in the Ortogonal Machining". - *Mech. Eng. Sce*, vol 6, pp. 74-87.
- WANG, K.K.; TSAO, K.C.; WU, S.M. (1969) - "Investigation os Face-Milling Tool Temperatures by Simulation Techniques", *Journal of Engineering for Industry*, august, pp. 772-780.
- WILLIAMS, J.A. (1977) - "The Action of the Lubrificants in Metal Cutting", *Journal Mechanical Engineering Science*, 7 Mech Vol.19, n<sup>o</sup> 5, pp. 202-212.
- WRIGHT, P. K.; TRENT, E. M. (1973) - Metallographic Method of Determining Temperature Gradients in Cuttings Tools, *Journal of the Iron and Steel Institute*, may, pp364-368
- WRIGHT, P.K. (1981) - "Frictional Interactions in Machining: Comparisons Between Transparent Sapphire and Steel Cutting Tools". - *Metals Technology*, April, pp.150-160.

WRIGHT, P.K.;BIACGHI, A. (1981) - "Wear Mechanisms that Dominates Tool-Life in Machining", Journal Applied Metal Working, ASM, vol 1, pp15-21.

ZOREV, N.M. (1963) - "Interlationship between Shear Processes Ocurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting"- Proc Int Prod Eng Res Conf, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, Sep, pp. 42-49.



## 9 - ANEXOS

### ANEXO I

Descrição e características dos fluidos de corte utilizados neste trabalho de dissertação:  
(Informações do fabricante).

Fluido: ÓLEO SOLÚVEL CONVENCIONAL LEITOSO

Descrição: Óleos de corte emulsionáveis recomendados para operações de usinagem onde o resfriamento é a função mais importante. Contém óleo mineral, agente anticorrosivo, antiespuma, emulgador e bactericida.

Aplicação: Adequados para a maioria das operações em materiais facilmente usináveis, tais como: furação, aplainamento de desbaste e acabamento, torneamento interno e externo, corte à frio, alargamento e retificação.

Benefícios: Propicia excelente propriedade de lubrificação por conter alto percentual de óleo mineral. Formam emulsão com excelente estabilidade nas águas normais da rede pública.

Concentração recomendada: Adicionados à água na proporção de 0,5% a 30,0%.

Características típicas:

Densidade a 20/4 °C	0,928
Cor ASTM	4,0
Viscosidade cinemática, cSt à 40 °C	42,4
TAN, mg KOH/g	0,28
Corrosão 1:20 em água com 50ppm CaCO <sub>3</sub> (IP 125)	Zero
Fator de correção para medida de concentração	0,8xgraus brix

Fluido: SINTÉTICO COM EP DE ALTA PERFORMANCE

Descrição: Fluido de corte sintético bioestável solúvel em água. Contém agente de extrema pressão, anti-corrosivo, passivador de metais, fungicida e polímero.

Aplicação: Recomendado para usinagem severa de metais ferrosos e não ferrosos.

Benefícios: Entre diversos temos: Substitui óleos integrais e solúveis da base mineral do tipo EP devido à aditivação à base de polímeros, resistente a geração de odores desagradáveis, possui excelente proteção anticorrosiva, boa resistência à formação de espumas, segurança em relação à saúde e ao meio ambiente.

Concentração recomendada: - Usinagem geral: 3 a 5%  
 - Retífica: 2 a 3%  
 - Usinagem severa: 5 a 15%

Características típicas:

Aparência	Líquido amarelo
Densidade 20/4 °C	1,0674
pH (5% H <sub>2</sub> O destilada)	9,02
Corrosão IP 287 (4% em H <sub>2</sub> O 50 ppm CaCO <sub>3</sub> )	0
Fator de correção p/ medida de concentração	1,65 graus brix

## Fluido: SEMI-SINTÉTICO

Descrição: Fluidos de corte semi-sintéticos bioestáveis recomendados para operações de usinagem em geral e retífica.

Aplicação: Adequados para usinagem de metais ferrosos de média a alta tensão e metais não ferrosos.

Benefícios: Proporcionam excelente proteção anticorrosiva, alta resistência à degradação microbiológica, suportam alto grau de contaminação por Tramp oil.

Concentração recomendada: - Operações severas - 5%  
 - Usinagem geral - 3 a 5%  
 - Retíficas - 2 a 3%

### Características típicas:

Aparência	opaco
Densidade a 20/4 °C	0,980
pH (3% vol. em água destilada)	9,3
Estabilidade da emulsão por 24h (5% vol. em água com 50 ppm de CaCO <sub>3</sub> )	estável
Corrosão 1:50 em água com 50 ppm de CaCO <sub>3</sub> (IP 267)	Zero
% de óleo mineral	50
Fator de correção para medida de concentração	1,52

## ANEXO II

A seguir as Tabelas referentes aos gráficos apresentados no capítulo 4 sobre Resultados Experimentais.

## Temperatura de corte

**Tabela II.1** - Temperatura de corte para a usinagem do aço NB1020, a seco, utilizando  $f = 0,112$  mm/rev e  $a_p = 0,5$ mm e variando-se a velocidade de corte.

Vc (m/min)	Temperatura -Seco ( $^{\circ}$ C)
48,9	448
62,20	507
98,49	705
124,40	724
155,5	815
186,60	827

**Tabela II.2** - Temperatura de corte para a usinagem do aço NB1020, com o fluido solúvel 5%, utilizando  $f = 0,112$  mm/rev e  $a_p = 0,5$ mm e variando-se a velocidade de corte.

Vc (m/min)	Temperatura -Solúvel ( $^{\circ}$ C)
48,9	333
62,20	400
98,49	590
124,40	627
155,5	761
186,60	802

**Tabela II.3** - Temperatura de corte para a usinagem do aço NB1020, com o fluido semi-sintético 5%, utilizando  $f = 0,112$  mm/rev e  $a_p = 0,5$ mm e variando-se a velocidade de corte.

Vc (m/min)	Temperatura -S. Sintético 5% (°C)
48,9	344
62,20	387
98,49	532
124,40	612
155,5	745
186,60	800

**Tabela II.4** - Temperatura de corte para a usinagem do aço NB1020, com o fluido sintético 5%, utilizando  $f = 0,112$  mm/rev e  $a_p = 0,5$ mm e variando-se a velocidade de corte.

Vc (m/min)	Temperatura -Sintético 5% (°C)
48,9	318
62,20	383
98,49	560
124,40	665
155,5	791
186,60	825

**Tabela II.5** - Temperatura de corte para a usinagem do aço NB1020, com o fluido sintético 10%, utilizando  $f = 0,112$  mm/rev e  $a_p = 0,5$  mm e variando-se a velocidade de corte.

Vc (m/min)	Temperatura -Sintético 10% ( $^{\circ}$ C)
48,9	310
62,20	384
98,49	562
124,40	649
155,5	775
186,60	821

## Vida da ferramenta, potência de corte e acabamento superficial.

### Corte a seco do aço ABNT 8640.

**Tabela II.6** - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade superficial para corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 104\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,23\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1.52\text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )
1	0,85	0	2951,34	0,63
2	5,95	0,08	3002,36	0,52
3	6,8	0,1	2842,36	0,48
4	7,65	0,12	3004,78	0,48
5	8,5	0,12	3014,15	0,7
6	11,05	0,14	3230,02	0,69
7	13,6	0,16	3108,86	0,72
8	16,15	0,17	3313,07	0,98
9	19,55	0,2	3383,75	0,45
10	22,95	0,23	3451,36	0,45
11	26,35	0,3	3552,1	0,4
12	29,75	0,4	3781,98	0,33
13	31,45	0,48	3854,74	0,31
14	33,15	0,61	4021,84	0,42
15	35,7	0,75	3899,36	0,33

**Tabela II.7** - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 191\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,15\text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 2,22\text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,74	0	2997,7	0,38
2	2,96	0,28	3104,35	0,41
3	3,7	0,47	3543,5	0,34
4	4,44	0,79	3536,46	0,3

**Tabela II.8** - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 205\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,13\text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 1,78\text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,77	0	2609,4	0,48
2	2,31	0,2	2775,42	0,47
3	3,08	0,38	2674,41	0,5
4	3,85	0,4	3053,85	0,56
5	4,62	0,45	2959,41	0,6
6	5,39	0,5	3389,29	0,84
7	6,16	0,76	3207,62	1,35



**Tabela II.9** - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 110$  m/min ;  $f_z = 0,12$  mm/rev ;  $a_p = 2,25$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{\max}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu$ m)
1	0	0	-	-
2	7,9	0,08	2578,28	-
3	11,06	0,08	2709,75	0,42
4	12,64	0,19	2913,91	-
5	15,8	0,19	2884,58	0,4
6	18,96	0,24	2998,31	0,69
7	22,12	0,27	3022,91	0,4
8	26,86	0,38	3521,9	0,88
9	30,02	0,4	3605,24	0,33
10	33,18	0,46	-	0,26
11	36,34	0,55	3966,68	0,26
12	37,92	0,57	3835,41	0,47
13	39,5	0,61	4250,62	0,45
14	41,08	0,68	3909,37	0,35
15	42,66	0,68	4320,92	0,47
16	44,24	0,7	4005,03	0,38

**Tabela II.10** - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 107\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,14\text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 2,0\text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	5,4	0,08	2439,19	0,37
2	9,45	0,13	2766,89	0,47
3	13,5	0,14	2843,14	1,09
4	18,9	0,18	2957,63	0,49
5	24,3	0,23	3092,10	0,46
6	29,7	0,29	3397,28	0,45
7	35,1	0,41	3542,43	0,34
8	40,5	0,52	3813,36	0,46
9	43,2	0,61	4046,36	1,07
10	45,9	0,86	4305,65	0,89

**Tabela II.11-** Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 107\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,14\text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 1,93\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	1,34	0,07	2743,10	0,50
2	6,7	0,10	2764,33	0,50
3	12,06	0,14	2792,37	0,41
4	17,42	0,22	2885,24	0,43
5	22,78	0,31	2958,4	0,78
6	28,14	0,37	3072,65	0,64
7	33,5	0,41	3165,87	0,61
8	38,86	0,43	3331,94	0,59
9	45,56	0,50	3660,59	0,97
10	49,58	0,59	3873,64	0,69
11	53,6	0,82	4040,19	0,75

**Tabela II.12-** Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 154\text{ m/min}$  ;  $f_z = 0,25\text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 1,48\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,54	0,08	3075,92	0,8
2	1,62	0,14	3198,14	0,66
3	2,7	0,21	3471,14	0,64
4	3,78	0,35	3627,41	0,5
5	4,86	0,56	3800,97	1,24
6	5,94	0,72	4208,80	0,99

**Tabela II.13-** Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte à seco do aço NB8640, quando utilizando  $V_c = 152 \text{ m/min}$  ;  $f_z = 0,12 \text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 1,10 \text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	10,35	0,12	1414,35	0,47
2	16,1	0,18	1737,19	0,36
3	20,7	0,28	1865,76	0,25
4	25,3	0,7	2025,72	0,3

**Corte do aço NB8640 com fluido Solúvel 5%.**

**Tabela II.14 -** Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte com o uso de fluido de corte Solúvel 5%, utilizando  $V_c = 104 \text{ m/min}$  ;  $f_z = 0,23 \text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 1,52 \text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	2,55	0,09	3211,67	0,62
2	5,95	0,17	3225,57	0,68
3	8,5	0,24	3039,82	0,97
4	11,9	0,29	3179,11	0,53
5	15,3	0,38	3377,06	0,86
6	17,85	0,5	4032,85	0,79
7	19,55	0,53	4182,23	0,63
8	22,1	0,69	398,83	0,79
9	22,95	0,79	4581,34	0,65

**Tabela II.15** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte com o uso de fluido de corte Solúvel 5%, utilizando  $V_c = 191\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,15\text{ mm/rev}$  ;  $a_p = 2,22\text{ mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,74	0,1	3326,29	0,83
2	2,22	0,3	3552,3	0,65
3	3,7	0,5	3838,2	0,67
4	5,18	1,14	4430,12	0,73

**Tabela II.16** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte com o uso de fluido de corte Solúvel 5%, utilizando  $V_c = 205\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,13\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,78\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,77	0,08	2720,95	0,78
2	2,31	0,46	-	0,66
3	3,08	0,5	2931,06	0,71
4	4,62	1,76	3602,75	0,51

**Tabela II.17** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte com o uso de fluido de corte Solúvel 5%, utilizando  $V_c = 110\text{m/min}$ ;  $f_z = 0,12\text{mm/rev}$ ;  $a_p = 2,25\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	3,6	0,17	2898,87	1,05
2	6	0,24	2990,49	0,83
3	8,4	0,32	3107,13	0,82
4	10,8	0,37	3218,38	0,85
5	13,2	0,42	3417,54	0,63
6	15,6	0,48	3536,05	0,65
7	18	0,5	3698,62	0,66
8	20,4	0,54	3932,04	0,66
9	22,8	0,71	4095,62	0,98

**Tabela II.19** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte com o uso de fluido de corte Solúvel 5%, utilizando  $V_c = 151\text{m/min}$ ;  $f_z = 0,25\text{mm/rev}$ ;  $a_p = 2,07\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	1,1	0,15	4205,22	0,98
2	1,65	0,20	4432,89	0,79
3	2,2	0,25	4412,9	0,81
4	2,75	0,26	4775,23	0,76
5	3,85	0,31	4752,53	0,73
6	4,4	0,50	5236,24	0,69
7	4,95	0,73	5797,31	0,61

**Tabela II.20** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte com o uso de fluido de corte Solúvel 5%, utilizando  $V_c = 151\text{m/min}$ ;  $f_z = 0,21\text{mm/rev}$ ;  $a_p = 1,43\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	1,71	0,2	2921,62	0,7
2	2,85	0,32	2998,89	0,65
3	3,42	0,35	3456,63	0,85
4	4,56	0,53	3907,04	0,94
5	5,13	0,72	4113,25	0,87

**Corte do aço NB8640 com fluido Semi-Sintético 5%.**

**Tabela II.21** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte S. Sintético 5%, utilizando  $V_c = 104\text{m/min}$ ;  $f_z = 0,23\text{mm/rev}$ ;  $a_p = 1,52\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	1,7	0,14	3310,33	1,11
2	3,4	0,19	3217,77	1
3	5,1	0,33	3328,14	0,65
4	6,8	0,41	3521,78	0,81
5	8,5	0,53	3645,75	0,94
6	10,2	0,58	3960,32	0,93
7	11,09	0,61	4155,25	0,81
8	13,6	0,7	4344,11	2,99

**Tabela II.22** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte S. Sintético 5%, utilizando  $V_c = 191\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,15\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,22\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,74	0,14	3287,48	0,73
2	2,22	0,6	3836,64	0,54
3	2,96	0,86	4004,52	0,48

**Tabela II.23** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte S. Sintético 5%, utilizando  $V_c = 205\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,13\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,78\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,77	0,18	2756,51	0,77
2	1,54	0,28	2855,81	0,94
3	3,08	1	3224,65	0,53



**Tabela II.24** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte S. Sintético 5%, utilizando  $V_c = 110\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,12\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,25\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	3,16	0,14	2688,54	0,52
2	6,32	0,19	2729,21	0,45
3	9,48	0,26	2782,32	0,41
4	14,22	0,34	3293,74	-
5	18,96	0,39	3258,81	0,41
6	22,12	0,39	3432,87	0,36
7	25,28	0,58	3496,74	0,35
8	26,86	0,66	3881,25	0,32
9	28,44	0,66	3555,8	0,33
10	31,6	0,7	4154,99	0,25

**Tabela II.25** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte S. Sintético 5%, utilizando  $V_c = 100\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,16\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,91\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	2,6	0,08	2636,13	0,63
2	6,5	0,1	2735,37	0,49
3	10,4	0,13	2802,63	0,49
4	15,6	0,21	2980,56	1,07
5	20,8	0,26	3171,39	0,56
6	26	0,32	3326,34	0,51
7	28,6	0,43	3146,29	0,6
8	31,2	0,5	3635,13	0,62
9	33,8	0,57	3823,03	0,86
10	36,4	0,64	3926,4	0,49
11	39	0,7	4110,77	0,48

**Tabela II.26** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte S. Sintético 5%, utilizando  $V_c = 100\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,14\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,01\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	2,9	0,09	2983,65	0,45
2	8,7	0,17	2959,27	0,39
3	14,5	0,23	3144,11	0,45
4	20,3	0,31	3178,69	0,53
5	26,1	0,45	3471,54	0,61
6	31,9	0,55	3631,97	0,65
7	24,8	0,60	3689,02	0,73
8	37,7	0,75	3833,06	0,47

**Corte do aço NB8640 com fluido Sintético 5%.**

**Tabela II.27** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso de fluido de corte Sintético 5%, utilizando  $V_c = 104\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,23\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,52\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,85	0,09	3126,25	0,7
2	2,55	0,12	3134,72	0,56
3	5,1	0,15	3168,84	0,71
4	6,8	0,18	3278,52	0,67
5	9,35	0,23	3445,44	0,49
6	11,05	0,27	-	0,88
7	13,6	0,31	3713,1	0,79
8	16,15	0,4	4122,08	0,76
9	18,7	0,51	4160,63	0,84
10	20,4	0,63	4279,37	0,84
11	21,25	0,73	4596,81	-

**Tabela II.28** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso de fluido de corte Sintético 5%, utilizando  $V_c = 190\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,15\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,22\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,74	0,16	3230,63	0,8
2	2,22	0,52	3596,12	0,67
3	2,96	0,65	3482,41	0,9
4	3,7	0,78	4172,56	0,6

**Tabela II.29** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 5%, utilizando  $V_c = 205\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,13\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,78\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,77	0,12	2864,11	0,43
2	2,31	0,5	3172,18	0,41
3	3,08	0,71	3095,33	0,4

**Tabela II.30** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 5%, utilizando  $V_c = 110\text{m/min}$ ;  $f_z = 0,12\text{mm/rev}$ ;  $a_p = 2,25\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	1,58	0	2665,27	0,47
2	4,74	0,12	2677,6	0,41
3	9,48	0,16	2680,79	0,47
4	14,22	0,27	3263,53	0,37
5	18,96	0,37	-	0,51
6	22,12	0,49	3347,15	0,6
7	25,28	0,64	3555,78	0,6
8	26,86	0,69	3990,97	0,5
9	28,44	0,75	3722,6	0,37

**Tabela II.31** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 5%, utilizando  $V_c = 101\text{m/min}$ ;  $f_z = 0,19\text{mm/rev}$ ;  $a_p = 1,77\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	2,18	0,05	3121,96	0,82
2	5,4	0,09	3116,65	0,70
3	8,64	0,12	3235,51	0,75
4	14,04	0,18	2927,78	1,17
5	18,36	0,28	3314,04	1,06
6	22,68	0,32	3665,85	0,76
7	27	0,46	3933,10	0,63
8	30,24	0,64	4097,65	0,64
9	32,4	0,78	4200,43	0,69

**Tabela II.32** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 5%, utilizando  $V_c = 100\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,20\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,78\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	2,10	0,04	2478,25	0,64
2	4,2	0,05	2662,83	0,97
3	6,3	0,1	2693,33	0,87
4	10,5	0,17	2826,38	1,11
5	14,7	0,27	2922,94	1,11
6	18,9	0,4	3076,76	1,02
7	21	0,49	3344,08	0,98
8	23,1	0,59	3583,24	1,00
9	25,2	0,67	3767,2	1,16
10	26,25	0,71	3858,45	0,46

**Corte do aço NB8640 com fluido Sintético 10%.**

**Tabela II.33** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso de fluido de corte Sintético 10%, utilizando  $V_c = 104\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,23\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,52\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$ (mm)	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,85	0,05	2717,95	0,88
2	2,55	0,11	2708,1	1,00
3	4,25	0,13	2738,97	0,91
4	5,95	0,17	2852,76	0,92
5	7,65	0,2	3009,97	0,63
6	11,05	0,31	3193,45	0,56
7	14,25	0,49	3413,28	0,6
8	16,15	0,65	3805,34	0,5
9	17	0,73	4225,09	0,45

**Tabela II.34** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso de fluido de corte Sintético 10%, utilizando  $V_c = 191\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,15\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,22\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,74	0,11	3024,44	0,75
2	2,22	0,29	3522,39	0,6
3	2,96	0,6	3773,39	0,6
4	3,7	0,95	4317,71	-

**Tabela II.35** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 10%, utilizando  $V_c = 205\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,13\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 1,78\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	0,77	0,05	2433,44	0,77
2	2,31	0,26	2703,42	0,45
3	3,85	0,65	3348,2	0,41
4	4,62	1,14	3420,3	0,31

**Tabela II.36** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 10%, utilizando  $V_c = 101\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,12\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,25\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	3,16	0,04	2717,95	0,8
2	7,9	0,1	2738,97	0,7
3	12,64	0,17	3009,97	0,8
4	17,38	0,28	3193,45	0,52
5	22,12	0,4	3413,28	0,62
6	25,28	0,54	3805,34	0,55
7	26,86	0,74	4225,09	0,47

**Tabela II.37** - Resultados do tempo de vida, desgaste de flanco máximo, potência de corte e rugosidade para o corte do aço NB8640 com o uso do fluido de corte Sintético 10%, utilizando  $V_c = 100\text{m/min}$  ;  $f_z = 0,15\text{mm/rev}$  ;  $a_p = 2,00\text{mm}$ .

Medida	Tempo (min)	$VB_{\text{máx}}$	Pot. (W)	Ra ( $\mu\text{m}$ )
1	2,64	0,05	2840,19	2,17
2	7,92	0,11	3082,03	1,45
3	13,2	0,15	3191,87	1,2
4	18,48	0,19	3347,14	0,92
5	23,76	0,28	3570,61	0,76
6	29,04	0,36	3814,99	0,67
7	34,32	0,48	4009,05	0,64
8	36,96	0,59	4108,96	0,53
9	39,60	0,65	4393,57	0,56
10	42,24	0,70	4503,82	0,49

## ANEXO III

Os gráficos das figuras abaixo, apresentam os resultados estatísticos pertencentes as equações expandidas de Taylor, referentes as condições de lubrificação/refrigeração utilizadas neste trabalho.

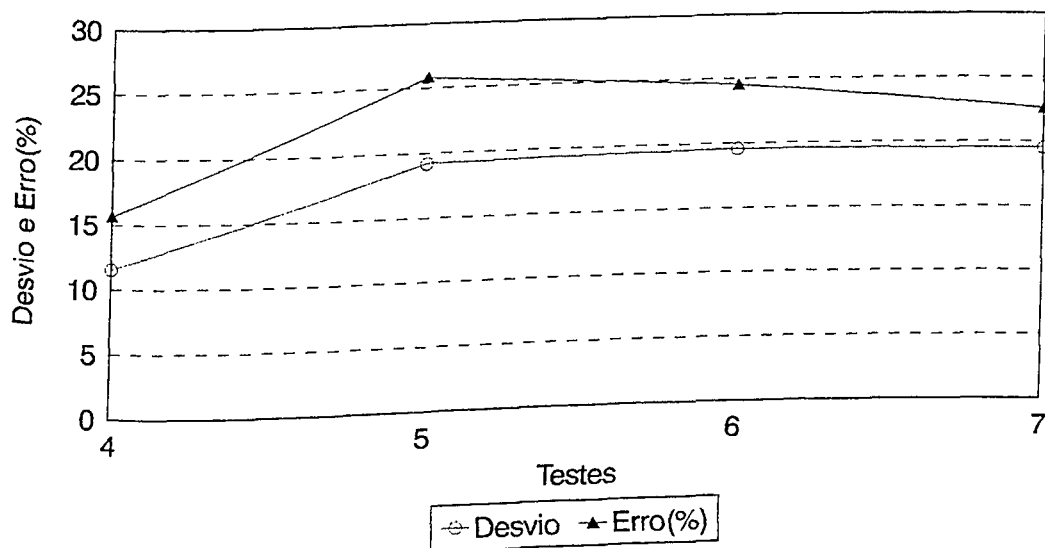


Figura III.1 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor, para a usinagem do aço NB8640, a seco.

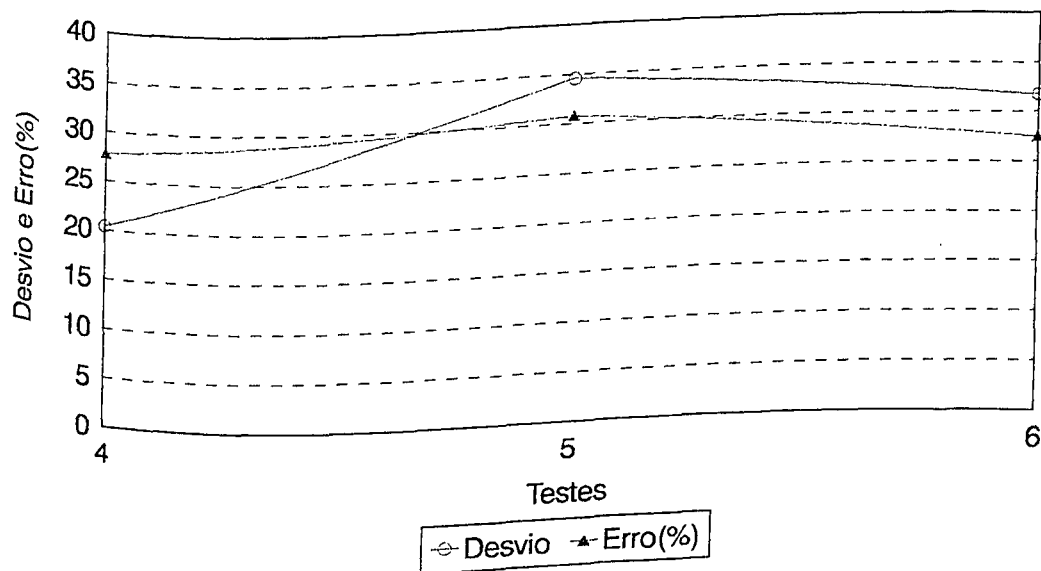


Figura III.2 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor, para a usinagem do aço NB8640, com o fluido solúvel 5%.



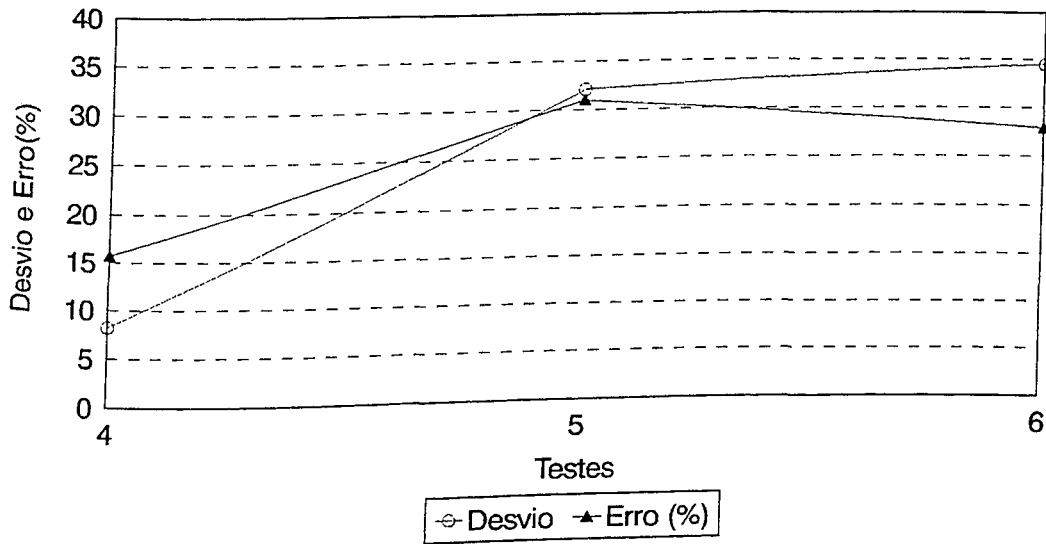


Figura III.3 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor, para a usinagem do aço NB8640, com o fluido semi-sintético 5%.

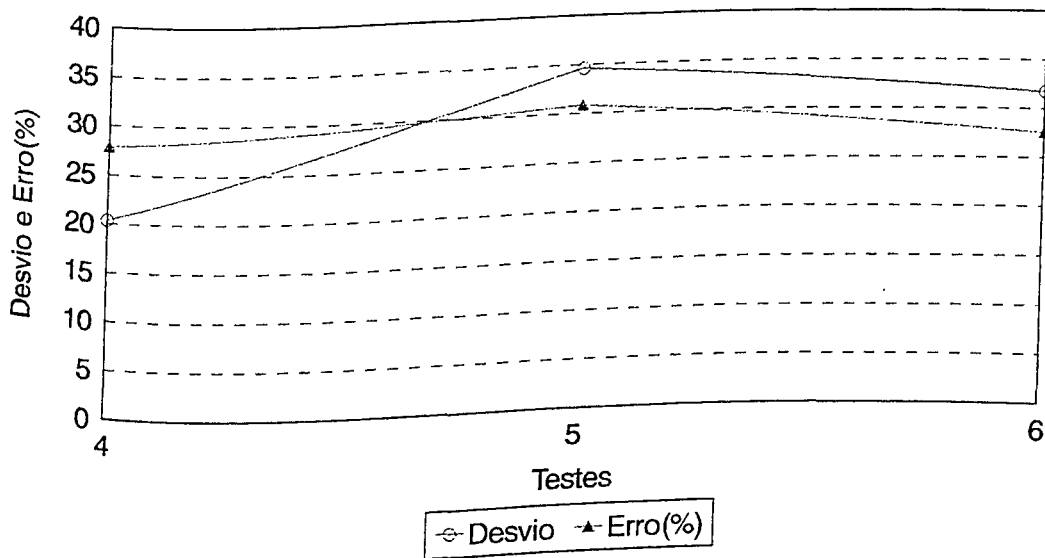


Figura III.4 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor, para a usinagem do aço NB8640, com o fluido sintético 5%.

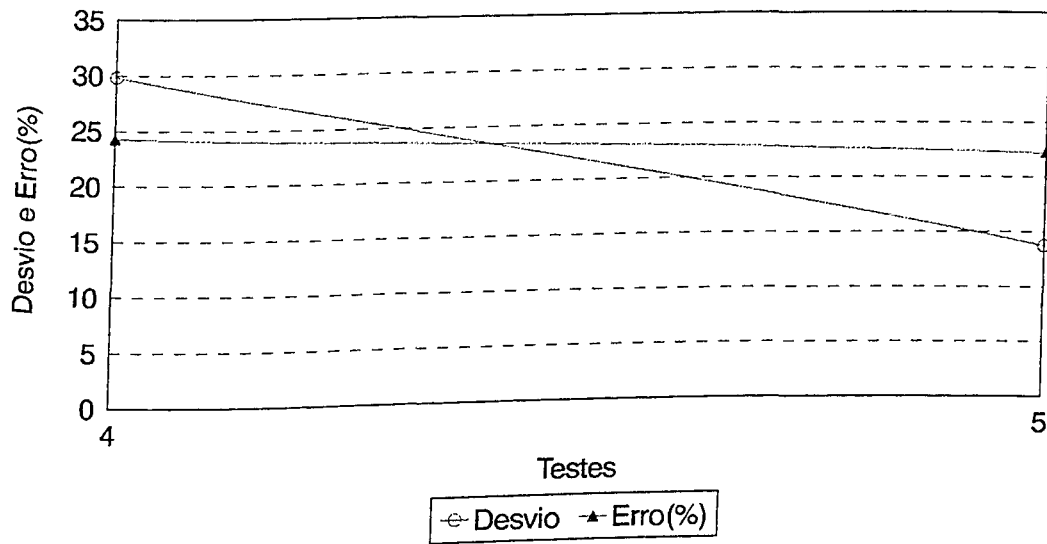


Figura III.5 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor, para a usinagem do aço NB8640, com o fluido sintético 10%.