

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

MON
621
R 3754
TESISEM

CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**INFLUÊNCIA DO ÂNGULO DE POSIÇÃO SECUNDÁRIO DA
FERRAMENTA, RAIOS DE PONTA E LUBRIFICAÇÃO NA USINAGEM EM
PRESENÇA DE ARESTA POSTIÇA DE CORTE**

Dissertação apresentada à

Universidade Federal de Uberlândia por:

ALEXANDRE MARTINS REIS

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

SISBI/UFU



1000193436

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva (UFU) - Orientador
Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - (UFU)
Prof. Dr. Luiz Airton Consalter (UPF/UNISINOS – RS)

Uberlândia, MG, 27 de março de 2000



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COORDENAÇÃO DO PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA

Av. João Naves de Ávila 2160 Campus Santa Mônica Uberlândia - MG 38408-100
Fone: 0XX342394149- FAX: 0XX342394282

ALUNO: ALEXANDRE MARTINS REIS

NÚMERO DE MATRÍCULA: 5981601-2

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Materiais e Processos de Fabricação

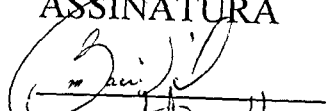
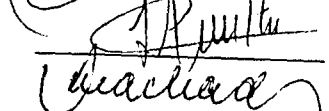

PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL MESTRADO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:

Influência do Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta, Raio de Ponta e Lubrificação na Usinagem em Presença de Aresta Postiça e Corte.

ORIENTADOR: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

A Dissertação foi APROVADA em reunião pública, realizada no Anfiteatro da Biblioteca do Campus Santa Mônica, em 27 de março de 2000, as 9 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME		ASSINATURA
Márcio Bacci da Silva, Prof. Dr.	UFU	
Luiz Airton Consalter, Prof. Dr.	UPF-RS	
Álisson Rocha Machado	UFU	

Uberlândia, 27 de março de 2000.

Aos meus pais, Múcio e Sílvia.

Aos meus avós, Manoel e Sílvia.

Aos meus irmãos, Rodrigo, Sílvia e Múcio.

À minha namorada Vera Lúcia.

AGRADECIMENTOS

- À Universidade Federal de Uberlândia, pela infra-estrutura fundamental à realização deste trabalho.
- Ao Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva, pelo incentivo, suporte técnico e orientação, imprescindíveis à realização deste trabalho.
- À Faculdade de Engenharia Mecânica e a Coordenação do Curso de Pós-Graduação, pela oportunidade de realização deste trabalho.
- Ao Prof. Dr. Álisson Rocha Machado pelo apoio e incentivo durante a realização do trabalho.
- Aos professores do curso de Pós-Graduação, pelos conhecimentos transmitidos.
- Aos colegas do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), Sandro, Anderson, Almir, André e Walter .
- Aos doutorandos Sandro Cardoso Santos, Anderson C. A. Melo e ao aluno de iniciação científica Bergson Merchiorato Ferreira Maia pelo apoio nos ensaios experimentais.
- Ao doutorando Júlio C. G. Milan e ao aluno de iniciação científica Fabiano de Andrade e Silva pela confecção dos Desenhos.
- Ao Dr. Wisley Falco Salles pelo apoio na utilização do Dinamômetro Kistler.
- A Janete A. Fernandes e a Marta F. de Queiroz, da secretaria do curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – UFU.
- Ao técnico do LEPU Reginaldo Ferreira de Souza e a todos os técnico da Oficina Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica.
- À equipe do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), em especial à técnica Ângela M. S. Andrade, ao MSc Flávio J. da Silva, e ao Prof. Dr. Sinésio D. Franco.
- À CAPES pelo apoio financeiro.
- A todos que de alguma forma contribuíram para realização deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE SÍMBOLOS.....	iii
RESUMO.....	v
ABSTRACT.....	vii
I – INTRODUÇÃO	01
II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	05
2.1 – Geometria da Ferramenta de Corte.....	05
2.2 – Formação do Cavaco.....	09
2.3 – Força de Corte.....	12
2.4 – Interface Cavaco-Ferramenta.....	14
2.5 – Aresta Postiça de Corte.....	19
2.6 – Fluidos de Corte.....	23
2.6.1 – Tipos de Fluido de Corte.....	24
2.6.2 – Função dos Fluidos de Corte.....	27
2.6.3 – Ação dos Fluidos de Corte.....	30
2.6.4 – Método de Aplicação dos Fluidos.....	31
2.7 – Integridade Superficial.....	34
III – PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	45
3.1 – Variação do Ângulo de Posição Secundário (χ').....	47
3.2 – Variação do Raio de Ponta ($r\epsilon$).....	48
3.3 – Teste com Fluido de Corte.....	48
3.4 – Medição das Forças de Usinagem.....	49
3.5 – Medição da Rugosidade.....	51
3.6 – Análise das Superfícies das Amostras no MEV.....	51
3.7 – Análise da Superfície Inferior do Cavaco.....	52
3.8 – Confeção de Gráficos e Tabelas.....	52
IV – RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	53

4.1 – Influência do Ângulo de Posição Secundário (χ').....	53
4.1.1 – Rugosidade Superficial (R_a).....	53
4.1.2 – Análise das Superfícies Usinadas.....	59
4.1.3 – Efeito nas Forças de Corte.....	66
4.2 – Influência do Raio de Ponta da Ferramenta (r_ϵ).....	71
4.2.1 – Influência na Rugosidade Superficial (R_a).....	71
4.2.2 – Efeitos nas Superfícies Usinadas.....	74
4.2.3 – Efeito na Força de Corte.....	77
V – CONCLUSÕES.....	81
VI – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	83
VII – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	85

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_α \equiv superfície de folga da ferramenta (mm^2)
 A_γ \equiv superfície de saída da ferramenta (mm^2)
 a_p \equiv profundidade de corte (mm)
APC \equiv aresta postiça de corte
 b \equiv largura de corte (mm)
 b' \equiv largura do cavaco (mm)
 d \equiv diâmetro inicial da barra usinada (mm)
EP \equiv extrema pressão
 f \equiv avanço (mm)
 F_c \equiv força de corte (N)
 F_f \equiv força de avanço (N)
 F_n \equiv força normal (N)
 F_{nz} \equiv força normal ao plano de cisalhamento primário (N)
 F_p \equiv força passiva (N)
 F_t \equiv força de atrito (N)
 F_u \equiv força de usinagem (N)
 F_z \equiv força tangente ao plano de cisalhamento primário (N)
 H \equiv altura da APC (mm)
IV \equiv índice de viscosidade
 l \equiv comprimento da barra usinada (mm)
 L \equiv comprimento de medição (mm)
MEV \equiv microscópio eletrônico de varredura
 P_f \equiv plano admitido de trabalho
 P_n \equiv plano normal a aresta de corte
 P_o \equiv plano ortogonal da ferramenta
 P_r \equiv plano de referência da ferramenta
 P_s \equiv plano de corte da ferramenta
 P_s' \equiv plano de corte secundário da ferramenta
 r_ϵ \equiv raio de ponta (mm)

R_a \equiv rugosidade aritmética média dentro de um comprimento de medição L (μm)

R_c \equiv grau de recalque

r_c \equiv raio de curvatura natural do cavaco (mm)

R_{max} \equiv rugosidade máxima dentro de um comprimento de medição L (μm)

S \equiv espaço de 6mm usinado sobre a peça

h \equiv espessura de corte (mm)

h' \equiv espessura do cavaco (mm)

v_c \equiv velocidade de corte (m/min)

v_{cavaco} \equiv velocidade de saída do cavaco (mm)

ϕ \equiv ângulo de cisalhamento

χ'_r \equiv ângulo de posição secundário da ferramenta

β_o \equiv ângulo de cunha da ferramenta

α_o \equiv ângulo de folga da ferramenta

γ_o \equiv ângulo de saída da ferramenta

ε_r \equiv ângulo de ponta da ferramenta

χ_r \equiv ângulo de posição da ferramenta

λ_s \equiv ângulo de inclinação da ferramenta

Reis, A. M., 2000, "INFLUÊNCIA DO ÂNGULO DE POSIÇÃO SECUNDÁRIO DA FERRAMENTA, RAIOS DE PONTA E LUBRIFICAÇÃO NA USINAGEM EM PRESENÇA DE ARESTA POSTIÇA DE CORTE", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

Resumo

Este trabalho analisa a influência do ângulo de posição secundário (χ'_r) e do raio de ponta (r_ϵ) da ferramenta de corte sobre o acabamento superficial de peças de aço ABNT 1045, torneadas em condições de usinagem propícias à formação de aresta postiça de corte (APC). Neste trabalho também foi analisado o efeito da aplicação de um pequeno volume de fluido de corte por gotejamento (vazão = 12ml/min), sobre o acabamento superficial. O estudo da influência destas variáveis sobre o acabamento superficial foi feito através da medida do parâmetro Ra da superfície usinada e da análise de amostras destas superfícies em um microscópio eletrônico de varredura (MEV). Para auxiliar neste estudo, foram medidas as forças de corte (F_c), de avanço (F_f) e passiva (F_p), utilizando-se um dinamômetro Kistler 9265B. Para verificar a influência do ângulo χ'_r sobre o acabamento da superfície usinada, foram utilizadas ferramentas de aço-rápido cujas cunhas cortantes possuíam a mesma geometria ($\alpha_o=5^\circ, \gamma_o=5^\circ, \lambda_s=0^\circ, \chi_r=45^\circ$), diferenciando-se apenas nos valores de χ'_r que variou de 1° à 45° . Na verificação da influência do r_ϵ , foram utilizadas três patilhas de metal duro da classe P25 revestidas com TIC e TIN ($\alpha_o=11^\circ, \gamma_o=6^\circ, \lambda_s=0^\circ, \chi_r=60^\circ, \chi'_r=60^\circ$) com r_ϵ igual a 0,4mm, 0,8mm e 1,2mm. Os resultados mostraram que o uso de fluido de corte, gotejado sobre a superfície da peça próximo a ponta da ferramenta, tende a melhorar o acabamento da peça em termos de Ra. Todavia esta melhora se dá de maneira muito mais acentuada para pequenos χ'_r (1° à 5°) e para as ferramentas com raios de ponta. A forma de aplicação do fluido e o pequeno volume utilizado sugerem um mecanismo de lubrificação onde o fluido de corte melhora o acabamento sem, contudo, penetrar na interface cavaco-ferramenta e eliminar a APC. As análises feitas no MEV permitiram a identificação de partículas de APC, comprimidas entre a superfície secundária de folga da ferramenta e a superfície da peça em usinagem secundária. Neste sentido o fluido de corte em pequeno volume lubrifica a superfície recém usinada da peça evitando ou diminuindo a aderência destas partículas sobre a superfície e, conseqüentemente, melhorando o seu acabamento.

Palavras-Chave: Acabamento Superficial, Ângulo de Posição Secundário, Raio de Ponta, Aresta Postiça de Corte, Fluido de corte.

Reis, A.M., 2000, "Influence of Tool End Cutting Edge Angle, Tool Nose Radius and Lubrication in Machining under Built-Up Edge Conditions", Master Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, MG.

Abstract

This work investigates the influence of tool end cutting edge angle and tool nose radius on surface finish of AISI 1045 steel machined under built-up edge conditions. Surface roughness was evaluated measuring the Ra parameter and analysis of the geometry of the machined surface was carried out in the scanning electron microscope. To assist this work, the three main machining forces components were measured during cutting using a Kistler piezoelectric dynamometer. High speed steel tools with the same substrate composition and geometry but varying end cutting edge angle, between 1° to 45°, were used. To study the effect of tool nose radius it was used three coated cemented carbide tools from class ISO P25 with same geometry but different tool nose radius (0,4mm, 0,8mm and 1,2mm). Ra measurement and scanning electron microscope analysis showed that improved surface finish can be achieved by reducing the end cutting edge angle. The effect of a neat oil lubricant with EP additives applied at very low rate (12 ml/min) was also studied. The lubricant improved surface finish and its effect depends on the end cutting edge angle. The effects of this angle and the very low volume of lubricant suggest a mechanism of lubrication where the oil does not need to penetrate into the chip tool interface avoiding built up edge formation to improve surface finish. The lubricant acts on the machined surface close to the tool nose radius.

Keywords: machining; lubrication; built up edge; surface finish.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O estudo do acabamento superficial das peças prontas se justifica devido a influência deste nas condições de funcionamento e na confiabilidade dos componentes mecânicos, sendo por isso um dos principais itens analisados no estudo da integridade superficial de componentes usinados. Com o desenvolvimento dos equipamentos de alta precisão um bom acabamento superficial das peças usinadas, utilizadas em suas montagens, tornou-se um item obrigatório.

São vários os parâmetros de usinagem que influenciam o acabamento superficial, entre eles podemos citar:

- A geometria da ferramenta de corte;
- A geometria da peça;
- A rigidez da máquina ferramenta;
- O material da peça;
- O material da ferramenta;
- As condições de corte;

No que se refere às condições de corte, os parâmetros mais influentes no acabamento superficial são: o avanço (f), a profundidade de corte (a_p) e a velocidade de corte (v_c). O aumento do avanço tende a aumentar a rugosidade da superfície, pois a altura dos picos e a profundidade dos vales das marcas de avanço são proporcionais ao quadrado desse. A profundidade de corte aumenta as forças podendo aumentar as vibrações e, por conseqüência, gerar superfícies mais rugosas. Altas velocidades de corte geralmente tendem a melhorar o acabamento superficial, pois em baixas velocidades as forças de corte são maiores e pode ocorrer a formação de APC (aresta postiça de corte).

Embora, atualmente com a busca pelo aumento da produtividade, as operações de usinagem sejam realizadas em altas velocidades de corte, o que é possível graças ao desenvolvimento de máquinas ferramentas mais rígidas e potentes e materiais de ferramentas de alto desempenho, ainda existem operações onde o emprego de altas velocidades de corte não é viável, tais como rosqueamento, brochamento e furação de pequenos diâmetros. Por esse motivo ainda hoje o estudo dos fenômenos que ocorrem na usinagem em baixas velocidades de corte são relevantes. No que se refere ao acabamento superficial, a formação da APC é um dos principais fatores a serem considerados quando se usina materiais que

contenham segunda fase em baixas velocidade de corte, devido a seu efeito maléfico à qualidade da superfície.

O melhoramento conhecido do acabamento superficial pelo fluido de corte, quando se usina em baixas velocidades de corte, é freqüentemente atribuído ao efeito da lubrificação da superfície de saída da ferramenta que previne a formação ou reduz as dimensões da APC. Entretanto testes realizados por Da Silva (1998) mostraram que a lubrificação não teve efeito sobre o tamanho e a forma da APC, embora tenha influenciado o acabamento superficial. Segundo da Silva (1999) o material no topo da APC é comprimido e se deforma na direção da aresta de corte. Periodicamente, então, pedaços da APC são depositados sobre a superfície da peça após a mesma ter sido formada. Estes e outros efeitos contribuem para aumentar a rugosidade da superfície da peça. O acabamento superficial pode ser melhorado usando lubrificante, sem contudo prevenir a formação da APC. Nesse caso melhoramento no acabamento superficial resultante da lubrificação é obtido pelo fato de que o lubrificante evita o depósito de fragmentos de APC sobre a superfície da peça próximo à ponta da ferramenta.

Com base nessa teoria, surgiu o interesse de se estudar o efeito da geometria da ferramenta, principalmente a influência do ângulo de posição secundário (χ'_r) e do raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) juntamente com a aplicação de um pequeno volume de fluido, sobre o acabamento superficial de peças usinadas por um processo de torneamento cilíndrico externo. Dessa forma o presente trabalho analisa a influência do χ'_r e do r_ϵ da ferramenta de corte sobre o acabamento superficial de peças de aço ABNT 1045, torneadas em condições de APC ($v_c = 28$ m/min). O estudo da influência do χ'_r foi realizado utilizando-se ferramentas de aço rápido cujas cunhas cortantes possuíam a mesma geometria ($\alpha_o = 5^\circ$, $\gamma_o = 5^\circ$, $\lambda_s = 0^\circ$, $\chi_r = 45^\circ$), diferenciando-se apenas nos ângulos de posição secundário ($\chi'_r = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ, 40^\circ, 45^\circ$). Os testes foram realizados a seco e com pequeno volume de fluido (vazão = 12 ml/min) gotejado sobre a peça, com o objetivo de analisar o efeito conjunto desta forma de aplicação do fluido e do χ'_r sobre o acabamento superficial da peça usinada. Os testes para verificar a influência do raio de ponta foram realizados com três ferramentas de metal duro P 25, com a mesma geometria da cunha cortante, variando-se apenas o r_ϵ (0,4, 0,8, 1,2). Em todos os testes foram medidos o parâmetro de rugosidade Ra e as componentes da força de usinagem (força de avanço (Ff), força passiva (Fp), força de corte (Fc)). Realizou-se também a análise de amostras das superfícies usinadas em um microscópio eletrônico de varredura (MEV), com o objetivo de investigar os possíveis mecanismos que poderiam estar influenciando o acabamento superficial das peças usinadas.

Assim este trabalho tem o objetivo de contribuir para suprir a necessidade, que se observa na literatura, de obras que tratem sobre a rugosidade das peças usinadas de uma maneira mais detalhada. Isto porque a maioria dos livros textos específicos sobre usinagem

não possuem um capítulo unicamente dedicado ao estudo da rugosidade, e quando isto acontece a abordagem é muito superficial. Além disso, os artigos técnicos-científicos de usinagem comentam muito pouco sobre os parâmetros de influência na rugosidade de peças usinadas e não se aprofundam na tentativa de explicar os fenômenos causadores da rugosidade (Diniz e Noritomi, 1998).

O capítulo II apresenta uma revisão bibliográfica sobre o processo de usinagem, comentando sobre os parâmetros que descrevem a geometria da ferramenta de corte, o processo de formação do cavaco, a força de corte, a interface cavaco-ferramenta, a formação da APC, os fluidos de corte e finalmente a integridade superficial da peça usinada. O capítulo III descreve a metodologia, o material da peça usinada, os materiais e as geometrias das ferramentas de corte bem como o fluido de corte e os equipamentos utilizados nos ensaios experimentais. No capítulo IV são apresentados e analisados os resultados dos ensaios realizados. Finalmente, no capítulo V são apresentadas as principais conclusões obtidas neste trabalho.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os processos de fabricação podem ser divididos em dois grandes grupos : o primeiro abrange aqueles processos onde as peças são fabricadas através da remoção de cavaco, e que recebem a denominação de usinagem; o segundo grupo é composto pelos processos que não envolvem remoção de cavaco, tais como fundição, soldagem, metalurgia do pó e conformação.

O processo de usinagem abrange um grande conjunto de subprocessos, que são divididos em dois grupos principais: usinagem convencional; usinagem não convencional. No primeiro grupo estão aqueles processos que utilizam o contato físico entre a ferramenta e a peça para o arrancamento de cavacos, valendo-se basicamente de dois mecanismos : o cisalhamento que é o caso dos processos de torneamento, fresamento e furação, e a abrasão que é o caso da retificação, do brunimento e do rasqueteamento . O segundo grupo envolve aqueles processos que utilizam energias eletroquímica, química ou térmica para remover o cavaco. Fazem parte deste último grupo processos como a usinagem por ultrassom, usinagem eletroquímica, e usinagem a laser.

A usinagem convencional é um processo de fabricação que utiliza a tensão como principal grandeza física para se produzir peças prontas a partir do material bruto. Nesse processo a tensão aplicada deve ser maior que o limite de ruptura do material da peça, para que haja o corte e o arrancamento de cavaco. Para aplicar essa tensão, é necessária uma ferramenta com uma geometria definida, cujo material deve ser mais duro e mais resistente que o da peça. O corte do metal é uma consequência do movimento relativo entre a peça e a ferramenta, que é dado pela máquina ferramenta.

Para entender melhor o processo de usinagem algumas definições e nomenclaturas são necessárias. Nas próximas seções são dadas algumas definições e conceitos usados neste trabalho e é feita uma revisão de alguns trabalhos relevantes que foram realizados na área de usinagem dos metais com métodos convencionais.

2.1. Geometria da Ferramenta de Corte

A geometria da ferramenta de corte tem um papel muito importante nos processos de usinagem dos metais. Ela exerce uma influência marcante sobre algumas variáveis do

processo de usinagem tais como: força e potência necessárias ao corte; calor gerado durante o corte; acabamento superficial da peça; desgaste da ferramenta e tipo de cavaco formado. Sendo assim, torna-se importante definir a geometria da ferramenta de corte. A norma brasileira ABNT NBR 6163/80 – Conceitos da Técnica de Usinagem – Geometria da Cunha Cortante – Terminologia (1980) define os ângulos da cunha cortante da ferramenta. A geometria da ferramenta é definida de acordo com dois sistemas de referência: sistema de referência da ferramenta e sistema efetivo de referência. O primeiro é necessário para a determinação da geometria da ferramenta durante sua fabricação e o segundo é necessário para a determinação da geometria durante a operação de usinagem onde esta é empregada.

A geometria da ferramenta de corte é identificada através de ângulos da cunha cortante medidos em planos definidos. Dentre os vários planos definidos no sistema de referência da ferramenta destacam-se :

- Plano de Referência da Ferramenta (P_r): plano que, passando pelo ponto de referência (ponto da ferramenta destinado a determinação das superfícies e ângulos da cunha cortante), é perpendicular à direção admitida de corte. Esta é escolhida de maneira que o plano de referência da ferramenta seja o mais paralelo ou perpendicular possível a uma superfície ou eixo da ferramenta, respectivamente.
- Plano Admitido de Trabalho (P_t): plano que, passando pelo ponto de referência da ferramenta, é perpendicular ao plano de referência e paralelo à direção admitida de de avanço. É escolhido de tal forma que fique o mais paralelo ou perpendicular possível à uma superfície ou eixo da ferramenta, respectivamente.
- Plano de Corte da Ferramenta (P_s): plano que, passando pelo ponto de referência, é tangente à aresta cortante e perpendicular ao plano de referência da ferramenta.
- Plano Ortogonal da Ferramenta (P_o): plano que, passando pelo ponto de referência, é perpendicular aos planos de referência e de corte da ferramenta.
- Plano Normal a Aresta de corte (P_n): plano que, passando pelo ponto de referência, é perpendicular à aresta cortante.

Estes planos definem os seguintes ângulos:

- Ângulos Medidos no Plano de Referência da Ferramenta

- Ângulo de Posição da ferramenta (χ_r) : ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano admitido de trabalho (P_f). É sempre positivo e situa-se sempre fora da cunha cortante, de forma que o seu vértice indica a ponta de corte. Este ângulo indica a posição da aresta cortante, como está mostrado na Figura 2.1.

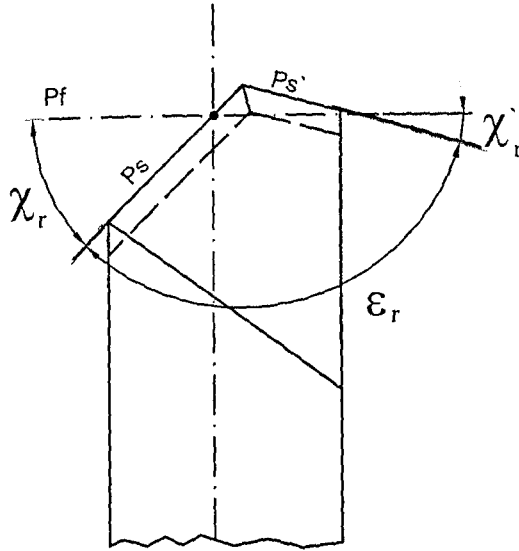


Figura 2.1 – Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência.

- Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta (χ'_r): ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta (P_s') e o plano admitido de trabalho (P_f). É sempre positivo e situa-se sempre fora da cunha cortante, de forma que o seu vértice indica a ponta de corte. Este ângulo indica a posição da aresta secundária de corte, como pode ser visto na Figura 2.1.
 - Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ_r): Ângulo entre os planos principal de corte (P_s) e secundário de corte (P_s'). Este ângulo também pode ser visto na Figura 2.1.
- Ângulos Medidos no Plano de Corte da Ferramenta da ferramenta
- Ângulo de Inclinação da Ferramenta (λ_s) : Ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser positivo ou negativo, como está mostrado na Figura 2.2 .

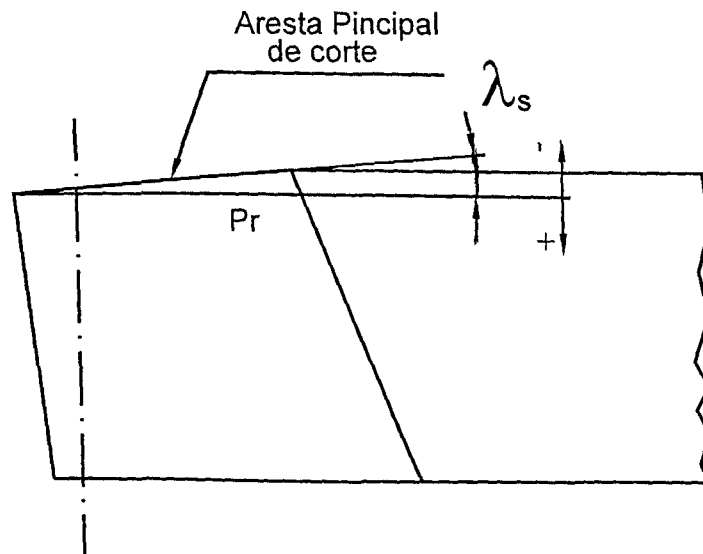


Figura 2.2 – Ângulo da cunha cortante medido no plano de corte.

➤ Ângulos Medidos no Plano Ortogonal da Ferramenta

- Ângulo de Saída da Ferramenta (γ_o): ângulo entre a superfície de saída $A\gamma$ e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser positivo ou negativo, como está mostrado na Figura 2.3.

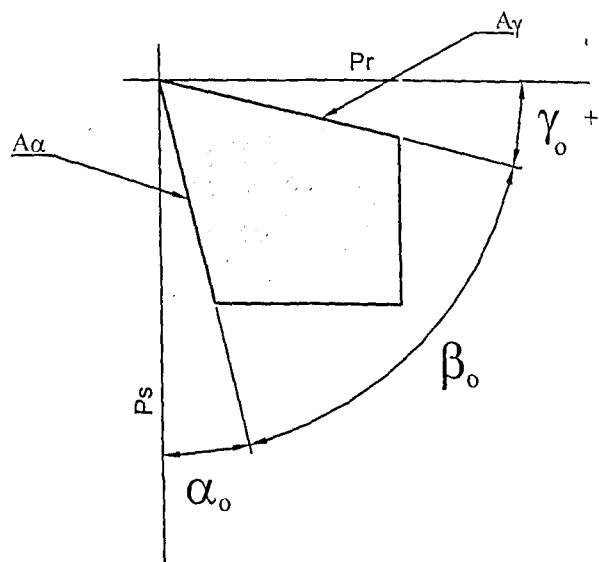


Figura 2.3 – Ângulos da cunha cortante medidos no plano ortogonal.

- Ângulo de cunha da ferramenta (β_o): ângulo entre as superfícies de saída ($A\gamma$) e de folga ($A\alpha$). Este ângulo também pode ser visto na Figura 2.3.

- Ângulo de folga da ferramenta (α_o) : ângulo entre a superfície de folga ($A\alpha$) e o plano de corte da ferramenta (P_S). Este ângulo também está mostrado na Figura 2.3.

Definições mais completas são necessárias para alguns processos de usinagem, como o fresamento por exemplo, onde várias ferramentas podem atuar ao mesmo tempo além de possuírem geometria complexa. No entanto, sendo o processo de usinagem complexo, algumas simplificações devem ser feitas, como será visto em seqüência, quando se estuda a formação do cavaco.

2.2. Formação do Cavaco

A principal finalidade dos processos de corte dos metais é a formação de uma nova superfície na peça usinada. Todavia, a usinagem é um processo no qual quase toda a potência de corte é consumida na formação dos cavacos e a maior parte das informações disponíveis para a avaliação da operação de corte, tais como integridade da superfície usinada, desgaste da ferramenta e força de corte estão diretamente relacionadas com a geometria do corte (Nakayama e Ogawa, 1978).

Para estudar o processo de usinagem, facilitar o entendimento e o tratamento matemático é conveniente considerar o corte ortogonal. No corte ortogonal a aresta de corte é reta e perpendicular às direções de corte e de avanço simultaneamente. A formação do cavaco é considerada bidimensional e ocorre no plano de trabalho, neste caso perpendicular à aresta de corte.

Além das simplificações citadas, são feitas as seguintes considerações que permitem um tratamento matemático simplificado do corte ortogonal :

- O tipo de cavaco formado é contínuo, sem formação da aresta postiça de corte (APC);
- Não existe contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça usinada;
- A espessura de corte (h) é igual ao avanço e é pequena em relação à largura de corte (b);
- A aresta de corte é maior que a largura de corte (b);

- A largura de corte (b) e a largura do cavaco (b') são idênticas;

Com essas simplificações e considerações o corte ortogonal costuma ser representado esquematicamente como mostra a Figura 2.4. Nesta figura estão representados: a espessura de corte (h), a espessura do cavaco (h'), o ângulo de saída (γ_0), o ângulo de cisalhamento (ϕ), o ângulo de folga (α_0), a velocidade de saída do cavaco (v_{cavaco}) e a velocidade de corte (v_c).

Segundo o corte ortogonal esquematizado na Figura 2.4 e as simplificações feitas, o mecanismo de formação do cavaco pode ser considerado um processo cíclico, com cada ciclo dividido em quatro etapas, bem definidas (Machado e da Silva, 1993), a saber :

- recalque (deformação elástica);
- deformação plástica;
- ruptura;
- movimento sobre a superfície de saída da ferramenta.

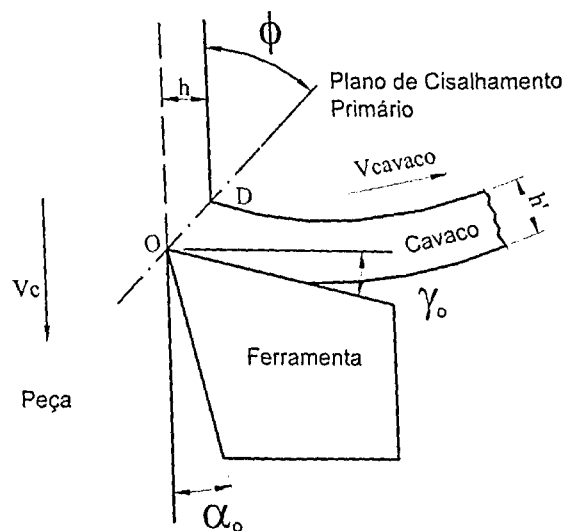


Figura 2.4 – Representação esquemática do processo de formação do cavaco no torneamento ortogonal.

Estas etapas ocorrem durante o processo de usinagem da seguinte maneira: Inicialmente o material da peça com espessura h , é recalado pela ferramenta, sofrendo assim deformações elásticas. A seguir o cavaco passa a se deformar plasticamente até que as tensões não sejam mais suficientes para manter este regime, definindo assim a zona de cisalhamento primário que é aqui simplificada e representada por um plano chamado de plano de cisalhamento primário e a sua inclinação relativa à direção da velocidade de corte (ϕ) pode

ser determinada relacionando valores experimentais da espessura do cavaco (h') com a espessura de corte (h), da forma apresentada pela Equação (2.1).

$$\cotg\phi = \frac{(h'/h) - \sin\gamma_0}{\cos\gamma_0}$$

onde: $\phi \Rightarrow$ ângulo de cisalhamento;

$\gamma_0 \Rightarrow$ ângulo de saída da ferramenta.

Este ângulo pode também ser determinado experimentalmente através de observação direta da zona de corte no microscópio, e indica a quantidade de deformação que ocorre durante a formação do cavaco.

Ainda na zona de cisalhamento primário e com o material já no regime plástico, o avanço da ferramenta faz com que as tensões ultrapassem o limite de resistência do material, iniciando a abertura de uma trinca no ponto "o", que pode se estender por sobre o plano de cisalhamento primário até o ponto D, decretando a ruptura do material.

Uma vez fora da zona de cisalhamento primário, o material passa a se movimentar sobre a superfície de saída da ferramenta, agora com uma espessura h' .

Ao passar pela zona de cisalhamento primário o material sofre uma certa quantidade de deformação que pode ser estimada pelo chamado grau de recalque (R_c), definido pela Equação 2.2 .

$$R_c = \frac{h'}{h} = \frac{v_c}{v_{\text{cavaco}}}$$

onde: $h \Rightarrow$ espessura de corte;

$h' \Rightarrow$ espessura do cavaco;

$v_c \Rightarrow$ velocidade de corte;

$v_{\text{cavaco}} \Rightarrow$ velocidade de saída do cavaco.

Assim, valores elevados de R_c implicam em grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, e vice-versa.

Os cavacos podem ter diferentes formas, e uma classificação delas pode ser encontrada na norma ISO 3685 (1977). Os cavacos longos constituem um problema na usinagem, pois além de comprometer a qualidade da peça fabricada, enrolando-se na ferramenta, na peça ou em componentes da máquina, trazem transtornos ao operador,

são de difícil manuseio e altamente cortantes. Sendo assim, o controle da forma do cavaco nos processos de usinagem tem sido, nas últimas décadas, uma das preocupações dos fabricantes de ferramentas, que têm procurado desenvolver geometrias especiais de ferramentas com o objetivo de resolver o problema acima mencionado.

Na usinagem sem quebra-cavacos, três são os fatores principais que determinam a capacidade de quebra do cavaco durante a usinagem de um material (Smith, 1989):

- fragilidade do material;
- curvatura natural do cavaco;
- espessura do cavaco (h').

Desta maneira o cavaco formado na usinagem de materiais frágeis tem maior capacidade de quebra. Na usinagem de materiais dúcteis quanto menor for a espessura do cavaco mais flexível ele é, sendo mais difícil de ser quebrado. Em relação a curvatura, quanto menor for o raio de curvatura do cavaco maior é a capacidade de quebra do mesmo.

O método mais utilizado no controle do cavaco através da redução da curvatura do mesmo é o uso de um quebra-cavaco, seja ele postiço ou integral (superfícies de saída das ferramentas com formatos especiais). Esse recurso deve ser considerado em projetos de ferramentas, além dos fatores citados anteriormente como as condições de corte, a rigidez da máquina ferramenta e a geometria da ferramenta (Shaw, 1984).

2.3. Força de Corte

No processo de corte tridimensional surge uma força de usinagem (F_u) que é a resultante das forças de reação da ferramenta, e que atuam sobre a superfície inferior do cavaco. A determinação de F_u , é de grande importância para o processo de usinagem, pois além de permitir a estimativa da potência de corte requerida, ela pode auxiliar na explicação de diversos fenômenos que ocorrem durante a usinagem.

No corte ortogonal a força F_u pode ser decomposta em, F_z (força tangente ao plano de cisalhamento primário e F_{nz} (força normal ao plano de cisalhamento primário). De acordo com a Segunda Lei de Newton, existe uma força F_u' resultante das forças sobre a ferramenta e que atuando na mesma direção, tem o mesmo módulo e sentido oposto à F_u . Assim, F_u' pode ser decomposta em F_t (força de atrito) e F_n (força normal), que são suas componentes ortogonais.

A resultante F_u pode ainda ser decomposta em F_c (força de corte) e F_f (força de avanço) que são suas componentes nas direções dos movimentos de corte e de avanço, respectivamente. Assim, para o corte ortogonal, F_u é igual a soma vetorial de F_c e F_f , e esta soma está representado na Equação 2.3.

$$\vec{F}_u = \vec{F}_c + \vec{F}_f$$

Merchant (1954) representou F_u e suas componentes em um diagrama de círculo (Figura 2.5) que ficou conhecido com círculo de Merchant, conforme mostrado na Figura

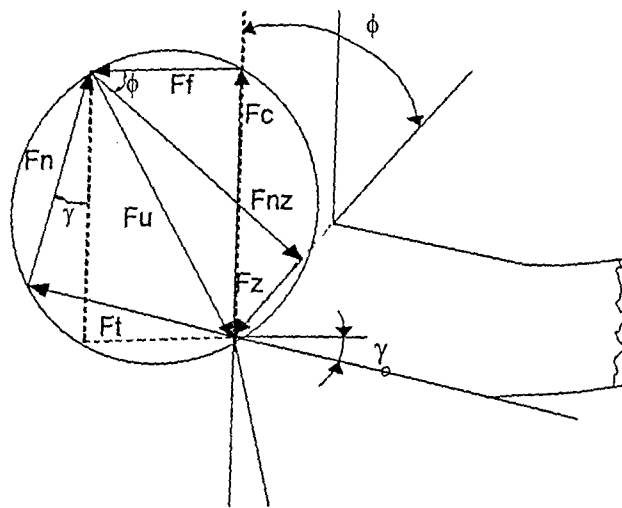


Figura 2.5 – Círculo de Merchant (Merchant, 1954)

No torneamento tridimensional, o tratamento dado é idêntico ao corte ortogonal, diferenciando-se apenas no fato de que agora uma terceira componente de F_u está presente, transportando a resultante da força de usinagem de um sistema de referência plano para um sistema tridimensional. Essa terceira componente é denominada força passiva (F_p), e é a projeção de F_u sobre o plano de trabalho. Assim, para o corte tridimensional, F_u pode ser representado pela Equação 2.4.

$$\vec{F}_u = \vec{F}_c + \vec{F}_f + \vec{F}_p$$

A força de usinagem é alterada sob as diferentes condições da interface cavador-ferramenta. Ou seja, ela é altamente dependente da maneira com que o cavaco se movimenta sobre a superfície de saída da ferramenta, e depende também da força necessária para cisalhar o material no plano primário. Assim, considerando o processo de formação do cavaco, a força de usinagem pode ser considerada dependente de dois fatores principais (Trent, 1991).

- área dos planos de cisalhamento primário e secundário;
- resistência ao cisalhamento do material da peça no plano de cisalhamento primário e secundário.

Qualquer parâmetro que afete esses fatores terá um efeito direto sobre as forças de corte. Os principais são: material da peça e da ferramenta; geometria da ferramenta; desgaste da ferramenta; lubrificação; refrigeração; velocidade de corte; avanço; profundidade de corte. Pode-se afirmar que todos os parâmetros que contribuem para a movimentação livre do cavaco por sobre a superfície de saída da ferramenta, atuam no sentido de diminuir a força de usinagem F_u e vice-versa. A medição das componentes (F_c , F_f , F_p) de F_u podem então dar uma indicação dos efeitos destes parâmetros. Essas medidas de forças são, na maioria das vezes, realizadas utilizando-se dinamômetros piezoelétricos com resolução, sensibilidade e faixa de operação adequados a aplicações práticas e acadêmicas.

2.4. Interface Cavaco-Ferramenta

Até o início da segunda metade deste século, muitos tratamentos teóricos do processo de corte assumiam que o escorregamento do cavaco contra a ferramenta de corte poderia ser considerado somente em termos do conceito clássico de atrito baseado nas leis de Coulomb (Horne et al, 1978), segundo as quais a força de atrito F_t é proporcional à força normal F_n , isto é $F_t = \mu \cdot F_n$, onde μ é o coeficiente de atrito. Contudo, desta época em diante as características gerais da interface cavaco/ferramenta passaram a ser deduzidas de observações das superfícies de contato do cavaco e da ferramenta, feitas após a usinagem. Por exemplo, alguns pesquisadores (Zorev, 1958) e (Wallace e Boothroyd, 1964), notaram que marcas de retificação inadvertidamente deixadas sobre a ferramenta foram reproduzidas sobre a superfície inferior do cavaco em um experimento de parada brusca (Quick-Stop). Segundo esses autores essas evidências indicam que o cavaco e a ferramenta estão em um contato íntimo de tal forma que a área de contato real é igual a área de contato aparente e, sendo assim, a lei de Coulomb não é válida. Em 1957 Nakayama, citado por Horne et al (1978), usando ferramentas transparentes para cortar chumbo, observou uma região adjacente à aresta de corte na qual as áreas de contato real e aparente eram iguais. Trent, em 1963, baseado na análise de micrografias da raiz do cavaco de vários materiais usinados com ferramentas de aço rápido e de metal duro, propôs uma das teorias mais defendidas nos meios científicos atualmente, que é a existência de uma "Zona de Aderência" ("Seizure Zone") entre o cavaco e a ferramenta. Esta zona se localiza próximo a ponta da ferramenta de corte e exerce uma influência muito forte na

temperatura e nas forças de corte, alterando o mecanismo de formação do cavaco e o performance das ferramentas.

A característica essencial da aderência no contato entre dois metais é o fato de que ligações atômicas primárias, que são ligações fortes, são estabelecidas na interface, isto é, uma solda no estado sólido é formada, e o movimento relativo ocorre dentro do material mais resistente. Na usinagem dos metais é considerado que a camada atômica de material da peça próximo a ferramenta é estacionária, e a velocidade das camadas adjacentes aumenta gradualmente dentro de uma espessura da zona de aderência até a velocidade do corpo do cavaco ser atingida. A esta região da zona de aderência com espessura de 0,05 a 0,08 mm, onde ocorre um cisalhamento intenso, Trent (1963) chamou de "Zona de fluxo" (Flow Zone).

Enquanto que no plano de cisalhamento primário as deformações cisalhantes são da ordem de 2 a 5, podendo chegar a 8 nas bandas de cisalhamento adiabático na usinagem de titânio, na zona de fluxo as deformações são bem maiores, podendo atingir valores superiores a 100 (Trent, 1984). Segundo o modelo de deformação cisalhante proposto por Trent (1984), esta seria infinita na superfície de saída da ferramenta, mas o fluxo laminar é interrompido por poucos micrômetros desta superfície devido à rugosidade superficial inerente. A capacidade dos metais e suas ligas de suportarem tais níveis de deformação cisalhante sem se romper é atribuída às altíssimas tensões de compressão presentes naquela região.

Os valores e a distribuição das tensões na superfície de saída da ferramenta são responsáveis pela aderência. A distribuição das tensões normais (σ) e cisalhantes (τ) presentes na interface cavaco-ferramenta, foram investigadas por vários pesquisadores. As principais técnicas utilizadas nestas investigações, foram o método fotoelástico, o método da ferramenta bipartida e o método da linha de campo de escorregamento (Slip line). Arsecularatne (1994) apresentou e discutiu os resultados obtidos por vários pesquisadores utilizando-se uma das técnicas citadas. Segundo este autor, a distribuição experimental de tensão determinada usando o método fotoelástico sugere três tipos de distribuição de tensões cisalhantes e quatro tipos de distribuição de tensões normais, como mostrado na Figura 2.6. Isto é, a tensão cisalhante inicia-se de valores baixos no ponto de separação do cavaco e pode continuar aumentando até um valor máximo na aresta de corte (curva 3a), ou aumentar para um valor constante antes de atingir a aresta cortante (curva 1a), ou ainda aumentar até um valor máximo e então decrescer (curva 2a), ao se aproximar da aresta de corte. A tensão normal também mostra os três tipos de distribuição acima (curvas 1b,3b,4b), e um quarto tipo onde a tensão alcança um valor constante na parte média do comprimento de contato, e então novamente aumenta ao se aproximarem da aresta cortante (curva 2b). Os resultados dos testes com ferramentas bipartidas, em geral sugerem que as tensões cisalhantes e normais alcançam

valores constantes ao se aproximar da aresta cortante. Na análise utilizando o método das linhas de campo de escorregamento, os resultados também indicam distribuições mais ou menos uniformes das tensões normais e cisalhantes sobre o comprimento de contato plástico, conforme mostrado na Figura 2.7. As diferenças nas distribuições de tensões relatadas acima são provavelmente devido a diferenças nas técnicas de medição de tensões, condições de corte, geometria da ferramenta e da combinação de materiais do par ferramenta-peça. Os métodos fotoelástico e da ferramenta bipartida não obtiveram sucesso na determinação das tensões nas regiões muito próximas da aresta de corte. Com o método fotoelástico a tensão de contato no flanco da ferramenta causou uma distorção nas franjas isocromáticas próximas a aresta cortante, o que tornou impossível a determinação de tensões nesta região. Trincas da parte frontal da ferramenta bipartida e a tendência do material da peça de trabalho prensar-se dentro da fresta que separa as duas partes da ferramenta, limitaram o comprimento mínimo da parte frontal da superfície de saída da ferramenta. Somente o método das linhas de campo de escorregamento mostrou-se hábil para representar a distribuição de tensões próximo a aresta cortante, como pode ser verificado na Figura 2.7 (Roth e Oxley, 1972) .

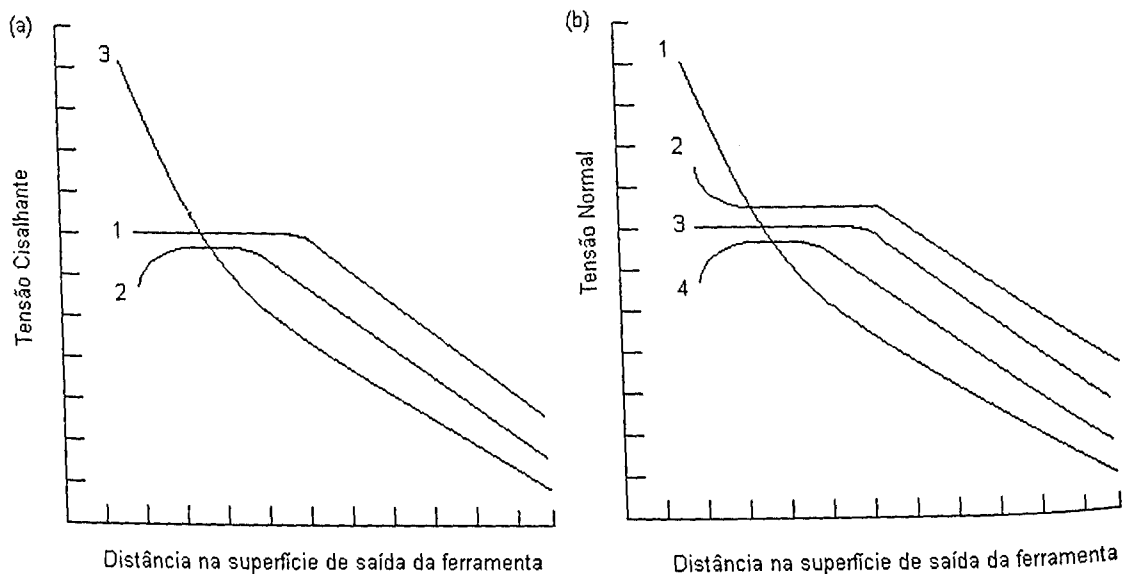


Figura 2.6 – Formas Experimentais Típicas de Distribuição de Tensão : (a) Tensões Cisalhantes; (b) Tensões Normais (Arsecularante, 1996).

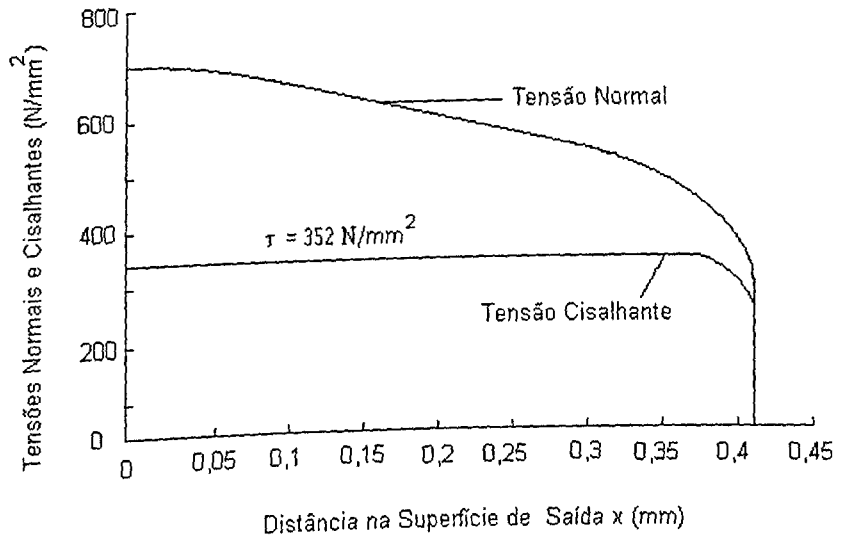


Figura 2.7 – Distribuição de tensão normal e cisalhante para aços de livre corte SAE (Roth e Oxley, 1972).

Zorev (1963), apresentou um modelo de distribuição de tensão na superfície de saída da ferramenta que é aceito até hoje pela maioria dos pesquisadores. A Figura 2.8 mostra esse modelo, onde o comprimento de contato cavaco-ferramenta é dividido em duas regiões distintas: a região de aderência (sticking region) e a região de escorregamento (sliding region). De acordo com esse modelo, a tensão normal é máxima na ponta da ferramenta e decresce exponencialmente até zero no ponto onde o cavaco perde contato com a superfície de saída da ferramenta. A tensão cisalhante é constante na zona de aderência, assumindo o valor limite de resistência ao cisalhamento do material naquela região, e decresce, também exponencialmente, na zona de escorregamento, até zero no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta.

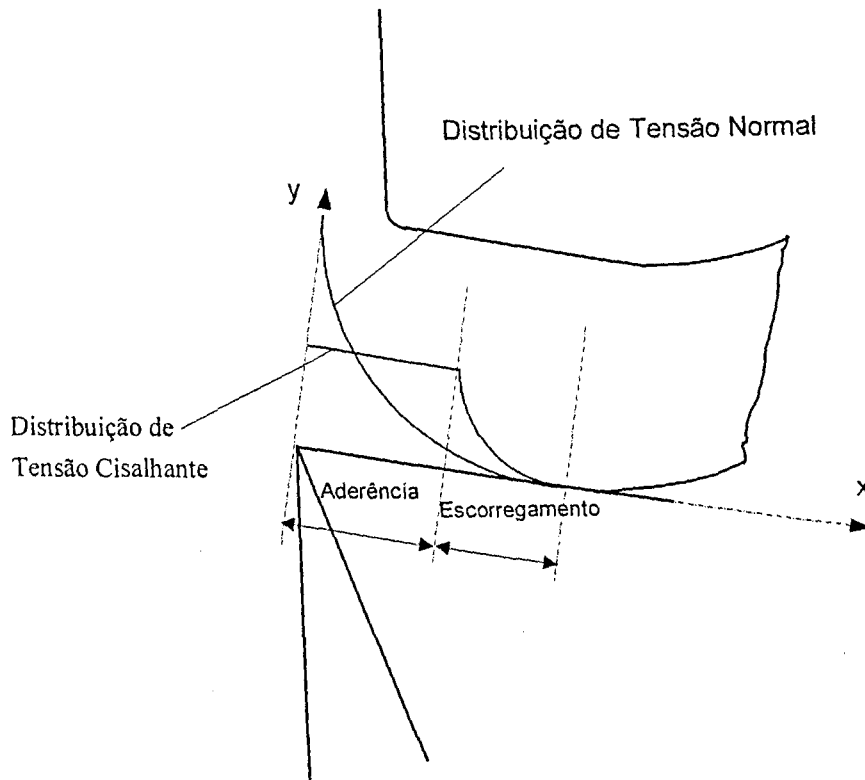


Figura 2.8 – Distribuição de tensão normal e cisalhante na superfície saída proposta por Zorev (1963).

Trent (1988 "a"), além do fenômeno da aderência, observou as condições de escorregamento, defendidas por Zorev (1963), na periferia da área de contato entre o cavaco e a ferramenta. No escorregamento, a área de contato real é muito menor que a de contato aparente e a zona de intenso cisalhamento (zona de fluxo) não existe. A ausência desta acontece porque as ligações que se formam são mais fracas que as ligações internas dos materiais da peça e da ferramenta e porque o movimento relativo acontece justamente na interface.

Segundo Wright (1981), as condições de escorregamento ou de aderência dependem: da combinação do material da peça e da ferramenta; das condições atmosféricas; do tempo de usinagem; da velocidade de corte. Assim as condições de aderência são favorecidas por altas velocidades de corte, longos tempos de usinagem e pequenas diferenças de propriedades entre os materiais da peça e da ferramenta. Em outro artigo, Wright et al (1979) haviam proposto que a região da interface entre o cavaco e a ferramenta consiste de uma proporção de micro regiões em condições de aderência e o restante em condições de escorregamento simultâneo. Assim, para superfícies quimicamente puras, a proporção de regiões de aderência em relação a área total se aproxima da unidade e não existe escorregamento na interface.

fluido de corte, permitindo, assim, que ocorra algum escorregamento que, numa condição limítima, seja total (lubrificação perfeita, como no caso de alguns materiais-de-corte-fácil).

2.5. Aresta Postiça de Corte

Quando se usina determinados materiais em certas condições de corte, uma considerável força de atrito é gerada entre o cavaco e a ferramenta de corte, resultando em um acúmulo de material aderido à superfície de saída da ferramenta, substituindo a zona de fluência descrita na seção anterior. Este fenômeno é conhecido no meio científico como aresta postiça de corte (APC). A APC é uma estrutura dinâmica fortemente endurecida sob condições de extrema deformação (Bandyopadhyay, 1984), que afeta o acabamento superficial e a acuracidade dimensional, além de exercer uma influência significativa sobre a vida das ferramentas de corte. Com relação a acuracidade dimensional e ao acabamento superficial, a presença da APC é sempre maléfica, pois ela geralmente projeta-se na aresta cortante da ferramenta e assim afeta as tolerâncias dimensionais (especificadas que deveriam ser alcançadas). Além disso a ponta da APC é semi-estável e periodicamente se quebra, prejudicando o acabamento da superfície usinada. Por outro lado, a influência da APC sobre a ferramenta de corte pode ser maléfica ou benéfica, dependendo das condições de corte. Por exemplo, a quebra da ponta da APC na usinagem de aço com ferramenta de metal duro, pode conduzir à fratura da aresta de corte, enquanto na usinagem de ferro fundido com ferramenta de aço rápido ou metal duro, a APC pode prevenir o desgaste pelo deslocamento da aresta de corte para uma posição mais afastada da aresta na superfície de saída da ferramenta, portanto sendo vantajosa em operações de desbaste onde não se necessita de um bom acabamento superficial (Wallbank, 1979).

Trent (1963) propôs que a APC é uma continuidade do material da peça e não um cavaco separado de material encruado. Wallbank (1979) sustentou essa proposta de Trent por observação de fotografias tiradas no microscópio eletrônico de varredura (MEV) que mostram a aresta postiça de corte obtida na usinagem de um aço com 0,1%C, a uma velocidade de corte de 15 m/min. Nesse trabalho, Wallbank propôs que a deformação associada com a APC é dividida em três zonas conforme mostrado na Figura 2.9. A zona 1 é a zona de cisalhamento primário associada com a formação do cavaco. A zona 2 é uma região cisalhada ao redor do corpo da APC, dentro da qual novas superfícies são formadas e rapidamente alteradas durante toda a operação de corte. A zona 3 é o corpo da APC que é semiestável, sofrendo pequenas mudanças em um longo período. A zona 3 é contínua com a ferramenta, e conseqüentemente existe um gradiente de velocidade na zona 2 para acomodar o movimento da peça.

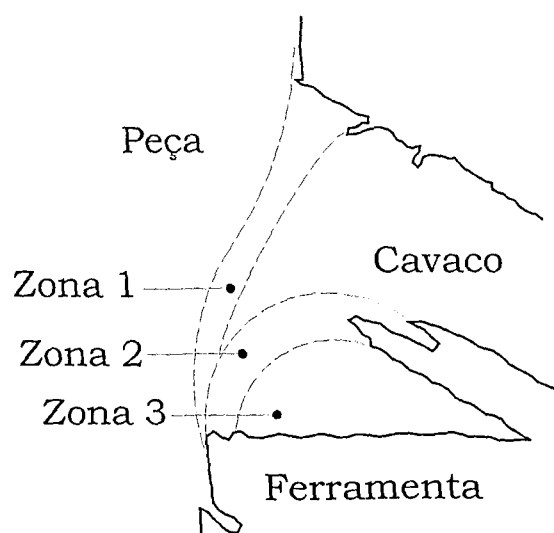


Figura 2.9 – Diagrama da APC mostrando as três zonas de deformação (Wallbank, 1979).

O Processo de formação da APC é constituído por uma seqüência de eventos que foram descritos por Trent (1988 "b") da seguinte forma:

- a primeira camada de material que se une à ferramenta através de ligações atômicas é encruada, aumentando assim o seu limite de escoamento, sendo que as tensões de cisalhamento são insuficientes para quebrar essas ligações;
- as deformações continuam nas camadas adjacentes mais afastadas da interface até que elas também sejam suficientemente encruadas;
- pela repetição desse processo, uma sucessão de camadas formam a APC.

Vários pesquisadores constataram que essa seqüência de acontecimentos que formam a APC só ocorrem devido a existência de microtrincas que se formam no material da peça. Wallbank (1979) utilizando microscopia óptica e eletrônica, visualizou a presença destas microtrincas ao redor da APC formada durante a usinagem de várias ligas. Segundo Wallbank as microtrincas no corpo do cavaco que está sendo formado, podem remover a zona de deformação da interface. O processo de formação do cavaco causa o encruamento do material, sendo que este é mais significativo na interface cavaco-ferramenta, desde que o amolecimento térmico não seja significativo. Isto transfere a deformação para o cavaco, e as

microtrincas que resultam na formação da nova superfície da peça e da superfície interna do cavaco, se posicionam onde a tensão de compressão é suficiente para impedir que as microtrincas continuem se propagando.

A presença das microtrincas e portanto da APC durante a usinagem está diretamente relacionada com a microestrutura do material da peça. Várias pesquisas passaram a mostrar que na usinagem de metais puros a APC não se forma, ou seja, esta só existe nos metais com mais de uma fase. Milovic e Wallbank (1983) atribuíram a existência da APC à presença de um sistema tri-axial de tensões nas redondezas das segundas fases deformadas causado por uma diferença na taxa de deformação da segunda fase em relação à matriz. Este sistema tri-axial de tensão conduz à formação das microtrincas e conseqüentemente da APC.

Sidjanin e Kovac (1997) realizaram um estudo da nucleação e crescimento da APC durante a usinagem de dois tipos de aços (um aço carbono comum e um aço de baixo teor de enxofre e resulfurizado), afim de fornecer uma imagem da forma do cavaco e sua relação com o comportamento das trincas. Nesse estudo os autores encontraram evidências que divergem da teoria de Trent (1963) e Wallbank (1979), a qual propõe que a APC seja um corpo contínuo com o material da peça. Segundo Sidjanin e Kovac, a APC é um corpo separado da peça e do cavaco, como está esquematizado na Figura 2.10. Eles constataram que o início da nucleação das trincas que geram a APC ocorre abaixo da aresta de corte da ferramenta, na superfície de folga. Após esta nucleação uma segunda trinca se forma na superfície de saída da ferramenta. Estas duas se propagam e provocam a separação da APC do material da peça e do cavaco da ferramenta.

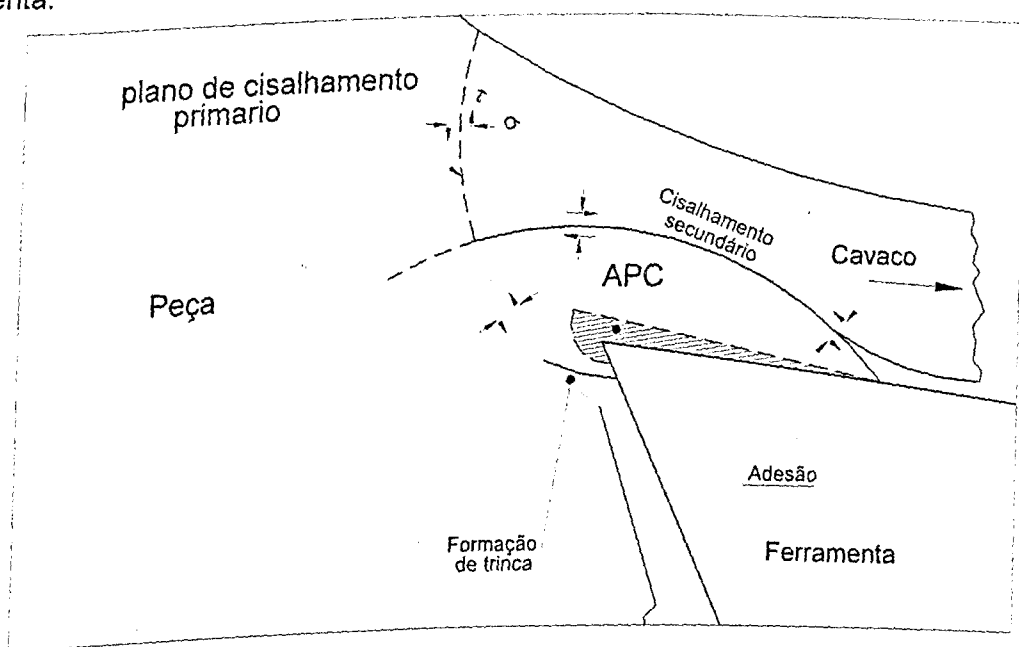


Figura 2.10 – Diagrama esquemático mostrando o mecanismo de formação da APC (Sidjanin e Kovac, 1997).

Apesar de ênfases diferentes serem dadas por vários autores, pode-se deduzir que a formação de APC é um fenômeno envolvendo deformação plástica, encruamento e formação de microtrincas (Machado e da Silva, 1993), sendo que normalmente ocorre em baixas velocidades de corte e substitui a zona de fluxo que se forma na zona de aderência em velocidades de corte elevadas.

Quando a APC é formada entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, a direção do movimento do cavaco é modificada, ou seja, o cavaco não se move mais na direção paralela à superfície de saída da ferramenta, mas sim paralelamente à face da APC (SuKvittayawong e Inasaki, 1994). Esta alteração na direção da velocidade de saída do cavaco conduz a um aumento no ângulo de saída real, que é determinado pelo ângulo entre o vetor da velocidade de corte e o vetor da velocidade do cavaco. Por sua vez, o aumento do ângulo de saída real também modifica o ângulo de cisalhamento primário, assim como o ângulo de atrito durante o corte. Assim, a presença da APC afeta diretamente a força de usinagem, uma vez que a face inclinada da APC funciona como uma superfície de saída da ferramenta com um ângulo de saída relativamente maior, de forma que o cavaco é formado no plano de cisalhamento primário com um ângulo de cisalhamento também maior.

Zorev (1966), citado por SuKvittayawong e Inasaki (1994), descreveu a influência típica da velocidade de corte sobre a APC e a força de corte, utilizando o gráfico mostrado na Figura 2.11. Inicialmente, para velocidades bem pequenas, a APC ainda está ausente e a tendência é a redução da força com o aumento da velocidade de corte devido ao aumento da geração de calor. Com o aparecimento da APC (V_1), a força de corte diminui imediatamente porque o ângulo de saída real é consideravelmente aumentado e a área do plano de cisalhamento secundário é reduzida. À medida em que a velocidade de corte é aumentada, as dimensões da APC também aumentam, até um valor máximo (V_2). Neste ponto a força de corte atinge um valor mínimo. O aumento da velocidade de corte além deste ponto faz com que a APC entre em regime instável e a força de corte começa a aumentar até o ponto de velocidade crítica (V_3) a partir do qual a APC deixa de existir. O aumento da velocidade de corte além deste ponto, exerce pouca influência nos valores da força de usinagem. Pela maior geração de calor e conseqüente redução da resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento, e pela ligeira redução na área de contato cavaco-ferramenta, a força de usinagem tende a sofrer uma pequena redução com o aumento da velocidade, notando-se que para valores mais altos de velocidades o comportamento da força é praticamente constante.

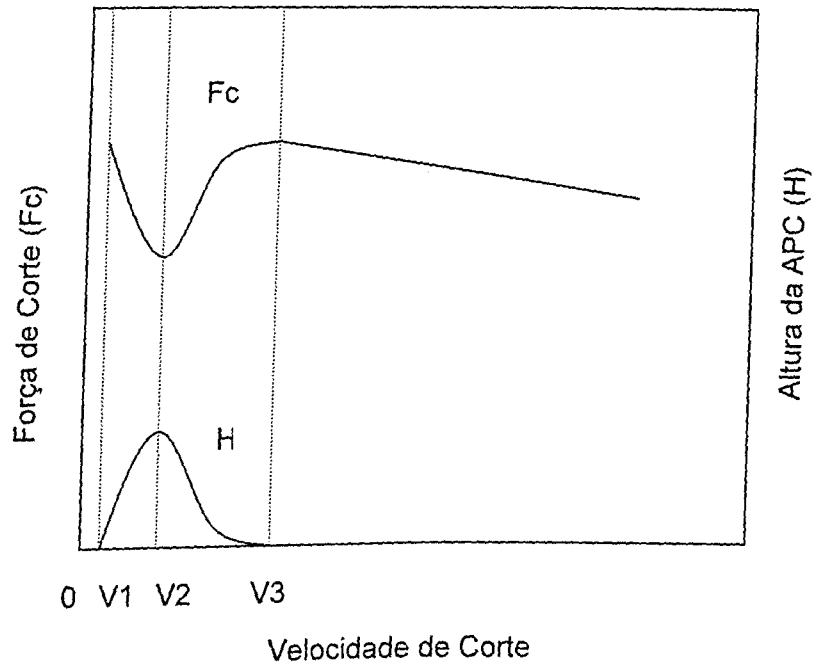


Figura 2.11 – Diagrama típico da influência da velocidade de corte sobre a APC e a força de corte (Zorev, 1966).

2.6. Fluidos de Corte

O uso de fluido de corte em usinagem depende de vários fatores. Existem operações tais como o torneamento e o fresamento de ferro fundido cinzento, alumínio e magnésio, economicamente não se justifica o seu emprego. Em contrapartida, existem muitas operações onde o emprego do fluido de corte é vital. Nesses casos a escolha correta de um fluido de corte deve recair naquele que possui composição química e propriedades corretas, para atacar de forma eficiente os problemas apresentados por um processo de corte específico.

O primeiro fluido de corte utilizado foi a água. Entretanto, rapidamente tornou-se evidente que apesar da água possuir o melhor calor específico de todos os fluidos disponíveis, tornando-se o melhor refrigerante possível, ela apresenta problemas de corrosão para os componentes das máquinas. Para superar as desvantagens da corrosão causada sobre a peça, a ferramenta e a máquina-ferramenta, óleos foram misturados à água para formar emulsões e melhorar a lubrificação do sistema peça/ ferramenta/ máquina.

A seguir será feito um breve comentário sobre os tipos de fluidos de corte existentes, suas funções, seus modos de agir, e os métodos de aplicação desses fluidos.

2.6.1. Tipos de Fluidos de Corte

Os fluidos de corte podem ser divididos em quatro categorias principais:

- A - Óleo Integral;
- B - Óleo Solúvel (Emulsões);
- C - Fluidos Semi-Sintéticos (Microemulsões);
- D - Fluidos Sintéticos.

A - Óleo Integral

Os fluidos de corte integrais são baseados em óleos minerais, aos quais podem ser adicionados óleos vegetais e animais, e aditivos. Esses aditivos geralmente à base de cloro ou enxofre ou uma mistura destes dois, proporciona características de extrema pressão (EP) ao fluido, objetivando melhorar as propriedades lubrificantes destes.

Nos últimos anos o emprego destes óleos como fluido de corte tem perdido espaço para os óleos emulsionáveis, devido ao alto custo em relação aos demais, aos riscos de fogo, ineficiência em altas velocidades de corte, baixo poder refrigerante e formação de fumos, além de oferecerem riscos à saúde do operador. Entretanto eles possuem um maior tempo de vida em serviço que os fluidos à base de água (Real, 1980). Conseqüentemente, a necessidade de troca é menos freqüente.

Os óleos minerais são constituídos por hidrocarbonetos obtidos a partir do refinamento do petróleo cru. Suas propriedades dependem do comprimento da cadeia molecular, estrutura e grau de refinamento.

Os óleos minerais básicos empregados na fabricação de fluidos de corte podem ser os seguintes (Shell, 1991):

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

- **Base naftênica:** Derivam do refinamento do petróleo cru naftênico. O uso de óleos como básicos para fluido de corte tem diminuído em função de problemas causados à saúde humana. Os fluidos lubrificantes são de baixa qualidade e escassos.
- **Óleos minerais de base aromática:** Integralmente, não são empregados na fabricação de fluidos de corte. São excessivamente oxidantes, porém podem melhorar a resistência ao desgaste e apresentar boas propriedades EP, que são presentes em grandes quantidades em óleos parafínicos.

B - Óleo Emulsionável

Estes produtos são muitas vezes chamados de solúveis, mas é sabido que o óleo e a água, em condições normais não se misturam, portanto o termo óleo solúvel é levemente contraditório. Desta forma os óleos solúveis convencionais são na verdade produtos que formam emulsões em água, isto é, uma fase oleosa dispersa na fase aquosa. O teor de óleo mineral nos fluidos de corte varia entre 50% e 85%, normalmente misturado à água numa proporção de 5 a 60 partes de água para uma de óleo (Runge, 1987). A presença de emulgadores, que são tensoativos polares que reduzem a tensão superficial formando uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo-água, garantem a miscibilidade do óleo na água, promovendo a formação de glóbulos de óleos menores, o que resulta em emulsões translúcidas. Assim, a adição de maiores quantidades de emulgadores resultam em gotículas dispersas na água, cada vez menores, que refletem cada vez menos luz, passando de leitosas a transparentes. As emulsões leitosas (maior teor de óleo) são usadas geralmente em operações de corte em que predomina a necessidade de lubrificação. Emulsões translúcidas/transparentes são recomendadas para operações em que predomina a necessidade de refrigeração. O efeito de refrigeração nesses últimos tipos, é reforçado pelo maior efeito de umectação das superfícies metálicas, devido a maior quantidade de detergente, acelerando assim a transferência de calor, e sendo usados preferencialmente em operações de retificação.

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 o crescimento de bactérias e fungos, porém devem ser compatíveis com a pele humana e não serem tóxicos.

aditivos EP e antidesgaste usados para aumentar as propriedades de lubrificação, são os mesmos empregados para óleos puros. 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. Por esta razão procura-se substituir o cloro por aditivos à base de enxofre e cálcio. Usa-se ainda gordura animal e óleos vegetal para melhorar as propriedades de lubrificação.

C – Fluidos Semisintéticos (Microemulsões)

Os fluidos semisintéticos se caracterizam por apresentarem um teor de óleo mineral menor que os óleos emulsionáveis (menos de 50% no fluido concentrado). Esses fluidos poderiam ser chamados, mais apropriadamente, de microemulsões. A presença de uma grande quantidade de emulgadores, propiciam a formação de glóbulos de óleo menores, o que resulta em emulsões translúcidas ou transparentes fazendo com que, freqüentemente, sejam confundidas com as soluções.

A menor quantidade de óleo mineral, a presença de biocidas, de aditivos EP, de anticorrosivos e de agentes umectantes, aumentam a vida do fluido de corte de tal forma que esta se aproxima da vida do fluido sintético. Estes fatores, também reduzem os riscos à saúde, e permitem que estes fluidos apresentem boas propriedades de umectação e de lubrificação, bem como baixo potencial de corrosão e de ataque bacteriano.

Os fluidos semi-sintéticos geralmente possuem suficiente poder lubrificante para usinagens moderadas a pesadas. Com melhores propriedades de umectação que os óleos emulsionáveis convencionais, esses fluidos permitem velocidades e avanços mais altos. Devido ao baixo teor de óleo, formam menos fumaça e acarretam menor formação de névoa.

D – Fluidos Sintéticos

Estes óleos baseiam-se em substâncias químicas que formam soluções em água. Uma das características principais destes óleos é a ausência de óleo mineral em sua composição, sendo portanto constituídos de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros aditivos. Formam soluções transparentes, permitindo uma boa visibilidade do processo de corte. Apresentam uma vida maior que os fluidos semi-sintéticos, uma vez que são menos atacáveis por bactérias. Mas a vida destes fluidos ainda é menor que a dos óleos integrais. Os tipos mais complexos, para serviços de moderado a pesado, contêm agentes umectantes que permitem que o fluido se espalhe mais eficientemente sobre as superfícies metálicas, aumentando suas propriedades de refrigeração.

2

Graças a essa boa propriedade refrigerante aliada uma boa propriedade lubrificante, estes fluidos sintéticos mais complexos podem ser considerados produtos de uso geral. Os tipos mais simples de óleos sintéticos oferecem boa proteção anticorrosiva e refrigeração, sendo portanto usados principalmente como fluidos para retificação de desbaste.

As soluções são quimicamente estáveis, mesmo em água dura. Os agentes umectantes presentes no fluido sintético proporcionam um poder lubrificante apropriado para operações de severidade moderada de corte e retificação em máquinas que possuem sistemas separados de lubrificação das guias, ou onde as máquinas operatrizes não apresentam elementos deslizantes. A formação de espuma e seu controle é freqüentemente um problema, assim como a formação de depósitos resinosos e difíceis de se dissolver em água, o que pode contribuir para movimentos impróprios da máquina operatriz (Runge, 1987).

2.6.2. Função dos Fluidos de Corte

O objetivo final do uso do fluido de corte é a redução do custo total por partes usinadas ou o aumento da taxa de produção. Isto pode ser conseguido graças a um ou mais dos seguintes benefícios que os fluidos de corte podem proporcionar (Machado e da Silva, 1993):

- aumento da vida da ferramenta pela lubrificação e refrigeração;
- redução das forças de corte devido à lubrificação, portanto redução de potência;
- melhora no acabamento superficial da peça;
- facilidade na remoção do cavaco da zona de corte;
- menor distorção da peça pelo efeito refrigerante.

Assim, pode-se enumerar as seguintes funções dos fluidos de corte:

- I - Lubrificar;
- II - Refrigerar;
- III - Ajudar a retirar o cavaco da zona de corte;
- IV - Proteger a máquina-ferramenta e a peça da corrosão atmosférica.
- V - Contribuir na quebra do cavaco.

Cabe aqui ressaltar que dentre estas funções, a refrigeração e a lubrificação são geralmente consideradas as mais importantes pelo fato de estarem diretamente relacionadas com a vida da ferramenta e com a integridade superficial da peça.

I – Lubrificar

Os fluidos de corte são aplicados com a finalidade de lubrificar em operações com baixas velocidades de corte, pois acredita-se que netas condições eles podem penetrar na interface cavaco-ferramenta. Além disso, a temperatura não é um problema em baixas velocidades de corte para a usinagem da maioria dos metais e, portanto, neste caso a refrigeração não é importante.

Um melhor acabamento da peça e um aumento na vida da ferramenta são os principais benefícios quando se aplica um lubrificante. A melhora no acabamento superficial da peça em baixas velocidades de corte, pela aplicação de um fluido lubrificante, foi atribuída por Trent (1991) à tendência de eliminação da APC nestas condições, já que pequenas partículas desta podem deteriorar imensamente o acabamento. Entretanto testes realizados por da Silva (1998) mostraram que a lubrificação não tem um efeito sobre o tamanho e a forma da APC, sugerindo que o fluido de corte não penetra na interface cavaco-ferramenta e portanto não evita a formação da APC. Desta maneira esse autor acredita que a melhora no acabamento se dá devido a uma ação lubrificante, que ocorre após a superfície usinada ter sido formada, prevenindo a aderência de partículas de APC comprimidas contra a peça durante a operação de usinagem.

II – Refrigerar

Em altas velocidades de corte as condições não são favoráveis à penetração do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta para que ele exerça seu papel de lubrificante. Além disso, nestas condições não ocorre formação de APC, portanto a função do fluido de corte se restringe, basicamente, à refrigeração do sistema ferramenta/ peça/ cavaco. A refrigeração da ferramenta ajuda a aumentar a vida da mesma quando a temperatura é o fator limite, ou permite o uso de maiores velocidades de corte e o aumento da taxa de produção. Nestas condições, entretanto, o fluido de corte pode ter um efeito negativo, já que o amolecimento do material devido ao aumento de temperatura fica reduzido, fazendo com que as forças de corte se elevem, o que poderá promover um aumento na rugosidade da peça (Sales, 1999) devido a um provável aumento nos níveis de vibração.

III - Ajudar a retirar o cavaco da zona de corte

A permanência do cavaco na região de corte pode comprometer o acabamento da superfície usinada ou ainda promover avarias nas ferramentas de corte. Assim, sempre que possível, o cavaco deve ser retirado desta região. Contudo, em algumas ocasiões, como por exemplo na furação de ferro fundido cinzento, a saída do cavaco da região de corte não ocorre de maneira natural. Nessas ocasiões a utilização do fluido de corte para retirar o cavaco e conduzi-lo para fora da zona de corte, se faz necessária. A capacidade do fluido de corte em varrer os cavacos da zona de corte depende da viscosidade e da vazão do mesmo, além, claro, do tipo de operação de usinagem e do tipo de cavaco que está sendo formado.

IV - Contribuir na quebra do cavaco

Materiais que formam cavacos longos podem ser um problema durante o corte, não apenas para a peça, quanto para a máquina-ferramenta e o operador. Nestes casos, um fluido de corte pode ser utilizado, geralmente com alta pressão, com o objetivo de quebrar o cavaco e facilitar seu descarte.

O uso de quebra-cavacos hidráulicos, com fluido sob alta pressão, Machado (1995) mostrou uma melhora na quebra do cavaco, na usinagem de ligas de titânio e de níquel.

O fluido de corte atua na interface cavaco-ferramenta diminuindo a área de contato e provocando uma maior curvatura do cavaco (Childs, 1972). Com isto há diminuição do raio de curvatura natural do cavaco (r_c), promovendo uma elevação do nível de tensões, podendo levar o material a valores de deformações críticas de ruptura, o que facilita a quebra e atua como um parâmetro ativador do controle do cavaco (Sales, 1995 e Sales et al, 1997).

V - Proteger a máquina-ferramenta e a peça da corrosão atmosférica

Com a finalidade de proteger a máquina, a ferramenta, a peça e o cavaco contra a oxidação e a corrosão atmosférica, são adicionados aditivos anti-oxidantes e anti-corrosivos aos fluidos. Esses aditivos são importantes, pois permanecem atuantes mesmo após cessadas as operações de corte.

2.6.3. Ação dos Fluidos de Corte

Como lubrificante, o fluido de corte age no sentido de reduzir a força de atrito que restringe o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta de corte. Esta força, por sua vez, depende da área de contato cavaco-ferramenta e da resistência ao cisalhamento do material da peça (Trent, 1991). Realizando testes de torneamento com ferramentas com superfícies de saída restrita, Machado et al (1994) chegaram a conclusão que a zona de aderência é a principal responsável pela força de atrito. Portanto, para exercer sua ação lubrificante, o fluido de corte deve agir no sentido de reduzir essa zona de aderência. Sua eficiência vai depender de sua habilidade em penetrar na interface cavaco-ferramenta e de formar um filme protetor com resistência ao cisalhamento menor do que a resistência do material na interface.

Ainda não está completamente claro como o fluido de corte ganha acesso à interface cavaco-ferramenta e até que ponto ele pode chegar. Trent (1967, 1988 "a", "b", "c" e 1991) em seus estudos sobre esta interface, usando técnicas de interrupção repentina do corte seguida de análises metalográficas da raiz do cavaco, mostra evidências de uma zona de aderência à qual o lubrificante não tem acesso. Childs e Rowe (1973) também sustentam esta teoria e sugerem que a atenção deve ser voltada, então, para a zona de escorregamento. Assim, se o lubrificante não consegue penetrar em todo o comprimento de contato, ele deve, ao menos, lubrificar a parte do contato onde não existe aderência (zona de escorregamento), reduzindo a distribuição de tensão cisalhante sobre a superfície de saída e, portanto, reduzindo a potência e a temperatura de corte (Williams, 1977).

Postnikov (1967) sugeriu que o lubrificante penetra contra o fluxo de metal, chegando à ponta da ferramenta por uma ação capilar, assumindo que a aderência na interface não é completa, isto é, existem também condições de escorregamento. Ensaio com ferramentas transparentes de safira (Horne et al, 1978) demonstraram que o fluido de corte ganha acesso à interface pelas laterais do cavaco que está sendo formado, ao invés de se movimentar contra a saída do cavaco. Williams e Tabor (1977), usando oxigênio e argônio puros e suas misturas com CCl_4 como lubrificante, na usinagem de aço, verificaram que a penetração do fluido depende da pressão de vapor e do tamanho da cadeia molecular.

Como refrigerante, os fluidos de corte diminuem a temperatura média de corte pelo aumento da dissipação de calor. Shaw et al (1951) demonstraram, experimentalmente, que a eficiência do fluido de corte em reduzir a temperatura diminui com o aumento da velocidade e da profundidade de corte. Trent (1991) defende que em elevadas velocidades de corte o fluido atua na zona de escorregamento, alterando o gradiente térmico na ferramenta e reduzindo o volume da mesma afetado pelo superaquecimento.

Williams (1977) explica que o fluido perde o efeito lubrificante em altas velocidades de corte quando o fluxo de fluido, que tende a se direcionar à ponta da ferramenta por ação capilar, é forçado para fora da interface por uma ação hidrodinâmica induzida. Este efeito torna-se mais pronunciado com o aumento da velocidade de saída do cavaco. Assim o fluido utilizado em altas velocidades de corte teria apenas características refrigerantes.

2.6.4 Métodos de Aplicação dos Fluidos de Corte

O fluido de corte pode ser aplicado em três direções básicas: sobre cabeça (A); entre a superfície inferior do cavaco e a superfície de saída da ferramenta (B); entre a peça e a superfície de folga da ferramenta (C). Estas direções estão representadas na Figura 2.12 superfície de folga da ferramenta (C). Estas direções estão representadas na Figura 2.12 superfície de folga da ferramenta (C). Estas direções estão representadas na Figura 2.12 superfície de folga da ferramenta (C). Estas direções estão representadas na Figura 2.12 superfície de folga da ferramenta (C).

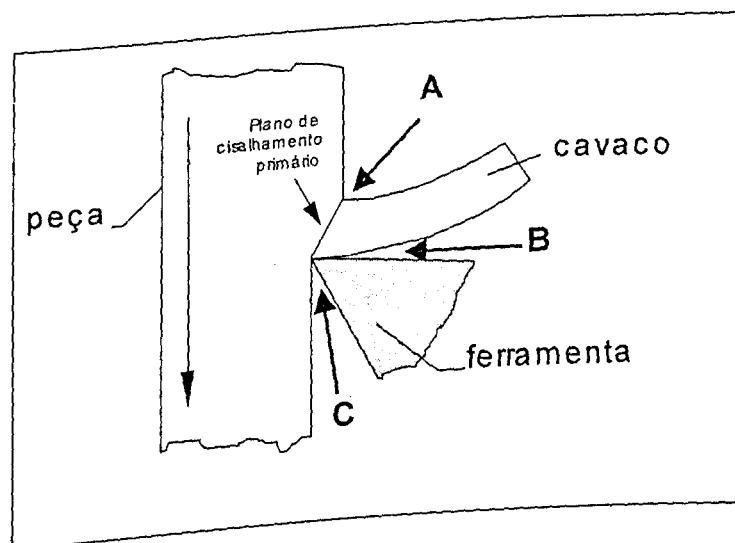


Figura 2. 12 – Direções (A, B, C) de aplicação do fluido (Machado, 1990).

As formas de aplicação dos fluidos de corte mais utilizadas atualmente são as seguintes:

I – Jorro do fluido à baixa pressão, ou por gravidade;

II – Vazão extremamente baixa de fluido;

III – Sistema a alta pressão.

I – Jorro do fluido a baixa pressão ou por gravidade

Este método é o mais tradicionalmente utilizado, principalmente devido à sua simplicidade. O fluido é aplicado em baixa pressão, sobre-cabeça (posição A) contra a superfície do cavaco, ou ainda na superfície de saída da ferramenta (posição B). Desta forma, um grande volume de fluido é utilizado para atuar em uma região muito pequena. Este alto volume de fluido pode justificar-se por sua ação refrigerante. Mas como lubrificante não se justifica, pois, apesar da quantidade, o fluido à baixa pressão não consegue penetrar na interface, sendo arrastado para fora desta região.

II – Vazão extremamente baixa de fluido

Pesquisas voltadas para usinagem com pequena quantidade de fluido de corte já vinham sendo realizadas, de maneira tímida, há algum tempo. Por exemplo, Shaw (1958), usando apenas água como refrigerante, explicou que em altas temperaturas é formado na superfície dificultando a transferência de calor. A água adjacente ao metal vaporiza e forma uma camada gasosa entre o metal e o líquido, diminuindo a transferência de calor.

Atualmente, fatores como o custo, a crescente consciência ambiental e o aumento dos problemas de descartes de fluidos de corte pressionado por uma legislação mais severa, fizeram com que o número de pesquisas em usinagem a seco ou com a aplicação de pequena quantidade de fluido de corte crescesse bastante nos últimos anos. Wakabayashi et al (1998), pulverizando óleo nas direções B e C da Figura 2.12 a uma vazão de no máximo 0,16 ml/min, chegou as seguintes conclusões : esta forma de aplicação diminuiu o coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça, comparando-se com a condição à seco; os resultados relativos ao desgaste da ferramenta, ao melhoramento do acabamento da superfície usinada e ao controle da formação da aresta postiça de corte, para o método utilizado foram equivalentes aos

conseguidos com o método convencional; óleo com pequenas adições de aditivos EP se mostraram eficientes no prolongamento da vida da ferramenta. Machado e Wallbank (1997) chamaram a atenção para o fato de que a área de contato cavaco-ferramenta é muito pequena, sugerindo que a vazão de fluido necessária para promover a ação lubrificante seja também pequena. Assim, neste mesmo trabalho os autores fizeram estudos e cálculos teóricos da vazão necessária e chegaram ao resultado de 6 ml/min, enquanto em um sistema convencional a vazão fica em torno de 5200 ml/min. Em seus trabalhos experimentais, esses mesmos autores utilizaram baixas vazões de fluidos, entre 200 e 300 ml/h, usinando aço (O80M40) no torneamento. Um venturi foi utilizado para fazer a mistura do fluido com o ar comprimido (~ 34 Psi, 2,4 kgf/cm²). O jato pulverizado foi direcionado sobre a superfície de saída da ferramenta. Foi observado que em alguns casos, usando uma mistura de ar + água ou ar + óleo solúvel, este método se mostrou melhor em relação à redução das forças de corte e avanço, do que o jorro de óleo solúvel sobre cabeça. Da Silva et al (1998) continuaram essa linha de pesquisa fazendo testes com vazão de 180 ml/h e monitorando o efeito da lubrificação por meio do acabamento da superfície da peça e das forças de usinagem. Os resultados experimentais encontrados foram bastante encorajadores. Da Silva (1998), gotejando fluido de corte sobre a ponta da ferramenta à uma vazão de 0,03 ml/s, em testes de torneamento, obteve resultados de acabamento superficial da peça similares aos obtidos com sistema fluídico convencional, além de uma melhora significativa no acabamento da peça usinada quando comparado com o teste à seco. Desta forma acredita-se que, para um futuro recente, a vazão de fluido utilizada tenderá cada vez mais a ser reduzida.

III – Sistema a alta pressão;

Neste método o objetivo principal é melhorar a quebra do cavaco. Um jato de fluido em alta pressão é jogado em duas direções: na primeira, na direção sobre-cabeça (A da Figura 2.12); na outra, contra o cavaco na superfície de saída da ferramenta, conforme direção B da Figura 2.12. Machado (1990), utilizando este método no torneamento e aplicando o jato na direção B, obteve bons resultados usinando ligas aeroespaciais, tais como as de titânio e de níquel, que possuem difícil controle do cavaco pelos métodos convencionais. Este método também foi utilizado por Kovacevic et al (1995) no processo de fresamento.

Com o objetivo de incrementar a lubrificação na interface cavaco-ferramenta, foi desenvolvido um conjunto suporte e ferramenta de corte vazado, permitindo o fluido passar pelo seu interior, chegando até a superfície de saída da ferramenta, conforme ilustrado na Figura 2.13 (Iscar, 1991). Com isto, o fluido chega à interface com alta pressão (variável entre 1,03 kgf/cm², para uma vazão de 0,3 l/min e 25,83 kgf/cm², para uma vazão de 2,3 l/min),

reduzindo o contato cavaco-ferramenta. A camada de fluido na interface reduz significativamente a fonte geradora de calor na zona de cisalhamento secundária que está na zona de aderência (Sales, 1999). O calor então é gerado principalmente nas zonas de cisalhamento primária, no plano primário e entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. Neste sistema, a ferramenta de corte mantém seu interior e a superfície de saída constantemente sob resfriamento. O cavaco é resfriado depois de ser deformado no plano primário, ao passo que no caso do método de aplicação sobre-cabeça o resfriamento é simultâneo à deformação. Isto tende a reduzir a temperatura nesta região e aumentar a resistência ao cisalhamento do material da peça, aumentando as forças de usinagem.

Este sistema foi aplicado com sucesso na usinagem dos aços SAE 4140, inoxidável SAE 316 e do Inconel 718 (Iscar, 1991). A Figura 2.13 mostra, esquematicamente, a proposta deste método, chamado de "jet-cut".

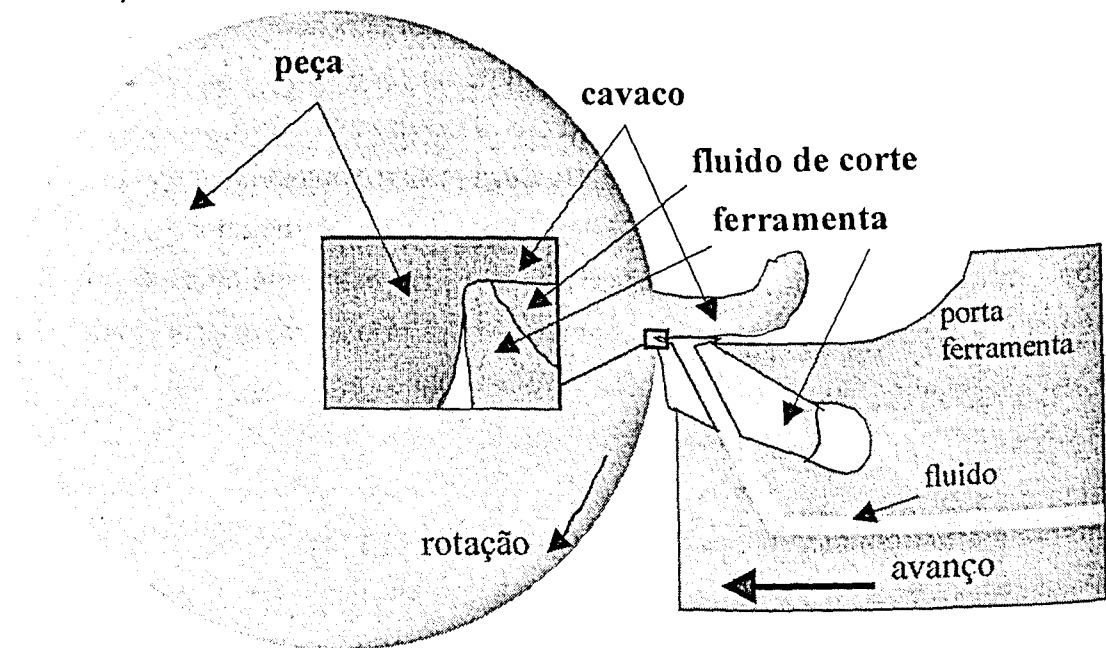


Figura 2.13 - Princípio de operação do "jet-cut" (Iscar, 1991).

2.7. Integridade Superficial

O termo integridade superficial é largamente utilizado para descrever a natureza ou a condição da superfície usinada (Bailey, 1975). Desta forma, o conceito de integridade superficial não pode ser definido apenas em uma dimensão e não abrange somente a rugosidade da superfície ou a sua forma geométrica, mas também as características da superfície e das camadas diretamente abaixo desta (Leskovar and Peklenik, 1982).

Em usinagem convencional, a integridade superficial é um resultado da combinação do processo de deformação plástica e da propagação de trincas, enquanto na usinagem convencional, esta depende também das reações químicas e da forma de energia empregada para a remoção do cavaco (Machado e da Silva, 1993).

A integridade da superfície usinada pode ser interpretada como uma série de alterações nas propriedades físicas, químicas ou metalúrgicas do material usinado. Estas alterações decorrentes dos processos de usinagem convencional, foram listadas por Field e Hooton (1971), da seguinte forma :

- deformações plásticas resultantes de um trabalho à frio ou à quente;
- trincas, fissuras e rebarbas deformadas plasticamente, associadas com a presença de APC;
- recristalização;
- mudanças na dureza;
- transformações de fase;
- ataque intergranular e solução preferencial de microconstituintes;
- microtrincas e macrotrincas;
- distribuição de tensões residuais na camada superficial.

As principais causas dessas alterações são a presença de temperaturas ou gradientes de temperatura elevados durante a usinagem, deformações plásticas e reações químicas verificadas na superfície usinada (Koster and Fritz, 1971).

A confiabilidade de componentes mecânicos e as condições de funcionamento de peças acabadas são diretamente afetadas por sua integridade superficial. Sendo assim, um controle rigoroso desta variável deve existir, sobretudo quando a falha do componente pode colocar em risco vidas humanas.

Algumas regras gerais para a usinagem de materiais, afim de se garantir um bom acabamento superficial, foram enumeradas por Finn e Pfeiffer (1994) da seguinte maneira:

1. O controle do estado microestrutural do material é tão importante quanto o controle dos parâmetros de usinagem.
2. Deve-se aplicar de programas de manutenção da integridade superficial somente para zonas críticas ou de alta tensão, do componente. As áreas de alta tensão de componentes críticos devem ser avaliadas cuidadosamente para se ter uma idéia do impacto que a seqüência completa dos processos exercem sobre o acabamento

superficial. O controle da seqüência dos processos é tão importante para a integridade superficial quanto a seleção e a manutenção dos parâmetros de usinagem.

3. Seções metalográficas de alta magnitude, tomadas paralelamente e perpendicularmente às marcas de avanço, podem ser usadas no controle efetivo de alterações microestruturais que podem causar falhas.
4. Operações de comando manual têm uma tendência a produzir variações na superfície e devem ser consideradas suspeitas.
5. Tratamentos após o processamento, tais como tratamento térmico, jato-percussão, brunimento e retificação de baixa tensão podem compensar algumas, mas não necessariamente todas as imperfeições que afetam o acabamento superficial. A rebarbação também reduz o risco de alterações na integridade superficial.
6. Rigidez e alta qualidade da máquina-ferramenta são desejáveis. Os fluidos de corte devem ser novos ou cuidadosamente controlados. Eles devem ser retirados completamente da peça assim que for completada a operação de usinagem.
7. As peças armazenadas por longos períodos devem ser revestidas para prevenir a corrosão.

O conjunto de informações contidas na análise da integridade superficial de uma superfície usinada pode ser dividido em três níveis : o conjunto de informações mínimas; o conjunto padrão; e o conjunto completo (Field and Kahles, 1972). As informações contidas em cada nível estão ilustradas na Figura 2.14 (Santos, 1999).

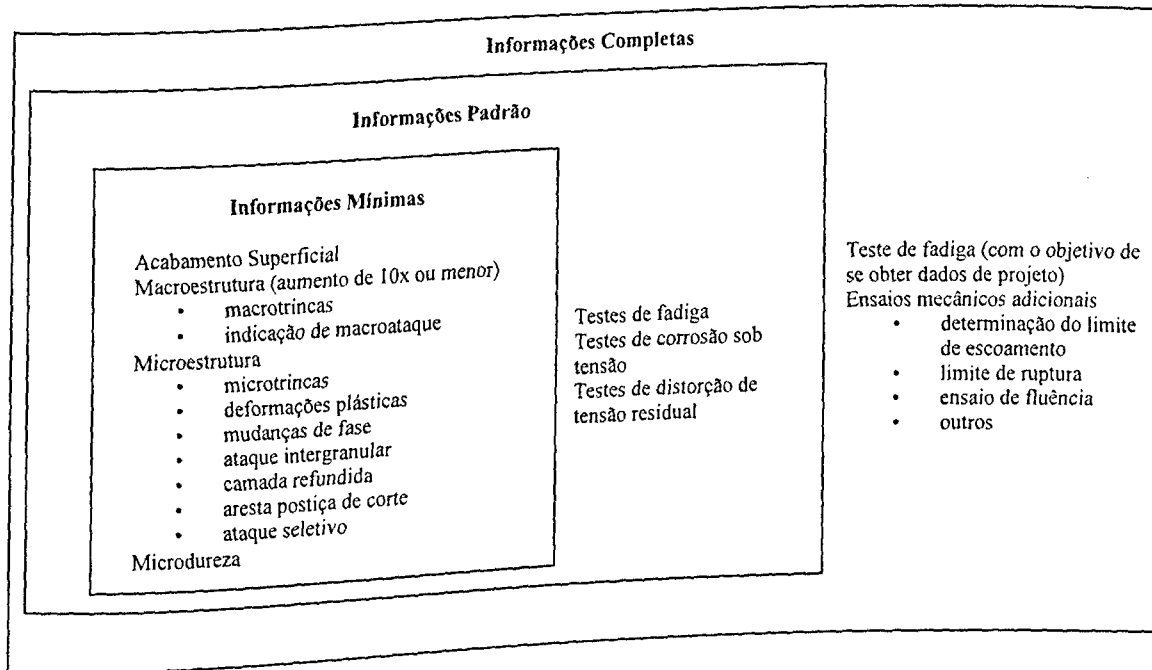


Figura 2.14 - Diferentes níveis de informação a respeito da integridade superficial de superfícies usinadas (Santos, 1999).

O conjunto de informações mínimas reúne dados relacionados à metalografia, às medidas de microdureza e ao acabamento superficial. O conjunto padrão é indicado para componentes críticos cujo comportamento é influenciado pela integridade superficial. O conjunto completo de informações visa fornecer parâmetros para o projeto de componentes onde a resistência à fadiga deve ser determinada.

Na grande maioria dos casos as peças usinadas são examinadas em termos de dimensão e acabamento superficial. Esta inspeção é realizada durante ou após a operação (Fan e Chao, 1991) levando-se em conta as tolerâncias dimensionais e a textura superficial especificada no projeto. Os erros dimensionais são facilmente medidos e controlados e dependem, principalmente, do processo e da rigidez da máquina usada (da Silva, 1998).

De acordo com a norma "American National Standard Institute" ANSI B46.1 – 1985, o acabamento superficial é composto de quatro elementos: rugosidade, ondulações, marcas de avanço e falhas. Estes quatro elementos podem ser assim definidos:

- **Rugosidade Superficial:** São irregularidades finas resultantes da ação inerente do processo de corte (marcas de avanço) e que são medidas em um pequeno comprimento denominado "cut-off".

- Ondulações: Consistem de todas as irregularidades superficiais, cujos espaçamentos são maiores que o cut-off.
- Marcas de avanço denotando direções das irregularidades: Apontam as direções predominantes das irregularidades superficiais. Elas dependem da orientação da peça e da ferramenta de corte na máquina e da natureza do movimento relativo entre as duas.
- Falhas : São interrupções na topografia típica da superfície de um componente. São não intencionais, inesperadas e indesejáveis.

Entre esses elementos o mais usado na caracterização do acabamento superficial é a rugosidade que, por sua vez, pode ser medida por vários parâmetros, sendo mais empregados os seguintes:

- Ra : É o valor médio aritmético de todos os desvios do perfil de rugosidade da linha média dentro do comprimento de medição "L" (ISO 4287/1, Din4768). Este valor é obtido medindo-se os desvios dos picos e vales em relação a uma linha de centro, como mostra a Figura 2.15 (Machado e da Silva, 1993), e calculado através da Equação 2.5. Esta linha de centro é tal que as áreas abaixo e acima do traço do perfil são iguais.

$$Ra = \frac{1}{L} \int_0^L |Y(x)| \cdot dx \quad (2.5)$$

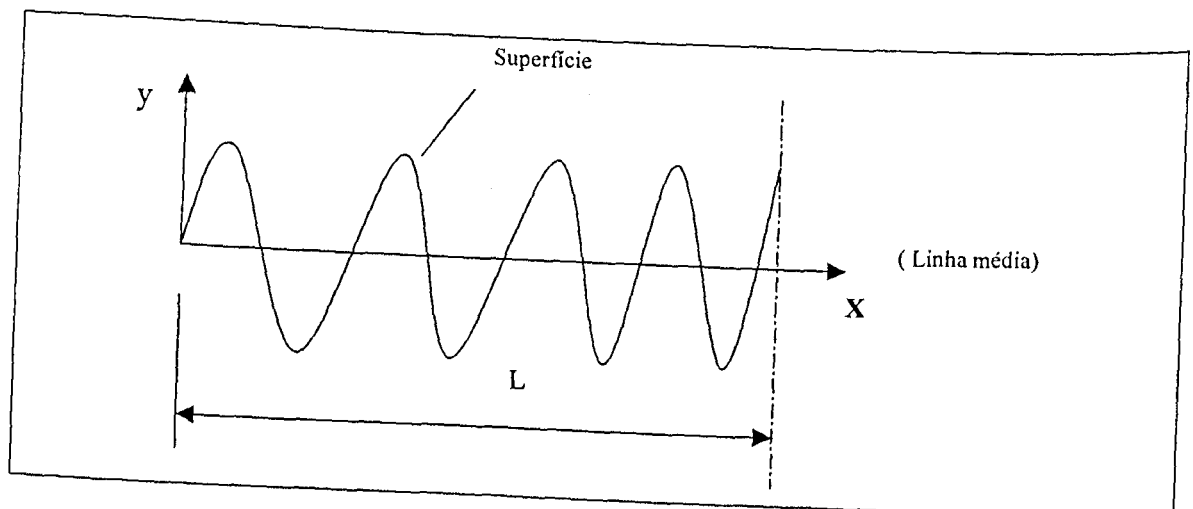


Figura 2.15 - Parâmetro Ra para medir o acabamento superficial (Machado e da Silva, 1993)

- R_{max} : É a distância entre duas linhas paralelas à linha média que tangenciam o perfil no pico mais alto e no vale mais profundo, em um comprimento de medição (L), como pode ser visto na Figura 2.16 .

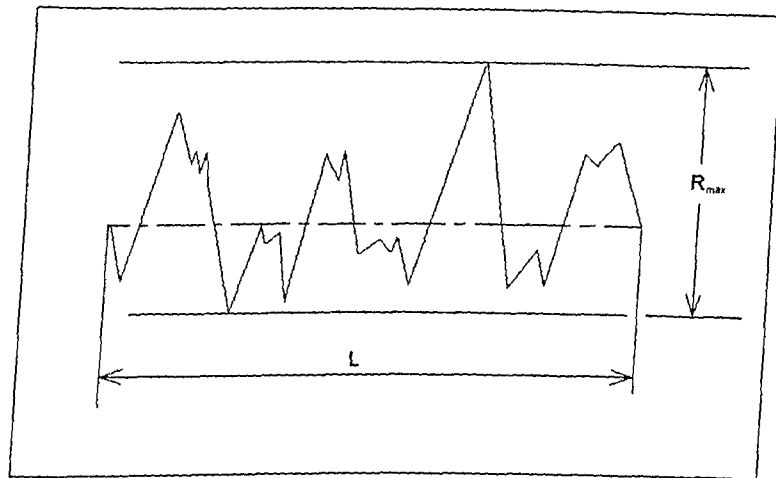


Figura 2.16 - Parâmetro R_{max} para medir o acabamento superficial

Os valores teóricos de R_a e R_{max} , no torneamento, podem ser calculados em função da geometria do processo de acordo com as Equações 2.6 e 2.7 respectivamente. Estes valores são chamados de teóricos porque só levam em consideração a influência geométrica do avanço (f) e do raio de ponta da ferramenta (r_ϵ), ilustrados na Figura 2.17 (Machado e da Silva, 1993).

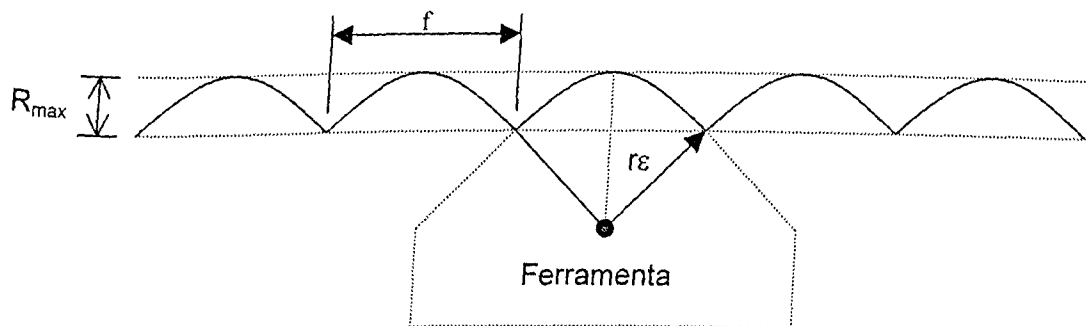


Figura 2.17 - Perfil teórico da rugosidade de uma peça torneada (Machado e da Silva, 1993).

$$R_a = \frac{f^2}{18\sqrt{3}r_\epsilon}$$

(2.6)

$$R_{\max} = \frac{f^2}{8.re} \quad (2.7)$$

Para as ferramentas sem raio de ponta (Figura 2.18), os valores teóricos de R_a e R_{\max} , no torneamento, podem ser calculados em função do avanço, do ângulo de posição principal (χ_r) e do ângulo de posição secundário (χ'_r), através das Equações 2.8 e 2.9 (Machado e da Silva, 1993).

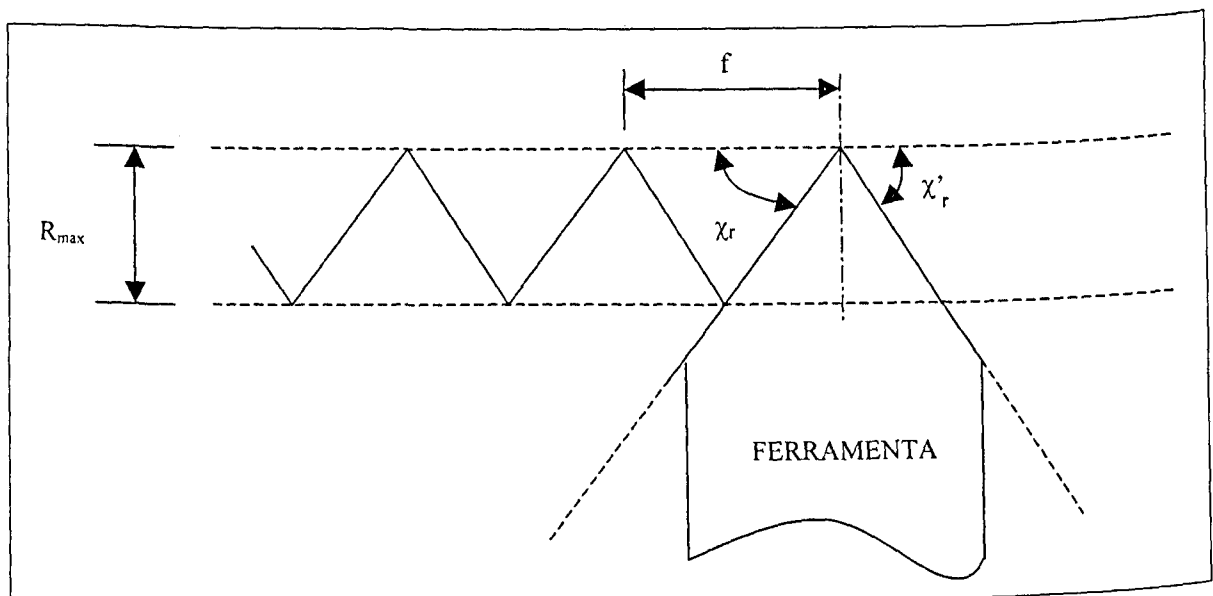


Figura 2.18 - Ferramenta sem raio de ponta.

$$R_a = \frac{f}{4[\tan(90-\chi_r)+\cot(\chi'_r)]} \quad (2.8)$$

$$R_{\max} = \frac{f}{[\tan(90-\chi_r)+\cot(\chi'_r)]} \quad (2.9)$$

Um fator importante na medição dos parâmetros R_a e R_{\max} , é a determinação do cut-off dentro do qual estes parâmetros são medidos. A Tabela 2. 1, apresenta valores recomendados para o cut-off segundo as normas DIN 4768 e ISO 4288

Tabela 2. 1 – Seleção do Cut-off, conforme DIN 4768 e ISO 4288.

Perfis Periódicos	Perfis Aperiódicos		Cut-off
	R_z (μm)	R_a (μm)	λ_c (mm)
Distância entre sulcos S_m (mm)			
>0,01 até 0,04	até 0,1	até 0,02	0,08
>0,04 até 0,13	>0,1 até 0,5	>0,02 até 0,1	0,25
>0,13 até 0,4	>0,5 até 10	>0,1 até 2	0,8
>0,4 até 1,3	>10 até 50	>2 até 10	2,5
>1,3 até 4	>50	>10	8

Normalmente, a rugosidade real obtida é maior que a calculada pelas equações 2.6, 2.7, 2.8 e 2.9. Esse efeito decorre de fatores como vibração, presença de APC, desgaste da ferramenta, deformação do cavaco, fluxo lateral do cavaco e erros de fixação da peça e da ferramenta. No entanto em uma pesquisa recente (Diniz e Noritomi, 1998), onde foram usinados aços SAE 4340, SAE 1045 e SAE 316, com velocidade de corte constante e igual a 230 m/min, e avanços de 0,07; 0,10; 0,13; 0,16; 0,19 mm/volta, foi constatado que à medida que se aumentava o avanço, o comportamento da rugosidade das peças torneadas em um significativo número de casos foi muito diferente do que estava previsto na literatura chegando-se mesmo a apresentar valores menores do que a rugosidade teórica.

As condições de usinagem exercem uma influência decisiva na integridade superficial da peça usinada. Condições severas podem causar danos à superfície usinada, assim como às camadas diretamente abaixo desta, o que pode conduzir à quebra da peça em serviço. Portanto, quando se seleciona os parâmetros de um certo processo de usinagem, a vida do componente deve ser levado em consideração (Leskovar e Peklenik, 1982).

Armarego e Brown (1969), citados por Shouckry (1982), relataram que o acabamento superficial na operação de usinagem depende do tipo de cavaco formado, do perfil da ferramenta de corte e da geometria do processo. A formação do cavaco depende das condições de corte e do material da peça. Armarego e Brown também constataram que a formação de cavacos descontínuos ou de cavacos contínuos com a presença de APC pode causar trincas, as quais se estendem na superfície da peça acabada e cria flutuações nas forças. Estas forças desviam a ferramenta e iniciam vibrações que afetam o acabamento superficial. Esses autores finalmente concluíram que a ocorrência de cavacos contínuos sem a

presença de APC, é a condição de corte mais desejável para se obter um melhor acabamento superficial.

Segundo Shouckry (1982), os fatores que melhoram o acabamento superficial no torneamento com ferramentas de corte simples são os seguintes: pequenos avanços, altas velocidades, fluídos de corte, ferramentas com pontas arredondadas e ângulos de saída elevados.

Em baixas velocidades de corte o mau acabamento superficial pode ser explicado pela presença de APC, uma vez que partes desta são perdidas durante o processo de usinagem e ficam aderidas na superfície da peça. Portanto, o acabamento superficial melhora quando a velocidade de corte aumenta, uma vez que a APC desaparece.

Gladman (1955) mostrou que a rugosidade da superfície aumenta com o avanço e que em baixas velocidades o acabamento superficial está longe do ideal. Seus experimentos também indicaram que com o aumento da espessura do cavaco uma trinca é formada próximo a ponta da ferramenta e isto conduz a um acabamento superficial pobre. Gladman concluiu que um aumento na velocidade de corte ou no raio de ponta da ferramenta ou, ainda, no ângulo de saída da ferramenta melhoram o acabamento superficial, enquanto um aumento no avanço causa uma deterioração substancial no acabamento superficial e um aumento na profundidade de corte causa uma pequena deterioração na superfície da peça.

Além do raio de ponta e do ângulo de saída, outros dois parâmetros geométricos da ferramenta de corte exercem uma influência marcante no acabamento superficial. Estes parâmetros são o ângulo de posição secundário (χ'_r) e o ângulo complementar do ângulo de posição ($90^\circ - \chi_r$).

Segundo Kattan (1996), a ocorrência de "Chattering" e vibrações podem ser controladas pela adoção apropriada do ângulo de posição secundário no projeto da geometria da ferramenta. Sendo assim, o valor deste ângulo pode afetar diretamente o acabamento superficial, a acuracidade dimensional, e a vida da ferramenta de corte. Além disso, este ângulo deve ser levado em consideração no projeto da ferramenta, pois ele protege a aresta secundária de corte contra arranhões e cortes, reduzindo o atrito do flanco secundário com a superfície usinada da peça. Outro fator importante à ser observado, é que o decréscimo no ângulo de posição secundário contribui para aumentar a resistência da ponta da ferramenta de corte devido ao conseqüente aumento do ângulo de ponta da ferramenta. Todavia, Kattan ressaltou que o ângulo de posição secundário não deve ser menor que 3° devido a condição dinâmica do processo de usinagem. Quando o ângulo de posição secundário é aumentado, a rugosidade máxima (R_{max}) aumenta, o que significa que a qualidade da superfície tende a piorar. Todavia, uma redução neste ângulo aumenta a força radial porque a aresta de corte secundária torna-se mais ativa e pode causar vibrações e "Chattering". Segundo Armarego

(1969), citado por Kattan (1996), os melhores resultados são obtidos para os ângulos de posição secundário entre 5° e 15° .

Em sua pesquisa Kattan realizou testes com valores positivos e negativos do ângulo complementar do ângulo de posição e concluiu que as ferramentas onde este ângulo possui valor negativo geram superfícies com acabamento superior àqueles obtidos com ferramentas onde estes ângulos são positivos. Neste estudo, as medidas da qualidade do acabamento superficial mostraram que as melhores condições de rugosidade são obtidas com o ângulo complementar do ângulo de posição de -5° . Um acabamento superficial relativamente pobre foi obtido com este ângulo no valor de 15° . Isto se deve à alta força radial a 15° , que faz com que o sistema ferramenta-peça fique menos rígido e com mais vibrações e "Chattering".

O conhecido melhoramento no acabamento superficial pela aplicação de fluido de corte é freqüentemente atribuído ao efeito da lubrificação da superfície de saída da ferramenta, o que previne a formação da APC e, portanto, permite um melhor acabamento da superfície usinada. Entretanto testes realizados por da Silva (1998) mostraram que a lubrificação não tem efeito sobre o tamanho e a forma da APC. Todavia esta influencia o acabamento superficial. Segundo da Silva (1999) o material no topo da APC é comprimido e aderido na superfície da peça após a mesma ter sido formada. Estes e outros efeitos contribuem para aumentar a rugosidade da superfície da peça. O acabamento superficial pode ser melhorado usando lubrificante sem prevenir a formação da APC. O melhoramento no acabamento superficial resultante da lubrificação é obtido pelo fato de que o lubrificante evita o depósito de fragmentos de APC sobre a superfície da peça próximo à ponta da ferramenta.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo estão descritos os procedimentos, os materiais e os métodos usados nos ensaios experimentais. A operação de usinagem usada nos testes foi o torneamento cilíndrico externo com ferramentas monocortantes de aço rápido e metal duro, usando um torno IMOP MAX XI-II-520, de potência máxima igual a 4,416 KW (6 CV). O torneamento foi a operação escolhida em razão de sua simplicidade na variação dos ângulos de posição secundários e na medição mais fácil das forças atuantes no processo de corte.

Foram utilizadas barras cilíndricas de aço ABNT 1045, cuja composição química está especificada na Tabela 3.1. Estas barras tinham 100mm de diâmetro inicial (d) e 333 mm de comprimento (l), e foram extraídas de uma mesma barra original de 2m de comprimento. A dureza média do material foi de 206 HV ao longo de todo o diâmetro. A microestrutura do material da peça está mostrada na Figura 3.1.

Tabela 3.1 – Composição química (% em massa) das barras utilizadas nos testes

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	P	S
0,48	0,24	0,70	0,10	0,07	0,02	0,04	0,027	0,024	0,020

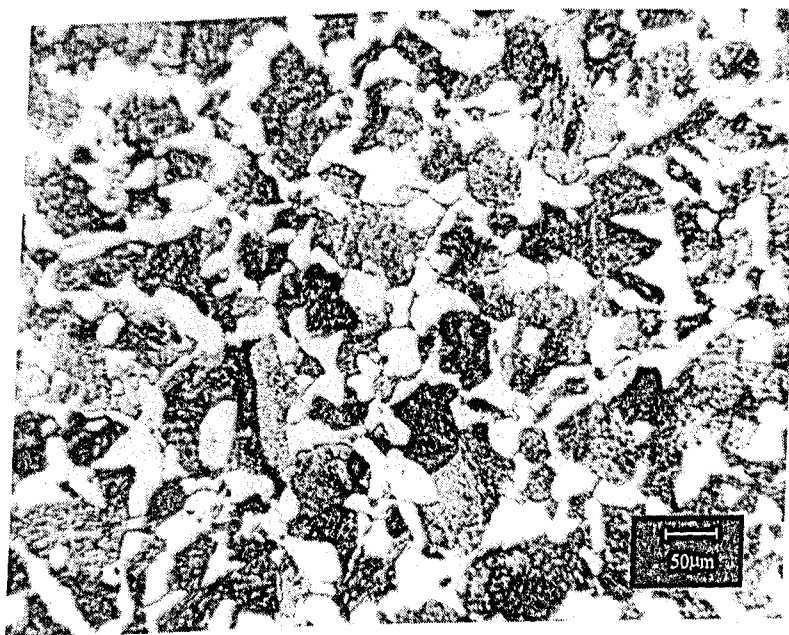


Figura 3.1 – Micrografia mostrando a microestrutura do material da peça com uma ampliação de 340 vezes.

Com o objetivo de se verificar a influência do χ'_r (ângulo de posição secundário) e do $r\epsilon$ (raio de ponta) da ferramenta de corte, juntamente com a aplicação de um pequeno volume de fluido de corte, no acabamento superficial das peças usinadas em condições de APC, foram realizados os testes, as medições e as análises conforme o organograma apresentado na Figura 3.2.

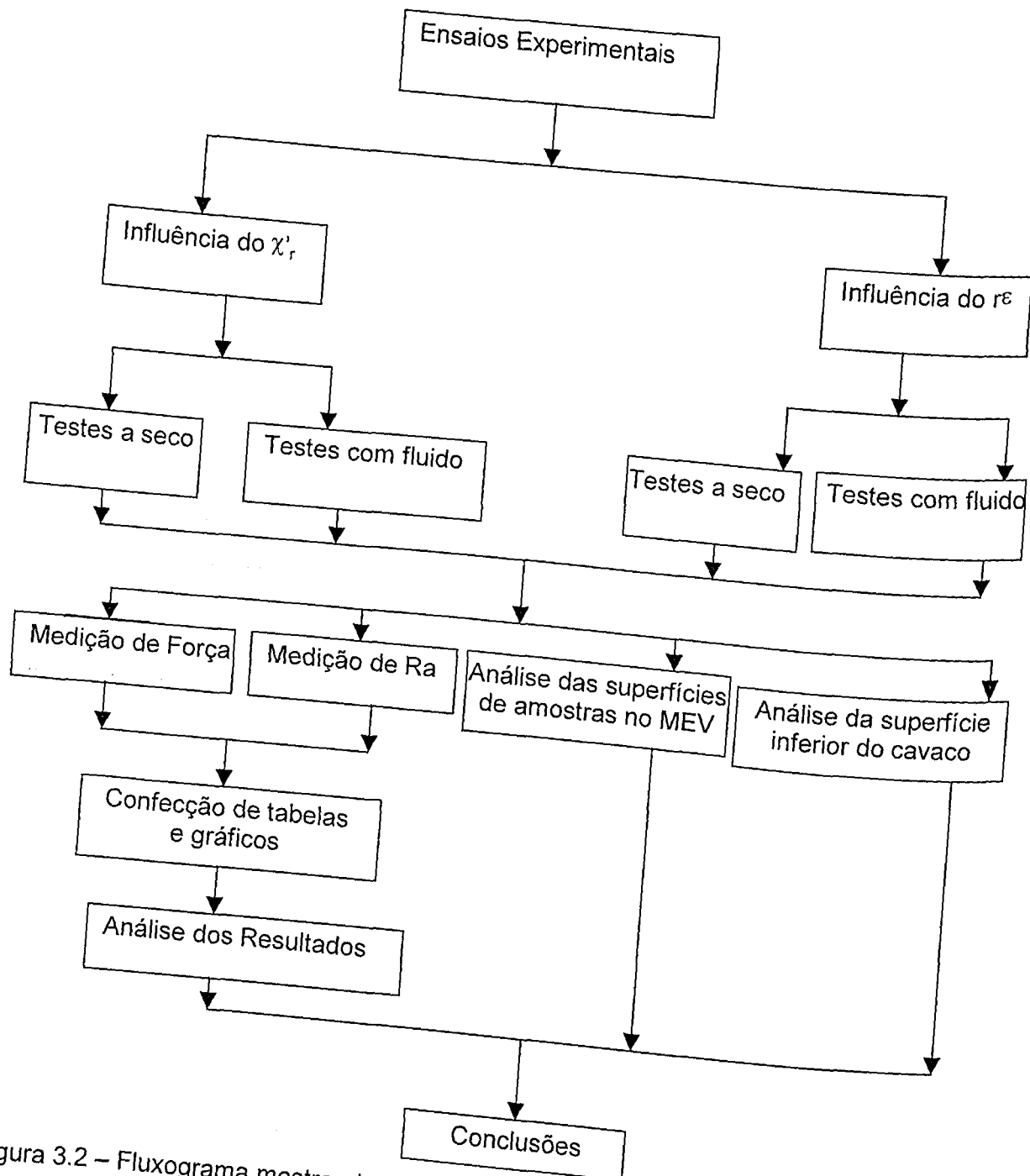


Figura 3.2 – Fluxograma mostrando a metodologia utilizada na verificação da influência do χ'_r e do $r\epsilon$ no acabamento das peças usinadas em condições de APC.

3.1. Variação do Ângulo de Posição Secundário (χ'_r)

Nos testes realizados para se verificar a influência do ângulo de posição secundário (χ'_r), sobre o acabamento superficial da peça usinada, foram utilizadas ferramentas de aço rápido M2, sem raio de ponta e cujas cunhas cortantes possuíam a mesma geometria ($\alpha_o=5^\circ$, $\gamma_o=5^\circ$, $\lambda_s=0^\circ$, $\chi_r=45^\circ$), diferenciando-se apenas pelo ângulo de posição secundário ($\chi'_r = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ, 40^\circ, 45^\circ$). Neste caso as ferramentas de aço rápido foram utilizadas por permitirem, que se variasse o ângulo de posição secundário, através de uma simples afiação, sem contudo variar os demais ângulos da cunha cortante.

As condições de corte utilizadas foram as seguintes : $V_c = 28$ m/min; $a_p = 2$ mm; $f = 0,095; 0,116; 0,141$ mm/volta. Para cada ferramenta foi feito um teste com cada avanço, usinando-se um comprimento de 15 mm sobre a peça.

A máquina ferramenta utilizada não possuía variação contínua de velocidade, por isso selecionou-se o diâmetro da peça de acordo com as rotações disponíveis, para manter $V_c = 28$ m/min. Os diâmetros de 100 mm e 80 mm possibilitaram a velocidade de corte de 28 m/min. Evitou-se a utilização de diâmetros menores para evitar influências de possíveis variações da microestrutura do material.

Os testes foram conduzidos da seguinte maneira :

- 1) Com a primeira barra no diâmetro de 100 mm foram realizados os testes a seco com as ferramentas de $\chi'_r = 5^\circ, 15^\circ, 25^\circ, 35^\circ, 45^\circ$.
- 2) Com a primeira barra no diâmetro de 80 mm foram realizados os testes a seco com as ferramentas de $\chi'_r = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$.
- 3) Com a segunda barra no diâmetro de 100 mm foram realizados os testes a seco com as ferramentas de $\chi'_r = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ$.
- 4) Com a segunda barra no diâmetro de 80 mm foram realizados os testes com fluido de corte para as ferramentas de $\chi'_r = 5^\circ, 15^\circ, 25^\circ, 35^\circ, 45^\circ$.
- 5) Com a terceira barra no diâmetro de 100 mm foram realizados os testes com fluido de corte para as ferramentas de $\chi'_r = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$.

- 6) Com a terceira barra no diâmetro de 80 mm foram realizados os testes com fluido de corte para ferramentas de $\chi'_r = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ$.

3.2. Variação do Raio de Ponta (r_ϵ)

Nos testes onde o objetivo principal foi verificar a influência do raio de ponta sobre o acabamento superficial da peça usinada, foram utilizadas 3 ferramentas de metal duro TPMR 16 03 04, TPMR 16 03 08 e TPMR 16 03 1,2 da classe P25 revestidas com TIC e TIN, cujas características geométricas estão descritas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Características geométricas das ferramentas de metal duro

	r_ϵ (mm)	α_o	λ_s	χ_r	χ'_r	γ_o
1	0,4	11°	0°	60°	60°	6°
2	0,8	11°	0°	60°	60°	6°
3	1,2	11°	0°	60°	60°	6°

As condições de corte utilizadas nestes testes, foram as mesmas empregadas nos testes descritos na seção anterior. Todos os testes com as três ferramentas de metal duro foram realizados sobre uma quarta barra de diâmetro 100 mm.

3.3. Testes com Fluido de Corte

Os testes com fluido de corte foram realizados com o objetivo de se verificar a influência de uma pequena quantidade de fluido na peça próximo a ponta da ferramenta, sobre o acabamento superficial da peça. Neste sentido, utilizou-se um óleo mineral integral (Gária ED da Shell) com aditivos de extrema pressão, recomendado para uma ampla faixa de operação, de condições de corte leves até pesadas. Esse óleo se aplica tanto a processos de torneamento, quanto no fresamento e na furação, apresentando boas propriedades lubrificantes e anticorrosivas, mas uma fraca condutividade térmica devido ao baixo calor específico. O fluido foi aplicado por gotejamento, com uma vazão de 12 ml/min, sobre a peça visando molhar a superfície usinada próximo à ponta da ferramenta. Para isto foi desenvolvido um sistema simples de aplicação de fluido de corte por gravidade. O sistema permite a regulação da vazão de fluido de corte. A vazão de 12 ml/min foi escolhida por representar a

melhor condição de uso desse sistema de aplicação. A Figura 3.3 esquematiza a forma de aplicação do fluido sobre a peça.

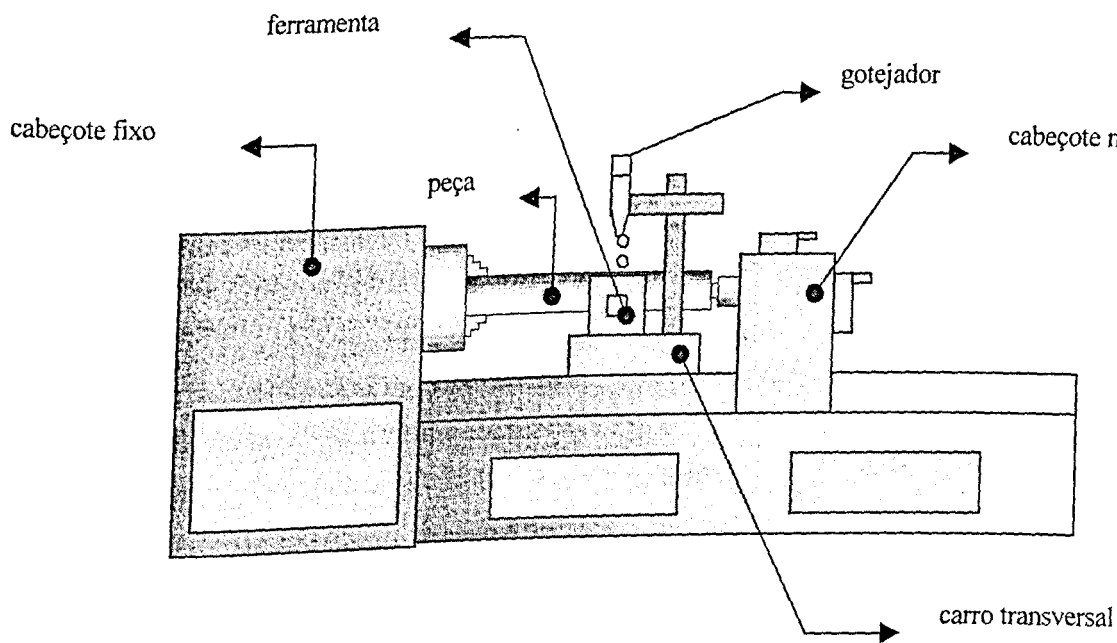


Figura 3.3 - Esquema mostrando a forma de aplicação do fluido sobre a peça.

3.4. Medição das Forças de Usinagem

Neste trabalho foram tomadas as medidas das forças de corte (F_c), de avanço (F_f) e de força passiva (F_p). Na medição destas forças foi utilizado um dinamômetro Kistler 9265 B. A Figura 3.4 mostra um esquema do aparato montado para medir as forças de usinagem nos testes de torneamento.

Os testes para a medição de forças foram realizados com a quarta barra no diâmetro de 80 mm. Nestes testes utilizou-se apenas o avanço $f = 0,116$ mm/volta, pois o objetivo principal era verificar a variação das forças de usinagem com o χ'_r e o r_e . Entretanto também foi verificada a influência da aplicação de uma pequena quantidade de fluido gotejado sobre a peça, sobre estas forças. A velocidade e a profundidade de corte usadas foram de 28 m/min e 2 mm, respectivamente. As forças de usinagem foram medidas nas condições a seco e com fluido de corte, para as ferramentas de aço rápido M2 sem raio de ponta. Nessas, as cunhas cortantes possuíam a mesma geometria ($\alpha_o=5^\circ$, $\gamma_o=5^\circ$, $\lambda_s=0^\circ$, $\chi_r=45^\circ$) variando-se apenas o

(1°, 2°, 3°, 4°, 5°, 15°, 25°, 35°, 45°). O mesmo procedimento foi feito para as ferramentas de metal duro P 25 com raios de ponta $r_c = 0,4, 0,8, 1,2$ mm, com os ângulos da cunha cortante especificados na Tabela 3.2. O fluido de corte foi aplicado na posição sobre cabeça a uma vazão de 12 ml/min.

Para tornar possível a verificação da influência da aplicação de uma pequena quantidade de fluido no comportamento das forças de usinagem, foi necessário determinar o desvio padrão do sinal de força. Para isso foi idealizado um teste onde se inicia a usinagem a seco e após um intervalo de tempo inicia-se a aplicação do fluido. Para identificar exatamente o instante onde se dá o início da aplicação de fluido, os testes foram realizados em um corpo de prova ranhurado, como mostra a Figura 3.5. A peça era usinada a seco durante os primeiros 6mm (espessura S da Figura 3.5). Quando a ferramenta atingia o gap iniciava-se a aplicação do fluido. Portanto os próximos 6mm eram usinados com fluido gotejado, e assim sucessivamente para todo o corpo de prova. As forças de usinagem eram medidas à uma taxa de amostragem de 50 pontos por segundo (50 Hertz).

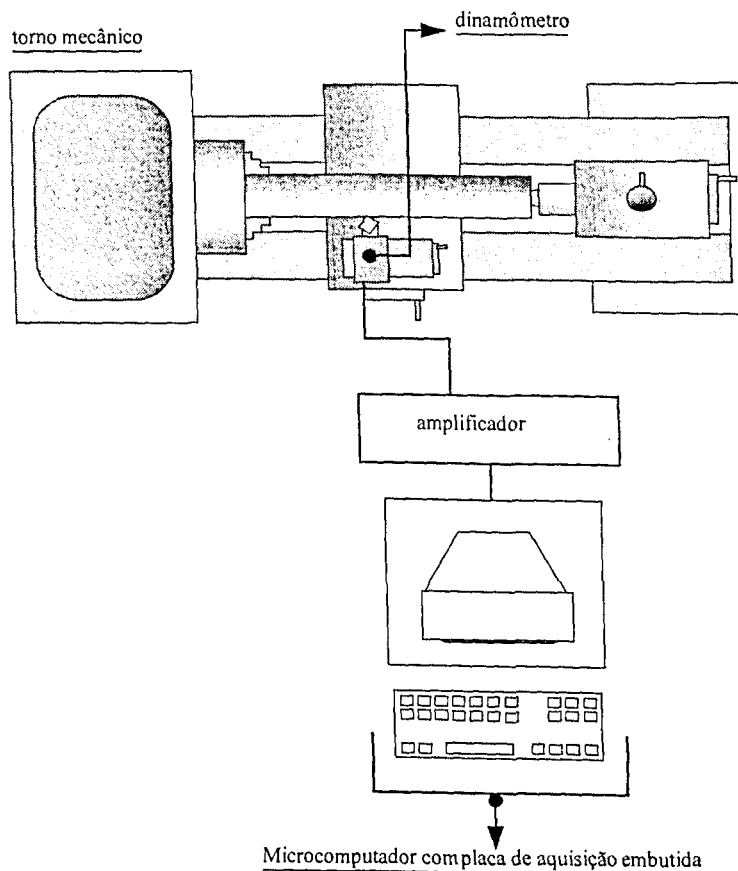


Figura 3.4 – Montagem utilizada para medir as forças de usinagem.

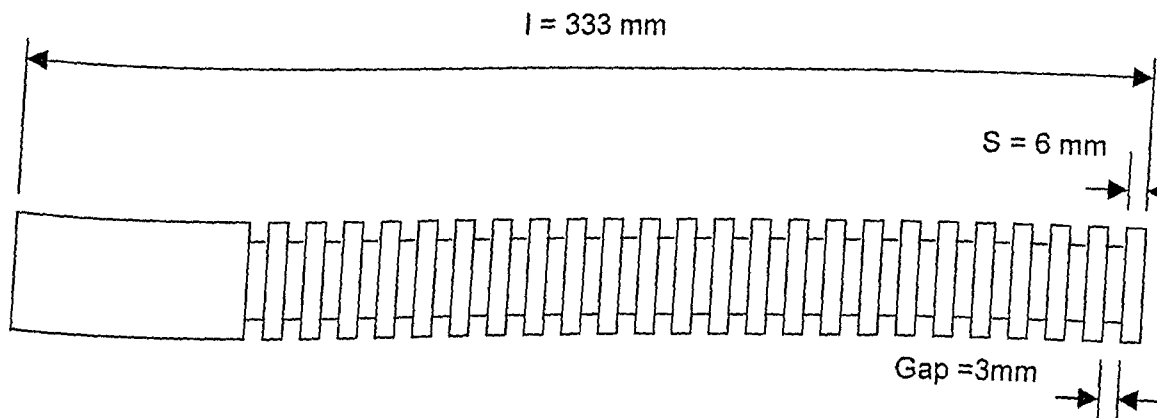


Figura 3.5 – Corpo de prova utilizado nos ensaios de força.

3.5. Medição da Rugosidade (Ra)

Após os testes de usinagem, as peças foram limpas com querosene para a retirada do fluido de corte que ficava impregnado na superfície usinada. Após esta limpeza, o parâmetro Ra das superfícies usinadas foi medido, na direção perpendicular às marcas de avanço, utilizando-se um rugosímetro portátil Mitutoyo/SurfTest F211 com sensor, de ponta de diâmetro e raio de ponta de $5\ \mu\text{m}$. O cut-off usado foi $0,8\text{mm}$, especificado de acordo com a Tabela 2. Foram tomadas quatro medidas de rugosidade para cada teste, espaçadas de 90° , e calculada a média dos valores obtidos.

3.6. Análise das Superfícies das Amostras no MEV

Após a realização dos testes de usinagem e da medição da rugosidade, foram retiradas amostras das superfícies que foram usinadas com cada uma das ferramentas e com o avanço $\approx 0,116\ \text{mm/volta}$. As amostras foram devidamente marcadas e submetidas a uma lavagem por ultra-som, utilizando acetona como solvente. Estas amostras foram então analisadas em um microscópio eletrônico de varredura (MEV), Mod. Leo 940 A. Fab. Zeiss, com o objetivo de investigar os possíveis mecanismos que podem estar influenciando o acabamento superficial das peças usinadas. As fotos tiradas no MEV estão apresentadas no capítulo IV (resultados e discussões).

3.7. Análise da Superfície Inferior do Cavaco

Em todos os testes realizados, os cavacos produzidos foram coletados e as superfícies inferiores destes foram analisadas visualmente com o objetivo de verificar a presença ou não de APC durante os testes de torneamento.

3.8. Confeção de Gráficos e Tabelas

Os resultados de força e rugosidade medidos estão apresentados, em forma de gráficos e tabelas, no capítulo IV. Estes recursos de apresentação foram confeccionados com o objetivo de facilitar as análises e interpretações dos resultados. As rugosidades (Ra) teóricas calculadas também são apresentadas em forma de gráficos, visando uma maior facilidade na comparação com as rugosidades medidas.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo estão apresentados os resultados e discussões relativos aos ensaios às medições realizados conforme a descrição feita no capítulo III. O presente capítulo é dividido em duas seções principais (4.1 e 4.2). Na primeira seção são apresentados e discutidos os resultados de R_a , de forças e das superfícies das amostras analisadas no contexto relativos aos testes realizados para se verificar a influência do χ'_r , juntamente com a aplicação de uma pequena quantidade de fluido sobre o acabamento superficial da peça. Na segunda seção são apresentados os mesmos resultados mostrados na primeira seção, só que, desta vez, para os testes realizados com diferentes r_c , com o objetivo de se verificar a influência deste parâmetro, juntamente com a aplicação de um pequeno volume de fluido, sobre o acabamento das superfícies usinadas.

4.1. Influência do Ângulo de Posição Secundário (χ'_r)

As condições de corte utilizadas nos experimentos, conforme descrito no capítulo III, favorecem à formação de APC, de acordo com resultados experimentais encontrados na literatura. A ocorrência de APC pode ser verificada por vários métodos, sendo um deles a simples observação da superfície inferior do cavaco (Nakayama et al, 1956 e Sata, 1963).

Analisando a superfície inferior dos cavacos provenientes de todos os testes realizados inclusive daqueles com fluido de corte, observou-se a presença de riscos na direção longitudinal do cavaco e de partículas de APC. Estes resultados já eram esperados devido às condições de corte utilizadas e a forma de aplicação do fluido, ou seja pequena quantidade sob pressão atmosférica, na posição sobre cabeça e numa região que não permite a penetração do mesmo na interface cavaco-ferramenta e a conseqüente eliminação da APC.

4.1.1. Rugosidade Superficial (R_a)

As Tabelas 4.1 e 4.2 apresentam as médias aritméticas de quatro valores de rugosidade R_a medidos na direção perpendicular às marcas de avanço, sobre a superfície de

peças usinadas com cada uma das ferramentas, para os três avanços utilizados nas condições a seco e com fluido, respectivamente.

Tabela 4.1 – Rugosidade medida das peça usinadas a seco em função de χ'_r

χ'_r	f (mm/volta)	Ra (μm)	χ'_r	f (mm/volta)	Ra (μm)
1°	0,095	4,96	20°	0,095	4,90
	0,116	5,67		0,116	5,96
	0,141	5,70		0,141	6,37
2°	0,095	4,59	25°	0,095	5,95
	0,116	5,50		0,116	6,64
	0,141	5,92		0,141	7,16
3°	0,095	3,77	30°	0,095	5,39
	0,116	5,00		0,116	6,35
	0,141	6,38		0,141	6,94
4°	0,095	4,10	35°	0,095	6,43
	0,116	5,13		0,116	6,95
	0,141	5,25		0,141	8,62
5°	0,095	5,89	40°	0,095	5,53
	0,116	6,90		0,116	6,81
	0,141	7,18		0,141	8,41
10°	0,095	5,25	45°	0,095	5,20
	0,116	6,05		0,116	7,44
	0,141	6,34		0,141	9,40
15°	0,095	5,87			
	0,116	6,52			
	0,141	6,86			

Tabela 4.2 – Rugosidade medida das peça usinadas com fluido de corte em função de χ'_r

χ'_r	f (mm/volta)	Ra(μm)	χ'_r	f (mm/volta)	Ra(μm)
1°	0,095	2,19	20°	0,095	3,42
	0,116	2,22		0,116	5,07
	0,141	3,29		0,141	5,25
2°	0,095	3,87	25°	0,095	6,17
	0,116	3,10		0,116	5,63
	0,141	3,96		0,141	6,31
3°	0,095	3,06	30°	0,095	4,00
	0,116	3,56		0,116	4,86
	0,141	4,06		0,141	5,70
4°	0,095	3,47	35°	0,095	5,30
	0,116	3,97		0,116	6,10
	0,141	4,50		0,141	7,80
5°	0,095	5,80	40°	0,095	3,53
	0,116	6,93		0,116	4,92
	0,141	7,13		0,141	7,90
10°	0,095	3,26	45°	0,095	5,44
	0,116	5,22		0,116	5,94
	0,141	5,10		0,141	7,43
15°	0,095	5,36			
	0,116	6,43			
	0,141	6,73			

Utilizando-se os dados das Tabelas 4.1 e 4.2, construiu-se os gráficos das Figuras 4.1 (a) e (b). Estes gráficos representam a variação da rugosidade média Ra em função de χ'_r , para os três avanços usados nos testes a seco (Figura 4.1 (a)) e com fluido de corte (Figura 4.1 (b)). Nestes gráficos nota-se que a rugosidade aumenta com o aumento do avanço, como era de se esperar, pela própria influência geométrica que o avanço exerce sobre a rugosidade da superfície usinada da peça, representada pela Equação 2.8. Contudo observa-se que para $\chi'_r = 2^\circ$ e 25° nos testes com fluido o valor de Ra da superfície usinada com $f = 0,095$ mm foi maior que o daquela usinada com $f = 0,116$ mm e aproximadamente igual ao da superfície usinada com $f = 0,141$ mm. Como este comportamento só foi observado para estas duas condições, acredita-se que outros fatores contribuíram para estes resultados, como : vibração excessiva da peça ou ferramenta. Nestas mesmas figuras nota-se também que a rugosidade tem uma

tendência muito leve a aumentar com o aumento de χ'_r . Esse resultado foi de uma certa forma surpreendente, pois esperava-se que a rugosidade aumentasse bastante com o aumento do χ'_r , isso porque valores elevados destes ângulos levam a um aumento na profundidade dos vales no perfil de rugosidade, aumentando por conseqüência a rugosidade média.

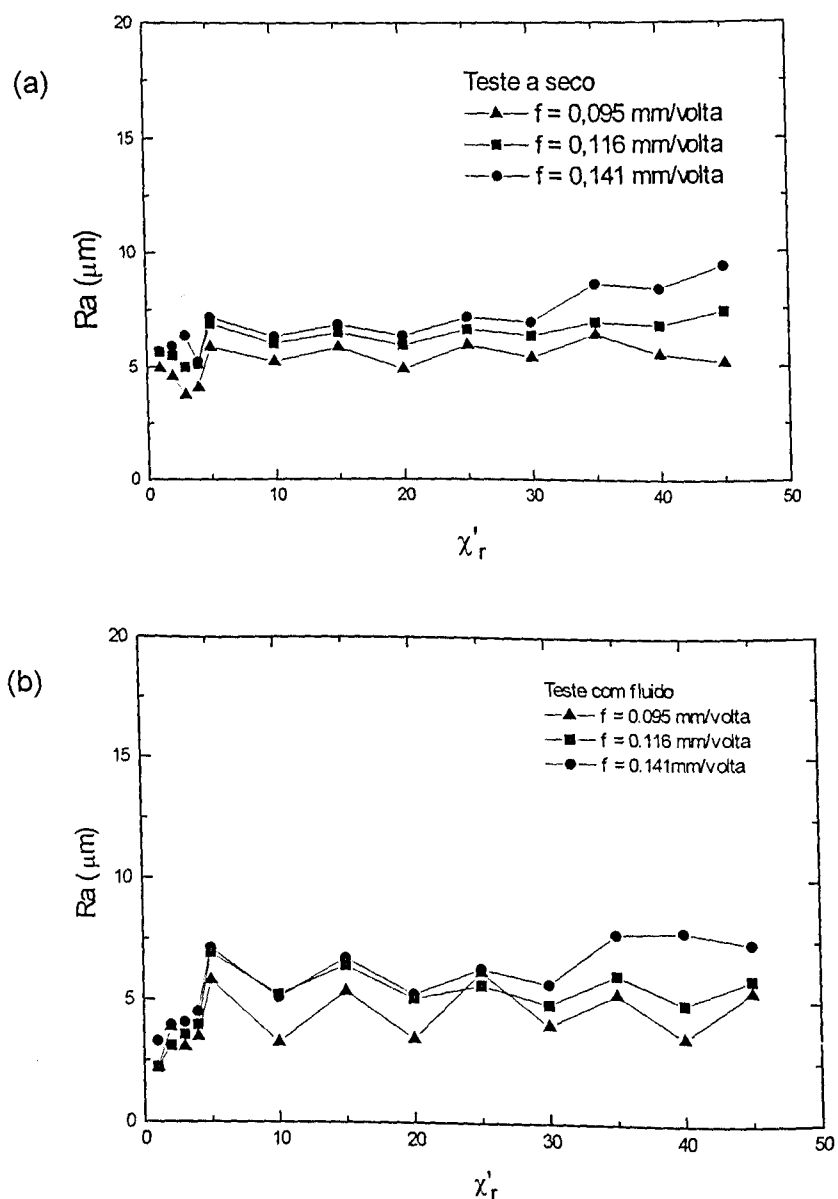


Figura 4.1 – (a) Ra versus χ'_r em testes realizados a seco; (b) Ra x χ'_r em testes realizados com fluido de corte.

Os valores teóricos do parâmetro de rugosidade Ra, foram calculados em função de χ'_r e f, usando-se a Equação 2.8. Estes valores estão apresentados na Tabela 4.3 .

Tabela 4.3 – Valores teóricos de Ra em função de χ'_r e f

χ'_r	Parâmetro de Rugosidade Ra (μm)		
	f = 0,095 mm/volta	f = 0,116 mm/volta	f = 0,141 mm/volta
1°	0,41	0,50	0,61
2°	0,80	0,98	1,19
3°	1,18	1,44	1,75
4°	1,55	1,89	2,30
5°	1,91	2,33	2,84
10°	3,56	4,35	5,28
15°	5,02	6,13	7,45
20°	6,34	7,74	9,41
25°	7,55	9,22	11,21
30°	8,70	10,62	12,91
35°	9,77	11,93	14,51
40°	10,84	13,24	16,09
45°	11,87	14,50	17,62

Os gráficos das Figuras 4.2 (a), (b) e (c) foram construídos usando-se os dados das Tabelas 4.1, 4.2 e 4.3. Eles mostram os valores teóricos da rugosidade média (Ra) em função de χ'_r , comparados com os valores práticos medidos nos testes a seco e com fluido para avanços 0,095, 0,116 e 0,141 mm/volta, respectivamente. Era de se esperar que os valores teóricos de Ra fossem menores que os valores medidos, pois as equações teóricas não levam em consideração fatores que podem estar presentes nos processos de usinagem e contribuem para o aumento da rugosidade da superfície usinada, tais como vibração, presença de APC, desgaste da ferramenta, deformações do cavaco e do material da peça, e erros de fixação da peça e da ferramenta. No entanto, nestas figuras observa-se que para valores de χ'_r menores que 15°, a rugosidade teórica foi menor que a rugosidade medida, mas para valores de χ'_r maiores que 15° ocorreu o contrário. Este resultado pode estar relacionado com a geometria das marcas de avanço e com a disposição de partículas de APC aderidas à superfície usinada (tais partículas foram observadas quando se usou o MEV para analisar a superfície da peça, serão discutidas na seção 4.1.3). As Figuras 4.3 (a) e (b), mostram um esquema da geometria da superfície usinada por ferramentas com χ'_r grande e pequeno, respectivamente, procurando ressaltar as marcas de avanço e as partículas aderidas à superfície. Estes esquemas sugerem que para χ'_r grande (maior que 15°), partículas aderidas à superfície da peça, além de outros fatores descritos na revisão bibliográfica (Field e Kahles, 1971), “camuflam” a profundidade real

dos vales, fazendo com que a leitura do rugosímetro indique valores de Ra menores que o teórico. Já, para χ'_r pequeno, estas partículas agem de forma oposta e a leitura do rugosímetro indica valores de Ra maiores que o teórico.

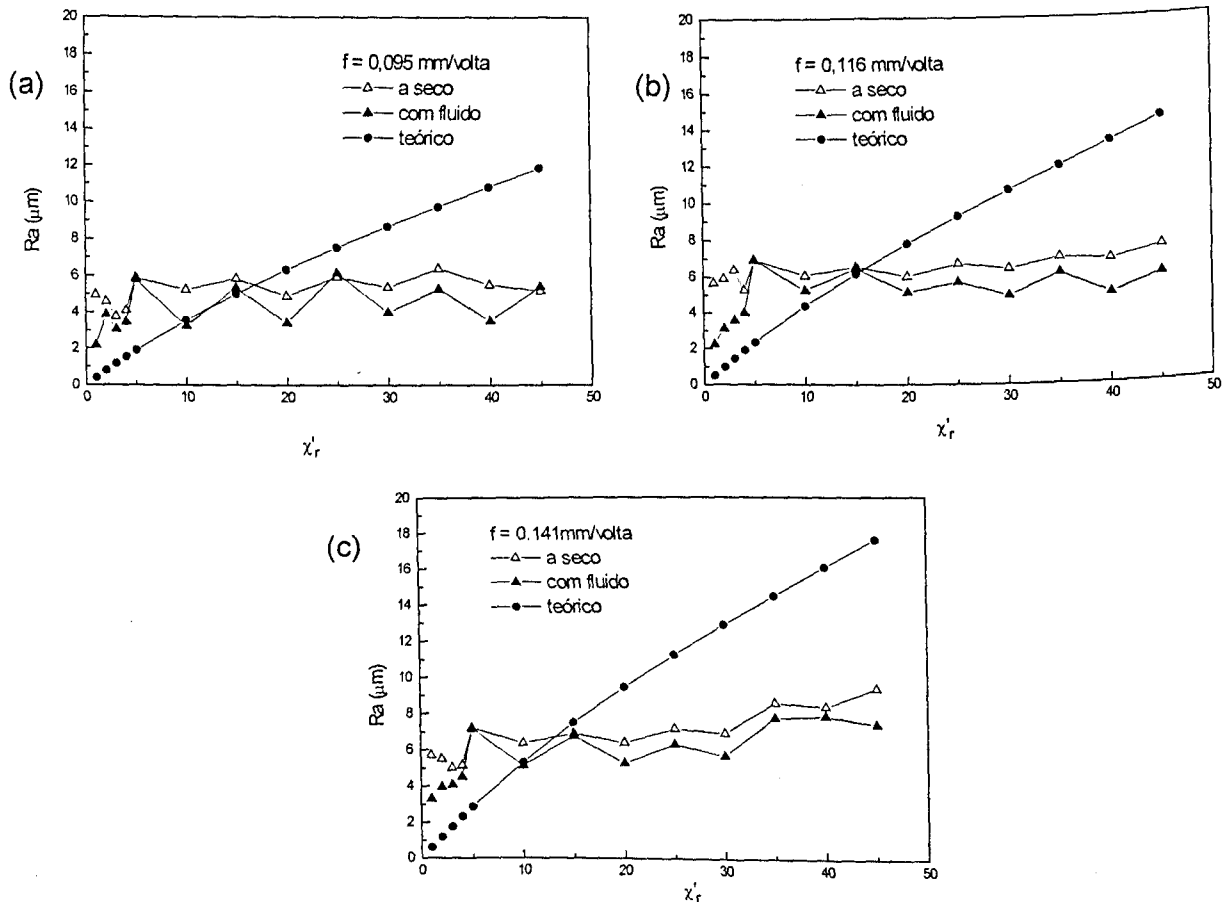


Figura 4.2 – Influência de χ'_r sobre Ra em testes práticos (a seco e com fluido) comparados com valores teóricos : (a) $f = 0,095 \text{ mm}$; (b) $f = 0,116 \text{ mm}$; (c) $0,141 \text{ mm}$.

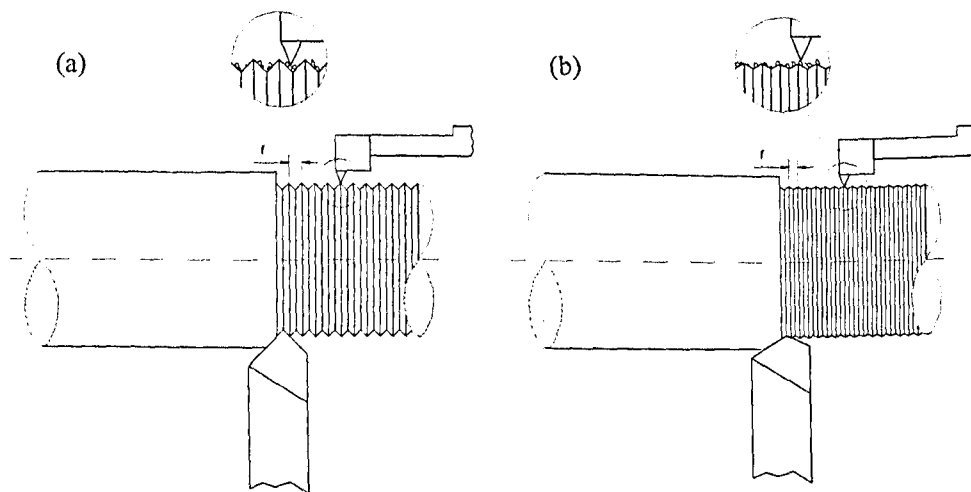


Figura 4.3 – Esquema da geometria da superfície usinada por ferramentas com χ'_r : (a) grande e (b) pequeno.

Deve-se chamar a atenção para o fato de que não é a primeira vez que se obtiveram valores de rugosidade medida menores que os valores teóricos. Diniz e Noritomi (1998) usinando aço ABNT 1045 com $V_c = 230$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e avanços de 0,07; 0,10; 0,16 e 0,19 mm/volta, obtiveram valores de rugosidade (R_{max}) bem próximos do valor teórico, sendo que para os avanços 0,13 e 0,19 mm/volta os valores de R_{max} foram menores que os valores teóricos. Entretanto nesses casos a suposição feita no parágrafo anterior não pode ser utilizada para explicar esse fato, pois não se observou a formação de APC durante a usinagem. Os autores não explicam o ocorrido, apenas comentam que os baixos valores de pressão específica de corte (K_s), como consequência do aumento do avanço, proporcionaram uma deformação do cavaco mais adequada, com pouco fluxo lateral de cavaco e com isso uma rugosidade real mais próxima da teórica.

Quando se usou pequenas quantidades de fluido de corte (vazão = 12 ml/min), gotejando sobre a peça de tal forma que a superfície usinada fosse molhada, obteve-se alguns resultados interessantes. Nos gráficos das Figuras 4.2 (a), (b) e (c) observa-se que o uso de fluido de corte, de uma maneira geral, melhorou o acabamento da peça em termos de R_{max} . Porém, esta melhora se deu de maneira mais acentuada para valores de χ'_r pequenos ($\chi'_r = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ$). Normalmente a melhora no acabamento superficial é atribuída à lubrificação da interface cavaco ferramenta. Neste caso o fluido de corte estaria alterando a forma ou tamanho da APC, o que afeta o acabamento. Esta explicação não pode ser utilizada aqui já que o fluido de corte não alterou a geometria da APC. A forma como o fluido foi aplicado não permite que o mesmo atinja a interface, já que é aplicado após a superfície ter sido formada. A melhora no acabamento superficial se deve então a outro mecanismo. Este fato merece uma atenção especial e é examinado com maiores detalhes na próxima seção, onde as superfícies das peças usinadas são analisadas através de fotos tiradas no MEV.

4.1.2. Análise das Superfícies Usinadas

Conforme descrito no capítulo III, amostras das superfícies das peças usinadas foram analisadas no MEV com o objetivo de identificar as possíveis diferenças entre as superfícies usinadas nos ensaios e de investigar os mecanismos que podem estar influenciando o acabamento superficial das peças usinadas.

Em todas as amostras analisadas foram encontradas algumas características das superfícies usinadas listadas por Field et al (1971), tais como deformações plásticas, trincas, lascas e também marcas de avanço. Estas e outras características podem ser observadas nas Figuras 4.4 e 4.5. A Figura 4.4 mostra fotos de superfícies usinadas a seco com ferramentas

com χ'_r iguais à 45° e 35° . A Figura 4.5 mostra fotos de superfícies usinadas a seco com ferramentas com χ'_r iguais à 1° e 3° . Nestas figuras são identificadas partículas L e partículas T, que são definidas nos próximos parágrafos.

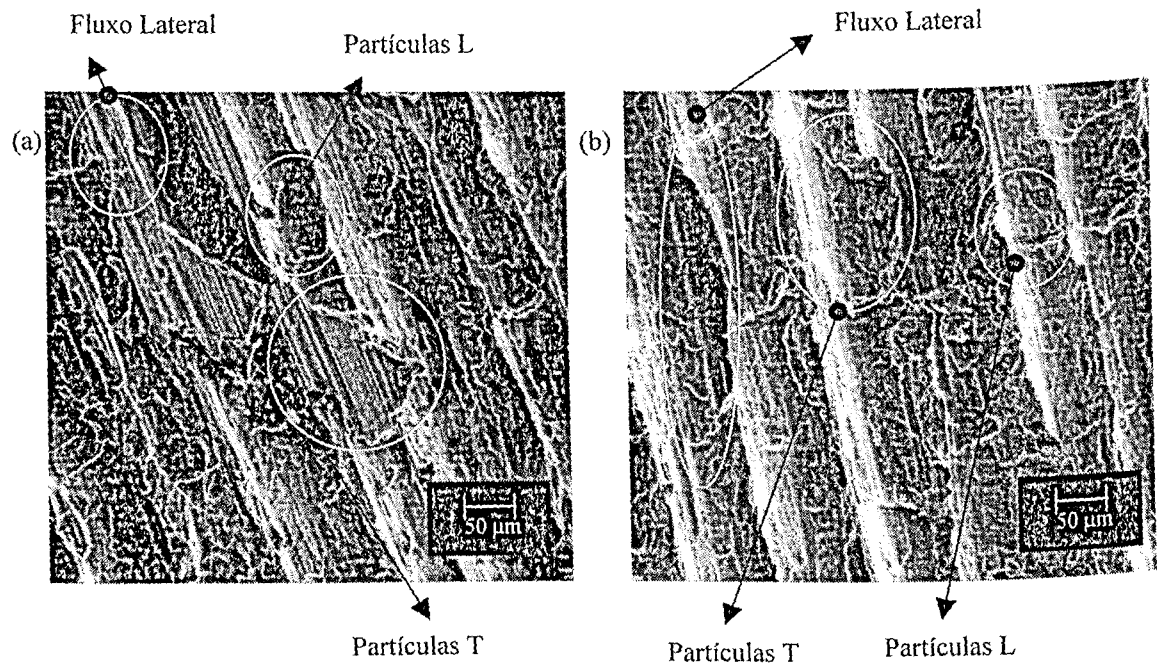


Figura 4.4 – Fotos, com ampliação de 200 x, tiradas das superfícies das amostras usinadas a seco, $f = 0,116 \text{ mm}$, $a_p = 2 \text{ mm}$, por ferramentas com χ'_r : (a) 45° (b) 35° .

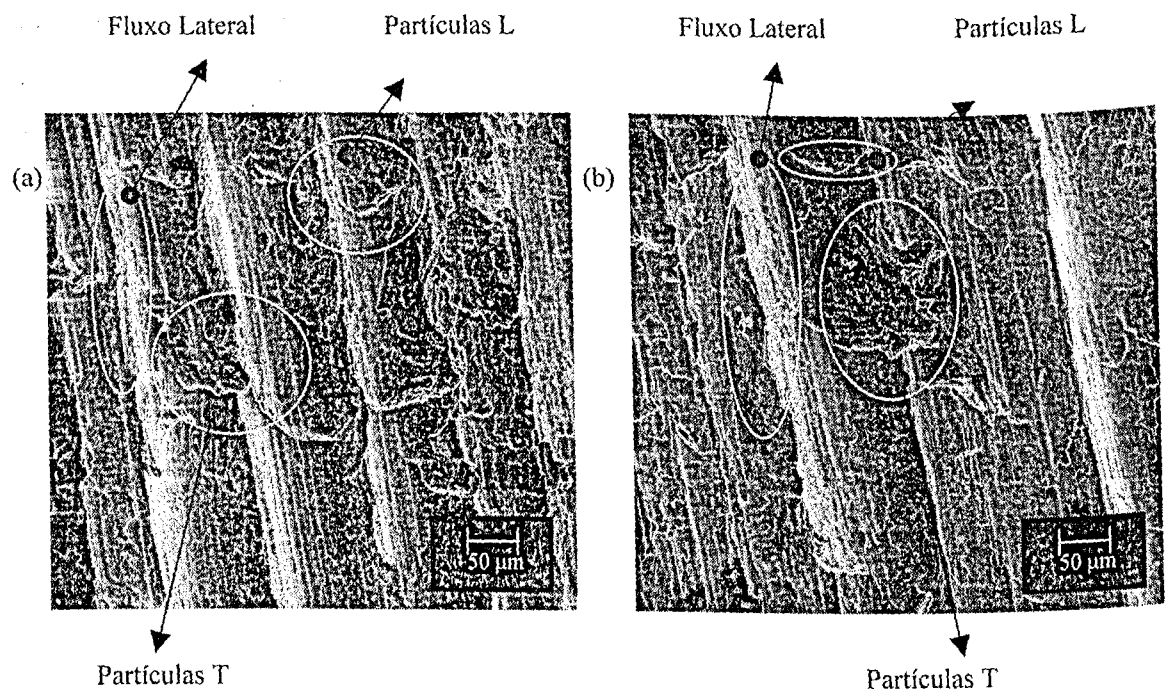


Figura 4.5 – Fotos, com ampliação 200x, tiradas das superfícies das amostras usinadas a seco,

Em todas as amostras observa-se a presença de partículas de APC aderidas sobre a superfície da peça ao longo da direção de corte. Como descrito na literatura (Selvam Radhakrishnan, 1973), estas partículas modificam o perfil da superfície usinada ao longo da direção, sem, portanto, ter grandes influências sobre a rugosidade da superfície na direção perpendicular à direção de corte. Tais partículas são pedaços de APC que cisalham e caem entre a superfície principal de folga da ferramenta e a superfície em usinagem principal (gerada pela aresta principal de corte), e são comprimidas contra a superfície em usinagem secundária (gerada pela aresta secundária de corte). Estas partículas, são depositadas no instante em que as superfícies são geradas e serão chamadas aqui de partículas L, conforme mostrado nas Figuras 4.4 e 4.5.

Nas Figuras 4.4 e 4.5 observa-se também que as marcas de avanço são bem visíveis sobre a superfície, mas em alguns pontos elas são cobertas por partículas que parecem ter sido depositadas sobre a superfície recém usinada da peça. Isso porque estas partículas apresentam sobre elas riscos paralelos às marcas de avanço, sugerindo que a ferramenta em um passo subsequente à formação da superfície usinada tenha comprimido tais partículas sobre a superfície. Estas partículas também foram visualizadas por Da Silva (1998), que as identificou como sendo partículas de APC que são comprimidas entre a superfície secundária de folga da ferramenta e a superfície da peça em usinagem secundária, e se aderem a esta última. O mecanismo de formação dessas partículas está relacionado com as altas pressões sobre a APC (cerca de 2 GPa (Trent, 1984)) que fazem com que esta se deforme sobre a superfície de saída ao longo da direção da aresta de corte, como pode ser visto na Figura 4.6 (Da Silva, 1998). Essa figura (foto) apresenta a vista de uma seção de "QuickStop" onde pode-se observar o ponto onde a aresta de corte perde o contato com a peça. A deformação mencionada faz com que a APC se estenda além da aresta principal de corte da ferramenta. Assim a APC é comprimida pela superfície secundária de folga da ferramenta contra a superfície da peça em usinagem secundária, aderindo-se a ela. Com o prosseguimento do processo de corte ela se rompe formando partículas que ficam aderidas na superfície da peça. Este processo segue uma certa periodicidade, de forma que as partículas são constantemente aderidas sobre a superfície da peça. Pela forma e pela disposição destas partículas, elas alteram o perfil de rugosidade da superfície usinada na direção perpendicular à direção de corte e serão chamadas aqui de partículas T. Estas partículas podem ser vistas nas Figuras 4.4 e 4.5 .

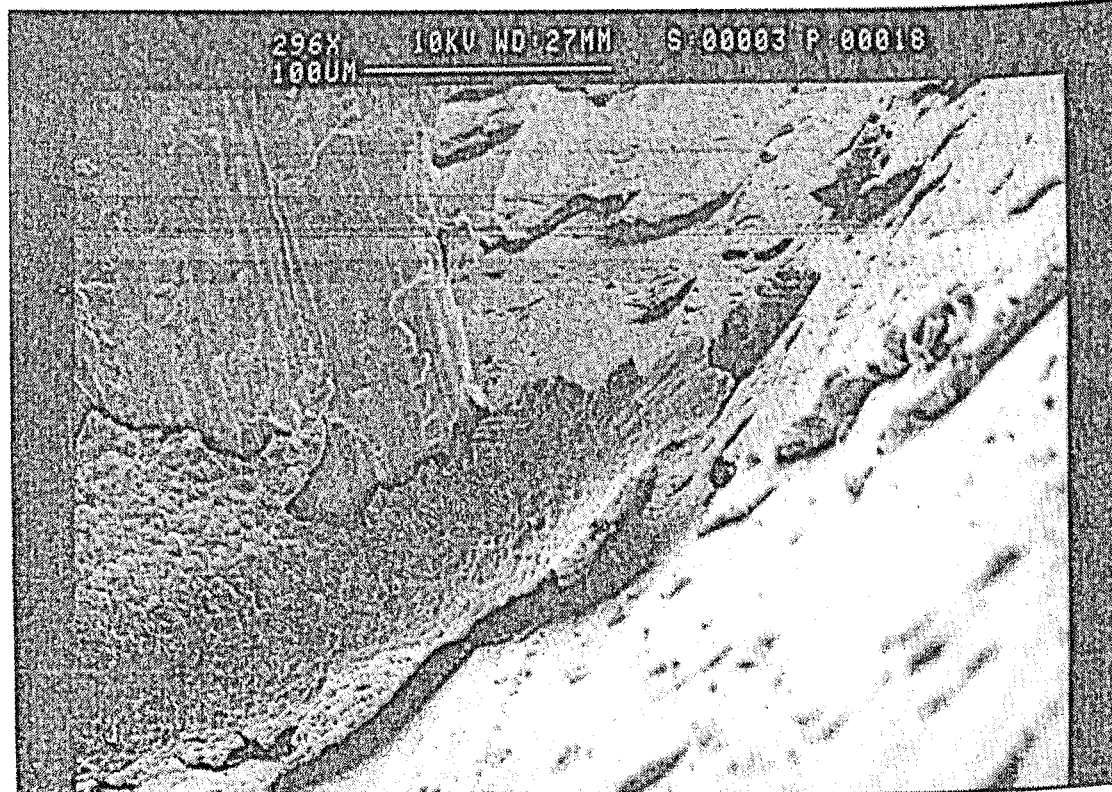


Figura 4.6 – Vista do ponto onde a aresta de corte perde o contato com a peça de aço AISI 1040 usinada com $V_c = 40$ m/min, $f = 0,15$ mm, $a_p = 2$ mm (Da Silva, 1998)

Em todas as superfícies que foram usinadas a seco neste trabalho, independentemente do χ'_r da ferramenta de corte utilizada, observa-se a presença de partículas T. Cabe ressaltar, porém, que estas partículas apresentam larguras menores nas amostras usinadas com ferramentas onde o χ'_r é grande ($\chi'_r > 15^\circ$). Já nas amostras usinadas por ferramentas com ângulo pequeno ($\chi'_r < 5^\circ$), tais partículas têm espessuras menores e são mais comprimidas, portanto, muitas vezes se confundem com aquelas que caem pela superfície principal de folga e são aderidas à peça na direção longitudinal (partículas L).

As fotos das superfícies usinadas com a aplicação de pequena quantidade de fluido de corte com ferramentas com $\chi'_r = 45^\circ$ e 35° são mostradas nas Figuras 4.7 (a) e 4.7 (b), respectivamente. Aquelas usinadas nas mesmas condições por ferramentas com $\chi'_r = 1^\circ$ e 3° são mostradas nas Figuras 4.8 (a) e 4.8 (b), respectivamente. Comparando-se as Figuras 4.7 (a) e 4.5 (b) com as Figuras 4.8 (a) e 4.8 (b), relativas às fotos das superfícies usinadas com ferramentas com $\chi'_r = 1^\circ$ e 3° , na condição a seco e com fluido de corte, respectivamente, percebe-se que a quantidade de partículas T aderidas sobre a superfície usinada diminui consideravelmente com o uso de fluido de corte. Apesar da Figura 4.8 não mostrar nem

O fluido de corte, apesar de ser aplicado em pequenas quantidades, é suficiente para lubrificar a superfície da peça e, com isto, evitar a aderência da APC que forma as partículas T. O fluido de corte, no entanto, não evita a formação da APC e também não impede que esta se deforme longitudinalmente. Neste caso, a APC funciona como um "raspador" melhorando o acabamento superficial da peça. Eventualmente ocorre aderência e algumas partículas T são observadas na superfície da peça usinada quando se utiliza o fluido de corte, mas estas aparecem com menor freqüência se comparada com o corte a seco. Isto explica de uma certa forma a redução do Ra das superfícies usinadas por ferramentas com χ'_r pequeno e com utilização de fluido, conforme apresentado nos gráficos 4.2 (a), (b), (c). Por outro lado, quando se compara as fotos das superfícies usinadas por ferramentas com $\chi'_r = 45^\circ$ e 35° usando fluido de corte, mostradas nas Figuras 4.7 (a) e (b), com as fotos mostradas nas Figuras 4.4 (a) e (b), nota-se que as partículas T, mesmo na usinagem com a aplicação de fluido de corte, ainda estão presentes sobre a superfície da peça em uma quantidade considerável. Nestas condições, o fluido de corte continua atuando, mas como o χ'_r é grande o efeito de "raspamento" diminui bastante. Esta ação solitária do fluido não foi suficiente para diminuir de maneira satisfatória a quantidade de partículas T aderidas sobre a superfície da peça. Isto explica porque o Ra variou muito pouco com a aplicação do fluido nos testes com χ'_r grande, conforme foi visto na Figura 4.2.

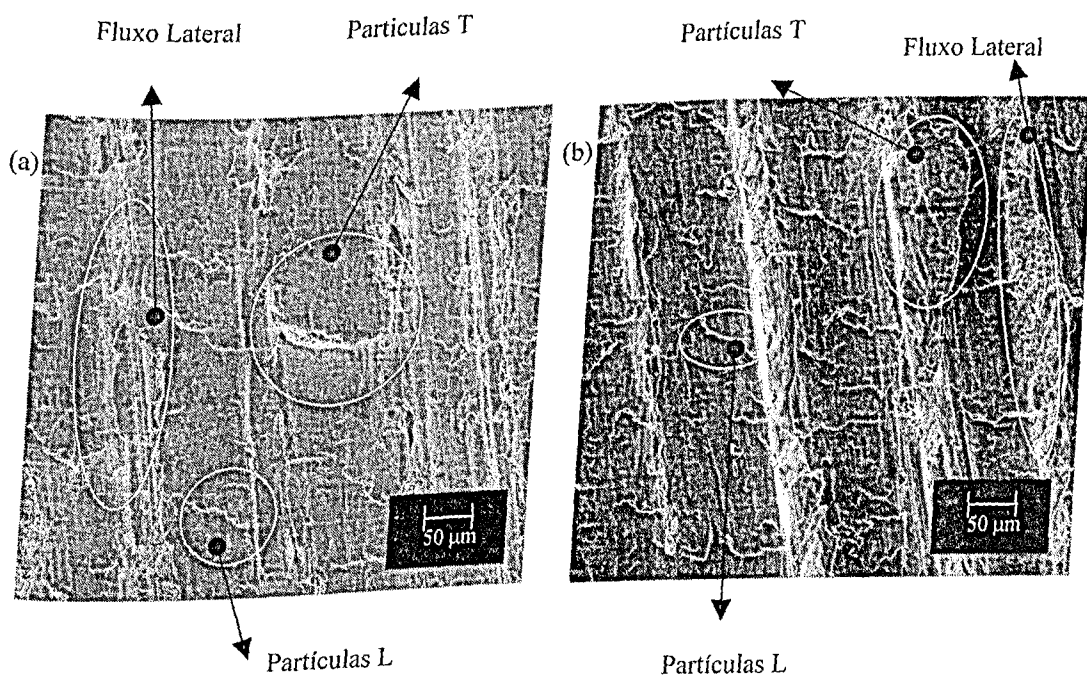


Figura 4.7 - Fotos em aplicação de 200x tiradas das superfícies usinadas com pequena

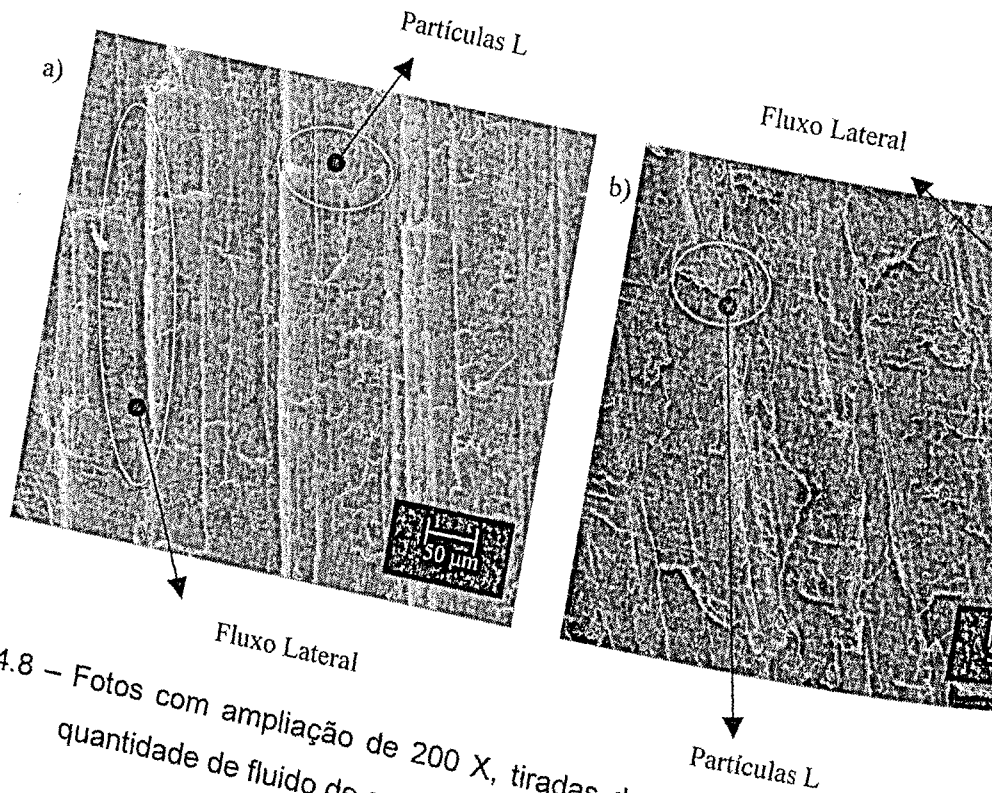


Figura 4.8 – Fotos com ampliação de 200 X, tiradas das superfícies usinadas com quantidade de fluido de corte, $f = 0,116$ mm, $ap = 2$ mm, χ_r' : (a) 1° (b) 3°

Em todas as amostras usinadas com a aplicação de pequena quantidade observa-se a presença de partículas L. Isto confirma a presença de APC e indica que de aplicação do fluido de corte não foi eficaz no sentido de penetrar na interface ferramenta e evitar a formação de APC. A presença destas partículas, no entanto, não ser sentida na rugosidade medida, já que esta medição foi feita na direção perpendicular de corte e que estas partículas alteram o perfil de rugosidade principalmente na direção de corte, como já foi dito anteriormente.

Uma outra característica importante da superfície usinada e que modifica o acabamento superficial da peça na direção perpendicular à direção de corte, foi observada em praticamente todas as amostras analisadas. Esta característica é o fluxo lateral de metal sobre a superfície recém usinada (da literatura inglesa "side flow"). Este tipo de formação foi observada por vários autores, entre eles Pekelhering e Giezen (1971) que propuseram um mecanismo através do qual ocorreria este fluxo lateral. Segundo estes autores, o metal na frente da superfície de cisalhamento primária é empurrado pela aproximação da ferramenta, projetando-se sobre a superfície.

seco (Figuras 4.4 e 4.5), porém, a visualização desta formação é mais difícil pois elas são muitas vezes encobertas em alguns pontos pela presença de partículas T. Nas amostras usinadas com uma pequena quantidade de fluido, o fluxo lateral é mais visível devido a menor quantidade de partículas T presentes.

Quando se usa com ferramentas de χ'_r pequeno ($\chi'_r = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$), deve-se chamar a atenção para o fato de que juntamente com o fluxo lateral, ocorre o achatamento das cristas das marcas de avanço, provocado pela aresta de corte secundária, e causado pela geometria da ferramenta, contribuindo para a formação das “escamas” ao longo destas marcas. Na Figura 4.9 onde é apresentada a foto de uma amostra usinada com ferramenta de $\chi'_r = 3^\circ$ com ampliações de 50 e 200 vezes, pode-se ver claramente estas escamas.

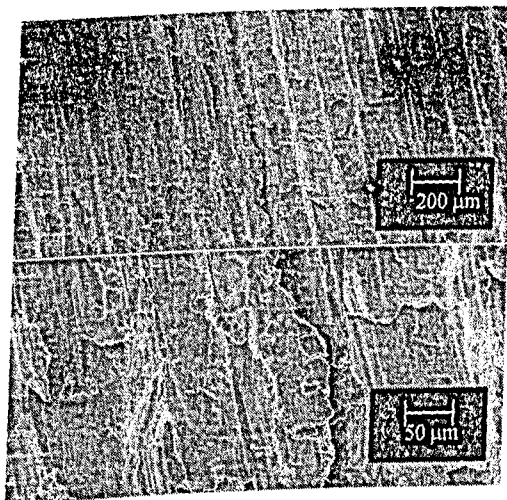


Figura 4.9 – Escamas provocadas pelo fluxo lateral de metal em uma superfície usinada com ferramenta de $\chi'_r = 3^\circ$, $f = 0,116$ mm/volta, $ap = 2$ mm. Foto com ampliação de 200 vezes.

Tanto as partículas T quanto o fluxo lateral de metal modificam o perfil de rugosidade da superfície usinada, sendo a direção perpendicular à direção de corte. A diferença básica entre eles, além de serem formados em momentos diferentes do processo de formação que já foi descrito anteriormente, está na suas disposições sobre a superfície usinada da peça. Enquanto o metal proveniente do fluxo lateral se dispõe de forma contínua (sem interrupções) acompanhando as marcas de avanço, as partículas T se apresentam de forma aleatória sobre as marcas de avanço. Cabe ressaltar que em função de seu próprio processo de formação, as partículas T se superpõem ao metal proveniente do fluxo lateral, como pode-se observar na Figura 4.4 a .

4.1.3. Efeito nas Forças de Corte

Os testes de forças de corte foram realizados seguindo o procedimento descrito na seção 3.4. Com os dados obtidos nestes testes, e suprimindo aqueles dados relativos a usinagem em vazio, foram construídos gráficos sobre o comportamento das forças de corte com o tempo, conforme está apresentado na 4.10, onde pode-se distinguir as duas etapas de usinagem : 1) a seco; 2) com fluido. A média e o desvio-padrão dos valores de F_c , F_f e F_p relativos aos testes a seco e com fluido de corte foram calculados para cada uma das condições de corte utilizadas e estão apresentados nas Tabelas 4.4 (teste a seco) e 4.5 (teste com fluido).

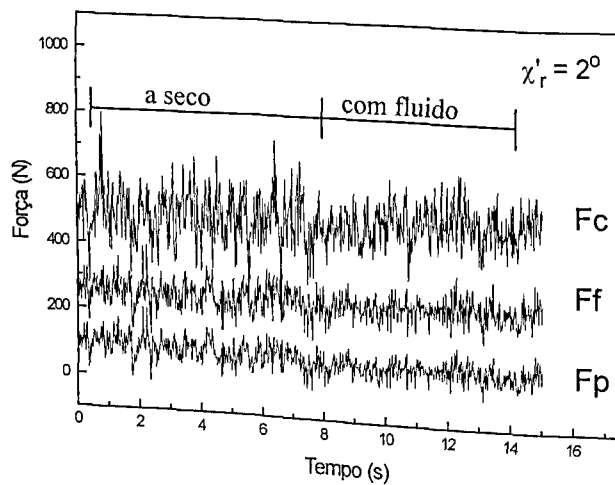


Figura 4.10 – Comportamento de F_c , F_f e F_p no tempo para as condições a seco e com fluido ($\chi'_r = 2^\circ$).

Tabela 4.4 – Média e desvio-padrão dos valores de F_f , F_p e F_c obtidos nos testes a seco e com ferramentas sem raio de ponta.

χ'_r	Média			Desvio-padrão		
	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)
1°	288	125	580	45	35	86
2°	251	86	492	40	33	78
3°	220	49	443	38	29	88
4°	209	43	434	40	33	86
15°	234	51	466	44	34	98
25°	213	22	426	35	28	77
35°	240	35	415	40	28	97
45°			462	45	32	91

Tabela 4.5 – Média e desvio-padrão dos valores de Ff, Fp e Fc obtidos nos testes com fluido e com ferramentas sem raio de ponta.

χ'_r	Média			Desvio-padrão		
	Ff (N)	Fp(N)	Fc(N)	Ff(N)	Fp(N)	Fc(N)
1°	266	110	565	43	29	69
2°	249	66	500	33	25	55
3°	223	46	498	30	23	51
4°	208	35	425	29	23	59
5°	198	45	393	27	22	45
15°	234	53	471	36	28	47
25°	213	40	431	27	21	61
35°	195	36	444	32	25	63
45°	226	22	453	32	23	66

Utilizando-se os valores médios das forças de corte (Fc) apresentados nas Tabelas 4.4 e 4.5, construiu-se o gráfico de Fc versus χ'_r para as condições a seco e com fluido, conforme está mostrado na Figura 4.11. Nesta figura observa-se que a força de corte atinge seus maiores valores para χ'_r menores que 3° e acima destes valores de χ'_r ela praticamente não varia. Acredita-se que isto ocorre porque para valores de χ'_r menores que 3° o atrito da aresta varia. Acredita-se que isto ocorre porque para valores de χ'_r menores que 3° o atrito da aresta varia. Acredita-se que isto ocorre porque para valores de χ'_r menores que 3° o atrito da aresta varia. Cabe ressaltar que apesar do atrito ter usinagem, passando a ter um efeito marcante sobre Fc. Cabe ressaltar que apesar do atrito ter causado um aumento efetivo na Fc para valores de χ'_r menores que 3°, este não foi suficiente para causar vibrações elevadas que pudessem levar a um aumento significativo nos níveis de ruídos produzidos durante a usinagem, ou à produção de marcas de vibração, perceptíveis a olho nu sobre a superfície da peça usinada.

Os dados apresentados acima confirmam a afirmação feita por Kattan e Currie (1996), de que o χ'_r deve ser levado em consideração no projeto da ferramenta de corte, pois a correta escolha de seus valores contribui para a proteção da aresta secundária de corte contra cortes, marcas ou arranhões que desse modo reduzem o atrito entre o flanco secundário e a superfície da peça usinada.

No gráfico da Figura 4.11 observa-se que as Fc obtidas no corte com a aplicação de uma pequena quantidade de fluido são praticamente as mesmas obtida no corte a seco. Este resultado reforça o que já foi dito na seção 4.1.2, de que a forma de aplicação do fluido de corte (gotejamento sob pressão atmosférica) não favoreceu a penetração deste na interface cavaco-ferramenta. Se o fluido aplicado, que possui boas propriedades lubrificantes,

conseguisse penetrar nessa interface ele seria capaz de exercer o seu papel de lubrificação por conseguinte, poderia evitar a formação de APC ou modificar a sua forma, levando a um aumento na força de corte pela diminuição do ângulo de saída efetivo. A não penetração do fluido na interface cavaco-ferramenta já era esperada devido as altas pressões existentes nesta região. O cálculo acurado da pressão média sobre a superfície de saída da peça é difícil de ser feito por causa da dificuldade de se medir a área de contato cavaco-ferramenta. Assumindo-se que o comprimento de contato é 1,5 vezes a espessura de cavaco não deformado (da Silva, 1998), é possível estimar a tensão normal média. Para o avanço de 0,116 mm/volta e 2mm de profundidade de corte, a área de contato será de aproximadamente 0,34 mm² e, como a força de corte varia entre 393N e 580N (Tabela 4.4 e 4.5) a pressão normal média fica entorno de 1,5Gpa.

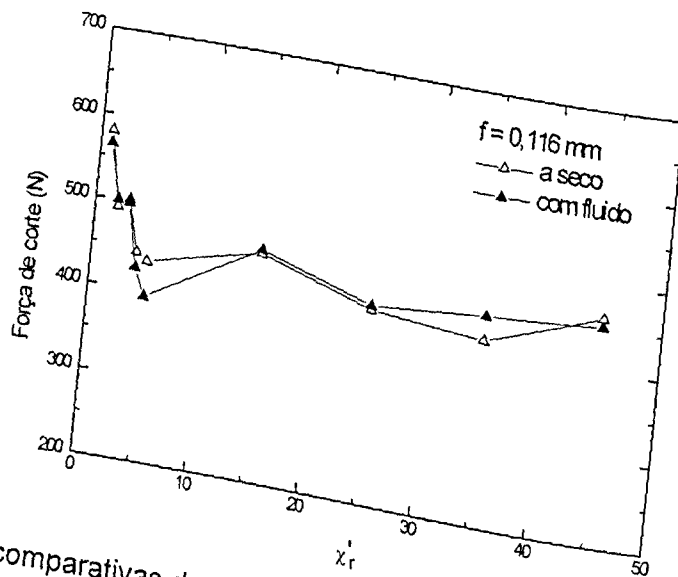


Figura 4.11 – Curvas comparativas de Força de corte versus χ'_r para a usinagem a seco e com fluido.

Apesar dos valores médios das forças de corte não terem sofrido alterações com a aplicação de fluido sobre a superfície recém usinada da peça, um fato interessante ocorreu com relação ao desvio-padrão destas forças. Comparando-se os desvios-padrão das forças de corte relativos aos testes a seco apresentados na Tabela 4.4 com estes mesmos dados relativos aos testes com a aplicação de fluido mostrados na Tabela 4.5, percebe-se que o desvio-padrão tende a diminuir com a aplicação do fluido de corte. Esta variação é perceptível visualmente nos gráficos da força de corte versus o tempo de usinagem, obtidos para todas as condições de corte. Alguns destes gráficos são apresentados na Figura 4.12. Por exemplo, para $\chi'_r = 3^\circ$ e teste a seco (Tabela 4.4) a força de corte (F_c) foi de 502 N e o desvio-padrão 88N. Os resultados de teste correspondente aplicando fluido de corte (Tabela 4.5) indica F_c igual à 498 N e desvio-padrão 51 N.

signal de F_c (estima-se uma repetibilidade de 50 N na medição de força) mas afeta o seu desvio-padrão.

Esta diferença no desvio-padrão pode estar relacionada com o processo de formação das partículas T. No corte a seco, a adesão da APC sobre a superfície da peça pode causar um aumento na força de corte, já que uma força extra é necessária para romper a secção da APC comprimida contra a peça. Uma estimativa da força necessária para romper a parte da APC que está comprimida ao longo da aresta de corte e se adere a superfície da peça usinada, pode ser realizada. As propriedades do material da APC não são conhecidas, já que este foi extremamente encruado. Suas propriedades, portanto, são diferentes daquelas do material da peça antes de ser usinada. Estimando-se que a dureza do material da APC seja duas vezes a do material original da peça ($H_v = 206$), tem-se que a dureza da APC será de $400H_v$. Assim, o limite de resistência à tração desse material pode ser estimado (em função da dureza) em 1290 N/mm^2 . Uma aproximação para a área da secção transversal desta partícula de APC pode ser obtida, por exemplo, medindo-se as dimensões destas partículas na Figura 4.4 (a) e, assim se obtém uma área de aproximadamente $0,01 \text{ mm}^2$. Desprezando-se a força de cisalhamento sobre a secção transversal desta partícula e assumindo que a APC comprimida contra a peça está submetida somente a uma tensão axial, pode-se calcular a força necessária para romper esta partícula multiplicando-se a área da sua secção transversal de corte pelo limite de resistência à tração do material da APC. Procedendo desta forma, encontra-se que para romper a partícula de APC aderida à peça é necessária uma força igual a 13 N. Este valor é da mesma ordem de grandeza das diferenças entre os desvios-padrão nos testes a seco e nos testes com fluido, indicando que pode haver uma relação entre a presença das partículas T e as variações nos desvios-padrão. No caso dos testes com fluido, o desvio-padrão é menor devido a diminuição no número dessas partículas aderidas à superfície da peça. Este fato se deve a ação lubrificante do fluido que diminui a aderência e permite que estas partículas T sejam "raspadas" da superfície da peça. Por outro lado, o fato das forças médias não terem sido afetadas pode estar relacionado com a sensibilidade do equipamento que não permite perceber variações nestes níveis de força (repetibilidade estimada de 50 N).

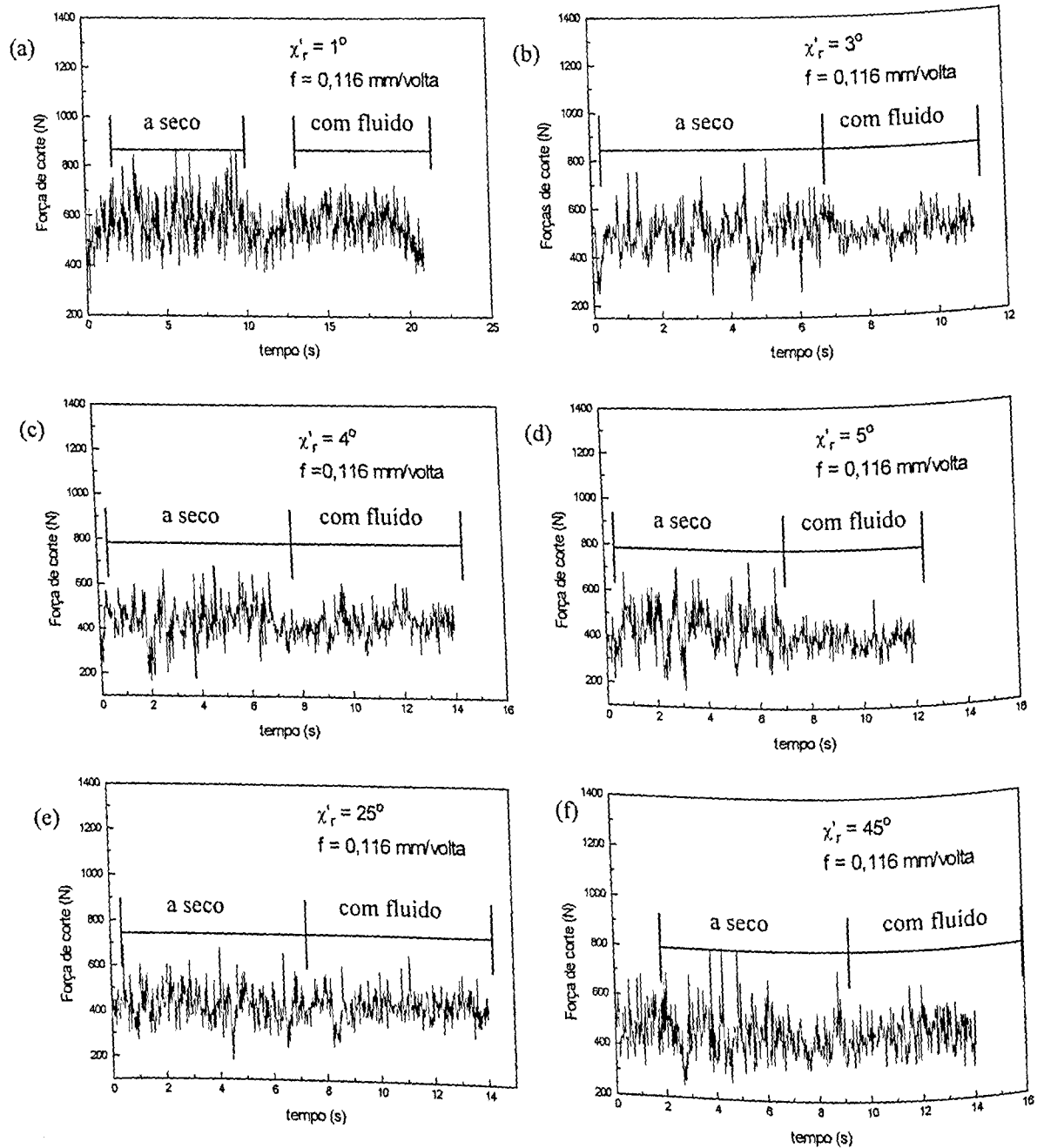


Figura 4.12 – Gráficos de Força de corte versus tempo para usinagem nas condições a seco e com fluido, $\chi'_r =$ (a) 1° , (b) 3° , (c) 4° , (d) 5° , (e) 25° , (f) 45° .

Este assunto exige uma investigação mais específica. Machado et al (1997), aplicando lubrificação por névoa também observou este efeito no desvio-padrão do sinal da força. Os autores atribuem o fato à penetração do fluido na interface cavaco ferramenta numa região de contato intermitente entre o cavaco e a ferramenta. Tal explicação não se justifica no presente trabalho, já que, pela forma com que o fluido é aplicado, não se deve esperar que ele atinja a superfície de saída da ferramenta.

4.2. Influência do Raio de Ponta da Ferramenta (r_e)

Assim como nos testes realizados para verificar a influência de χ' , sobre o acabamento superficial da peça usinada, os testes variando-se r_e foram realizados em condições que favorecem a formação de APC. Também neste caso observou-se a presença de riscos paralelos a direção de corte e de partículas de APC em forma de linhas perpendiculares à direção, na superfície inferior dos cavacos em todos os testes realizados ($r_e = 0,4 \text{ mm}$; $0,8 \text{ mm}$; $1,2 \text{ mm}$) tanto com fluido como a seco.

4.2.1. Influência na Rugosidade Superficial (R_a)

As Tabelas 4.6 e 4.7 apresentam as médias aritméticas de 4 valores de rugosidade (R_a) medidos na direção perpendicular as marcas de avanço sobre a superfície das peças usinadas para três r_e , três avanços e nas condições a seco e com fluido. Observa-se que o fluido de corte melhora o acabamento superficial para todas as condições de corte mencionadas.

Na Tabela 4.8 são apresentados os valores teóricos de R_a , calculados em função de f e r_e utilizando-se a equação 2.6. Observando-se os valores de R_a das Tabelas 4.6 e 4.7, verifica-se que a rugosidade tende a aumentar com o avanço, não importando o r_e utilizado. Como já foi dito na seção 4.1.1, isto já era esperado devido a influência geométrica do avanço uma vez que a altura dos picos e a profundidade dos vales das marcas de avanço são proporcionais ao quadrado do avanço.

Tabela 4.6 - Rugosidade medida das peça usinadas a seco em função do r_e

r_e (mm)	f (mm)	Medidas de R_a (μm)
0.4	0,095	4,16
	0,116	5,00
	0,141	5,37
0.8	0,095	3,61
	0,116	4,28
	0,141	4,38
1.2	0,095	3,19
	0,116	3,41
	0,141	4,02

Tabela 4.7 - Rugosidade medida das peça usinadas com fluido em função do r_e

r_e (mm)	f (mm)	Medidas de Ra (μm)
0.4	0,095	1,95
	0,116	3,00
	0,141	3,13
0.8	0,095	1,97
	0,116	2,62
	0,141	2,56
1.2	0,095	2,02
	0,116	1,65
	0,141	2,52

Tabela 4.8 - Rugosidade teórica calculada em função do r_e e do f

r_e (mm)	f (mm)	Medidas de Ra (μm)
0.4	0,095	0,72
	0,116	1,08
	0,141	1,59
0.8	0,095	0,36
	0,116	0,54
	0,141	0,76
1.2	0,095	0,24
	0,116	0,36
	0,141	0,53

De posse dos dados das tabela 4.6, 4.7 e 4.8, construiu-se os gráficos da Figura 4.13 (a), (b), (c), que representam a variação da rugosidade média Ra com o r_e para os avanços 0,095, 0,116 e 0,141 mm/volta, respectivamente. Nestes gráficos são apresentados os valores de Ra medidos nos testes a seco e com fluido de corte e também os valores teóricos deste parâmetro. Observa-se que o Ra tende a diminuir com o aumento do r_e nos testes realizados a seco, independente do f usado. Isto acontece porque valores de r_e maiores implicam em uma diminuição da profundidade dos vales das marcas da ferramenta na superfície da peça, e assim, em uma rugosidade menor. Nestes gráficos observa-se que a rugosidade teórica é menor que a rugosidade medida.

série de fatores como vibração, presença de APC, desgaste da ferramenta, deformação do cavaco e do material da peça, e erros de fixação da peça e da ferramenta. No presente caso acredita-se que o fator principal para que este fato ocorra pode ser a presença de partículas T de APC (definidas na seção 4.1.2) as quais levam a um aumento da rugosidade da superfície usinada.

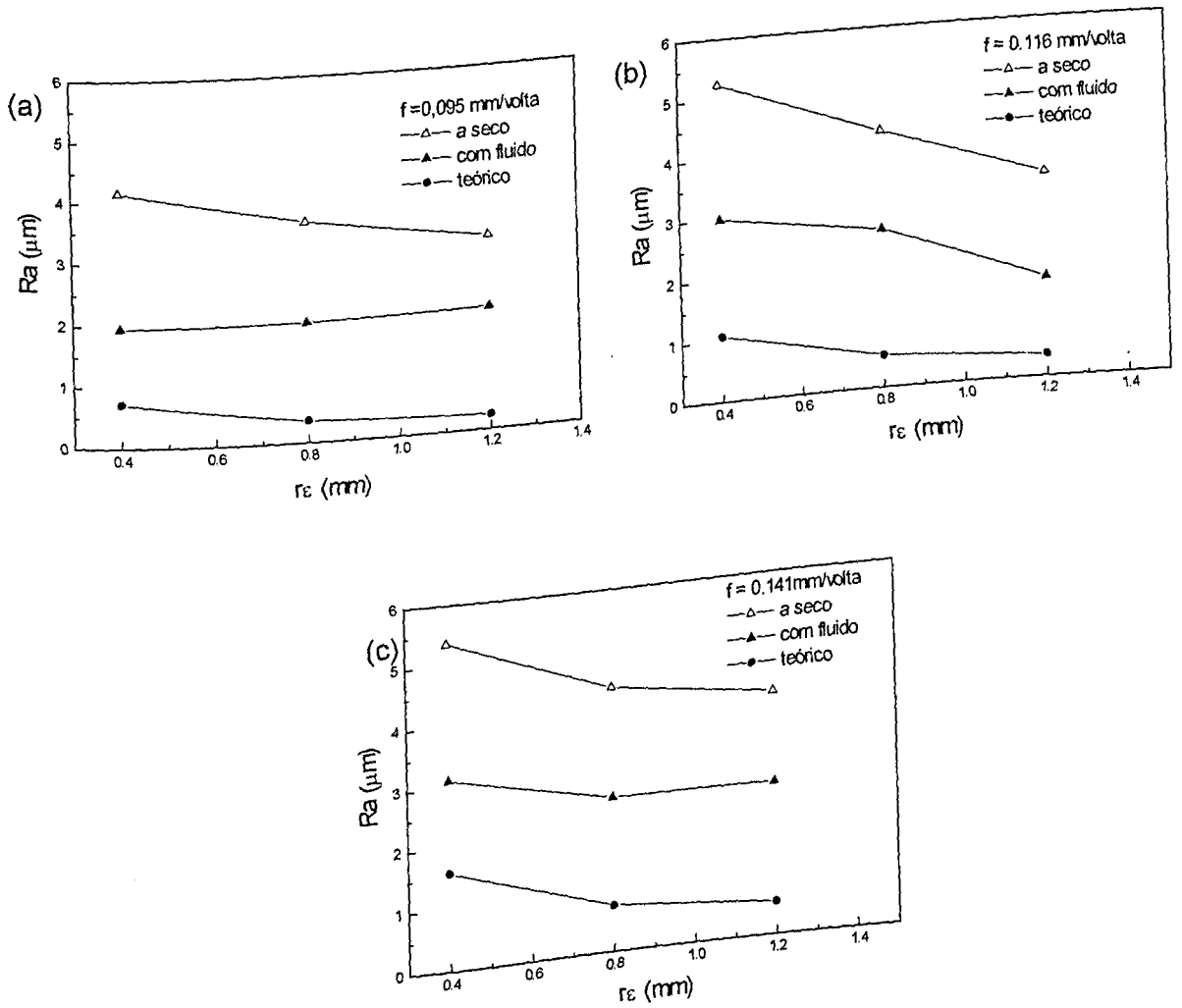


Figura 4.13 – Comportamento de Ra em função de r_e , medidos para diversas condições de usinagem

Quando se aplica um pequeno volume de fluido gotejado sobre a peça, próximo à ponta da ferramenta de corte, verifica-se que a rugosidade da superfície diminui. Como no caso dos testes realizados variando-se o χ_r , descritos na seção 4.1, acredita-se que a redução da rugosidade nos testes com fluido ocorreu devido a eliminação das partículas T através da lubrificação da superfície usinada da peça, o que evita ou reduz a adesão dessas partículas à peça. O efeito do fluido de corte na rugosidade foi semelhante ao efeito na usinagem com ferramentas de χ_r iguais a 1°, 2° e 3°.

4.2.2. Efeito nas Superfícies Usinadas

Do mesmo modo que foi feito na seção 4.1.2 para as superfícies usinadas com ferramentas sem raio de ponta, aqui também é realizada uma avaliação dos possíveis mecanismos que podem influenciar o acabamento superficial das peças usinadas, através de análises no MEV das amostras da superfície usinada.

A Figura 4.14 apresenta fotos das superfícies de amostras usinadas a seco com ferramentas de raio de ponta iguais a 0,4 mm; 0,8 mm e 1,2 mm. Em todas as fotos apresentadas nesta figura observa-se a presença de partículas T e L. Contudo, apenas com uma análise visual destas fotos não é possível ter uma idéia clara da influência do r_ϵ sobre a quantidade destas partículas na superfície da peça. Para tanto, seria necessária uma análise quantitativa mais apurada das partículas presentes sobre a superfície da peça.

Nas fotos relativas às superfícies usinadas por ferramentas com r_ϵ igual a 0,4mm e 0,8mm, observa-se, além das partículas L e T, a presença de fluxo lateral de metal. Entretanto, na foto relativa à ferramenta com $r_\epsilon = 1,2$ mm não foi identificada a formação de fluxo lateral. Isso ocorre porque o valor elevado do raio de ponta ($r_\epsilon = 1,2$ mm) diminui a profundidade das marcas de avanço dificultando a observação das cristas destas marcas e, como o fluxo lateral de metal da peça acompanha essas cristas, sua visualização fica prejudicada. Além disso, essa diminuição na profundidade das marcas de avanço reduzem a altura do fluxo lateral (Selvam e Radhakrishnan, 1973) e, assim, prejudica também a sua visualização.

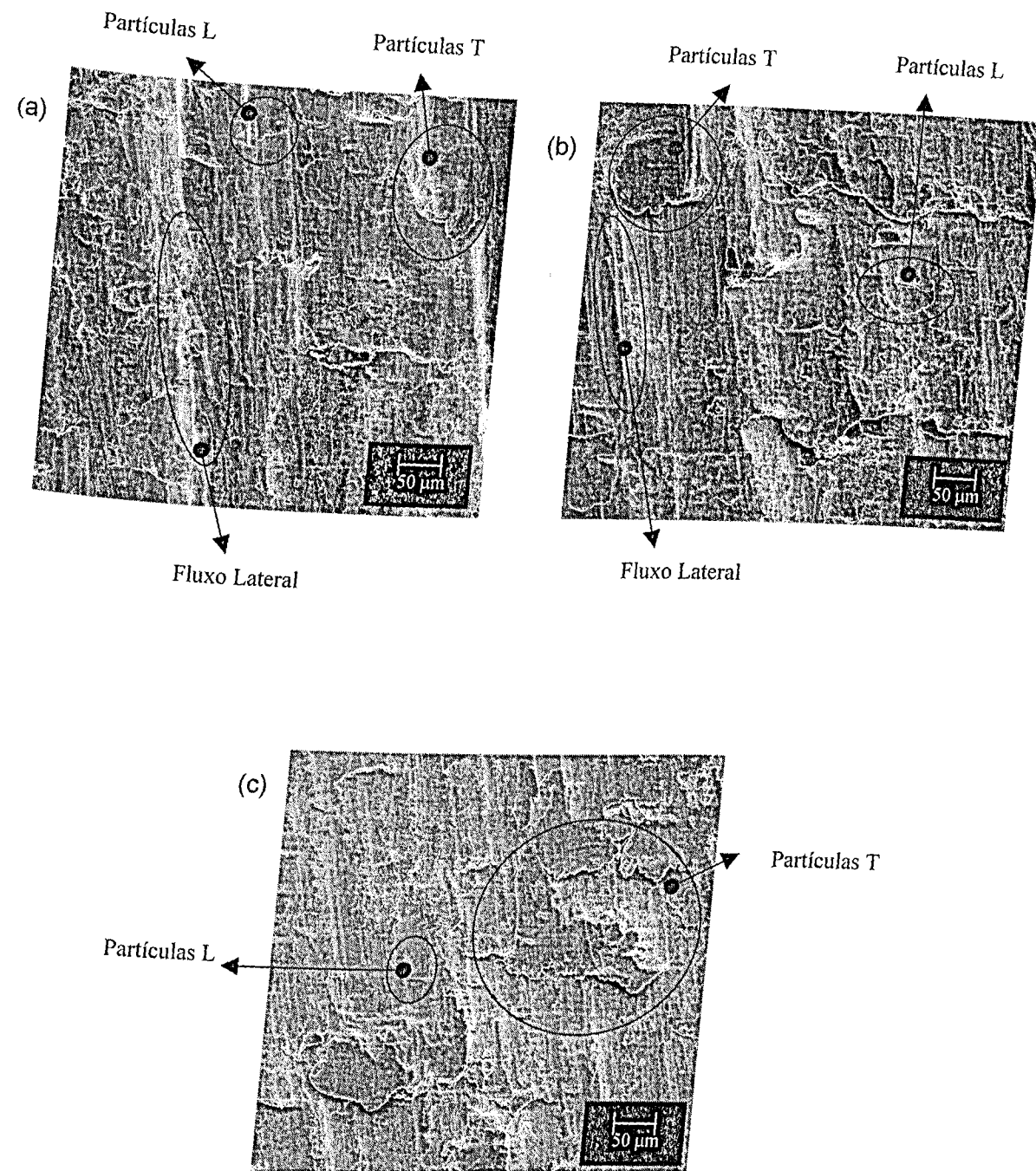


Figura 4.14 – Fotos tiradas das superfícies das amostras usinadas a seco, $f = 0,116$ mm/volta, $ap=2$ mm, r_ϵ : (a) 0,4 mm (b) 0,8 mm (c) 1,2 mm .

Como foi dito no parágrafo anterior, as partículas T estão presentes e são bem visíveis nas amostras usinadas a seco. A Figura 4.15 apresenta uma ampliação de 500x da superfície de uma amostra usinada com $r_{\epsilon} = 1,2$ mm a seco, onde pode-se observar com uma maior nitidez a partícula T destacada na Figura 4.14 c. Já para as superfícies obtidas nos testes realizados com fluido de corte, cujas fotos são mostradas na Figura 4.16, observa-se a presença de partículas T com menor frequência. Este fato se deve a diminuição da aderência destas partículas pela ação lubrificante do fluido, conforme já foi comentada na seção 4.1.2. Contudo, as partículas L ainda estão presentes sobre a superfície de corte, pois o fluido não consegue eliminar a formação da APC e, conseqüentemente, o processo de formação das partículas L não sofre nenhuma alteração. Deste modo a diminuição no R_a , quando se aplica uma pequena quantidade de fluido sobre a superfície da peça, se deve à diminuição no número de partículas T.

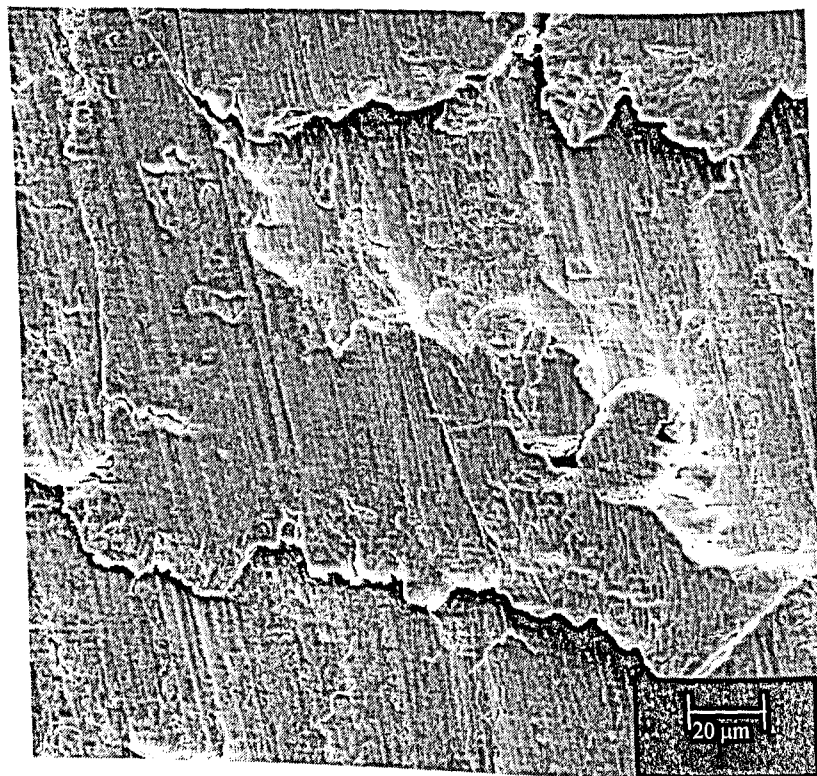


Figura 4.15 – Ampliação de 500x da partícula T identificada na Figura destacada na Figura 4.16 c.

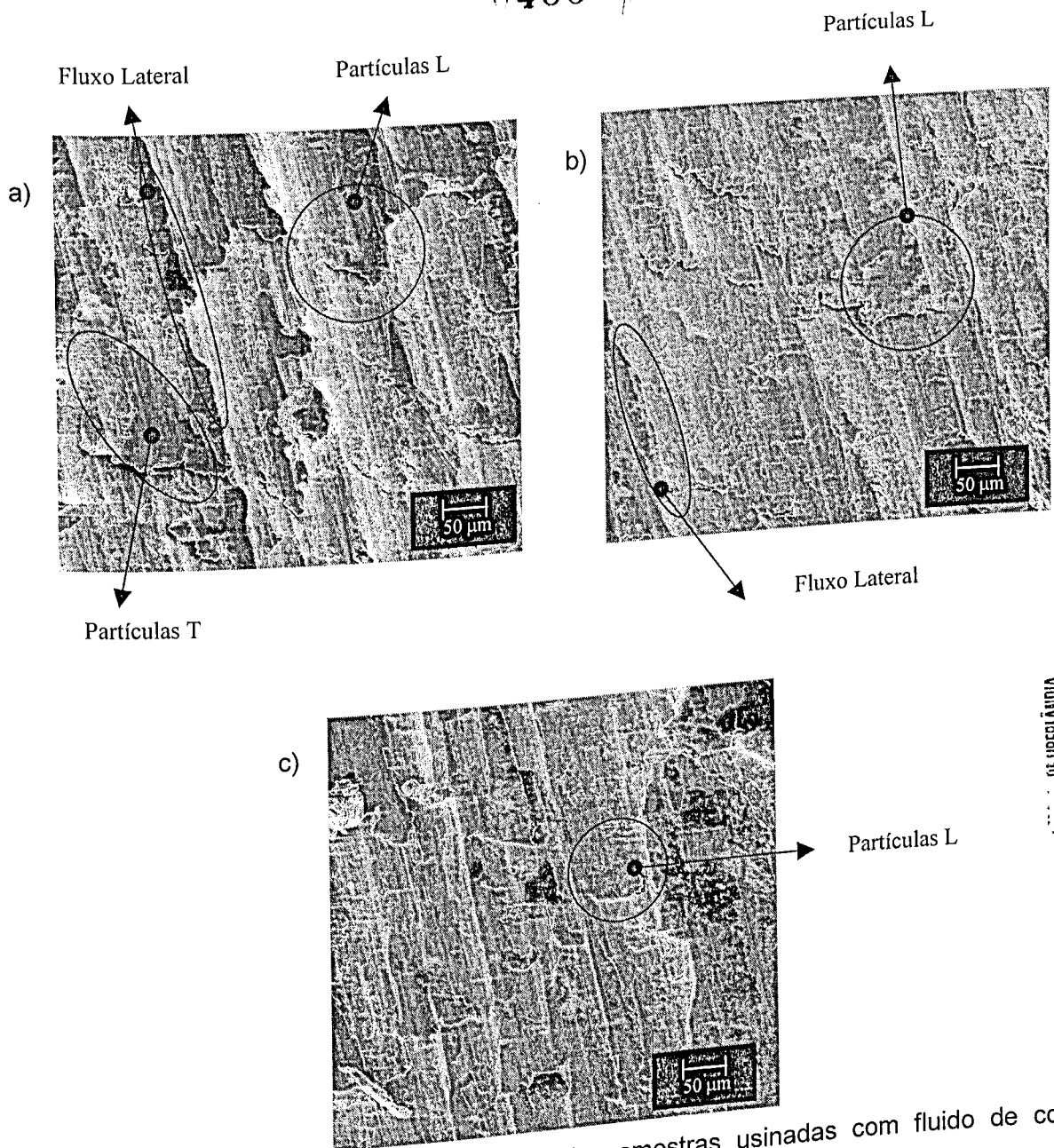


Figura 4.16 – Fotos tiradas das superfícies das amostras usinadas com fluido de corte, $f=0,116\text{mm/volta}$, $a_p = 2\text{ mm}$ por ferramentas com r_e : a) 0,4 mm b) 0,8 mm c) 1,2 mm.

4.2.3. Efeito na Forças de Corte

As Tabelas 4.9 e 4.10 apresentam as médias e os desvios-padrão dos valores de F_c , F_p , F_f obtidos durante a usinagem com ferramentas de metal duro da classe P25 e com raios de ponta 0,4mm, 0,8mm e 1,2mm, tanto nas condições a seco quanto com fluido. Com os dados apresentados nestas tabelas, construiu-se o gráfico de $F_c \times r_e$ para os testes realizados a seco e com fluido, conforme apresentado na Figura 4. 20. Nesta figura observa-se que a força de corte aumenta com o aumento r_e . Resultados semelhantes podem ser encontrados na literatura (Ferraresi, 1977). Isto ocorre porque quanto maior o r_e da ferramenta maior é a área

de contato entre a ponta da ferramenta e a superfície em usinagem secundária da peça e, assim, o atrito entre essas superfícies é maior e, conseqüentemente, F_c aumenta. Por este mesmo motivo, quando se usina com ferramentas sem raio de ponta, a força de corte tende a ser menor do que na usinagem com ferramentas com raio de ponta, já que para aquelas ferramentas a área de contato entre a ponta da ferramenta e a superfície em usinagem secundária é mínima. Neste trabalho, o aumento da força de corte na usinagem com ferramentas com raio de ponta tem outras implicações importantes. Uma delas, é o fato destas ferramentas serem revestidas com TIN e TIC, o que dificulta a formação da APC, pois esses compostos diminuem a transferência de calor do cavaco para a ferramenta concentrando o calor na interface entre o revestimento e o cavaco e assim, diminuem a capacidade de encruamento do material da peça nesta região. Em conseqüência tem-se uma diminuição das dimensões da APC, reduzindo o ângulo de saída efetivo e ocasionando o aumento da força de corte. Outro fator importante é o ângulo de saída nas ferramentas com raio de ponta ($\gamma_0 = 0^\circ$) ser menor que o das ferramentas sem raio de ponta ($\gamma_0 = 5^\circ$), o que provoca um aumento nas forças de corte.

Tabela 4.9 – Média e desvio-padrão dos valores de F_f , F_p e F_c obtidos nos testes a seco e com ferramentas com raios de ponta ($r_\epsilon = 0,4; 0,8; 1,2$).

r_ϵ (mm)	Média			Desvio-padrão		
	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)
0,4	127	23	450	19	15	37
0,8	111	32	500	16	12	41
1,2	125	22	530	19	15	51

Tabela 4.10 – Média e desvio-padrão dos valores de F_f , F_p e F_c obtidos nos testes com fluido e com ferramentas com raios de ponta ($r_\epsilon = 0,4; 0,8; 1,2$).

r_ϵ (mm)	Média			Desvio-padrão		
	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)
0,4	114	33	396	16	13	30
0,8	96	45	440	15	15	36
1,2	111	34	471	16	12	39

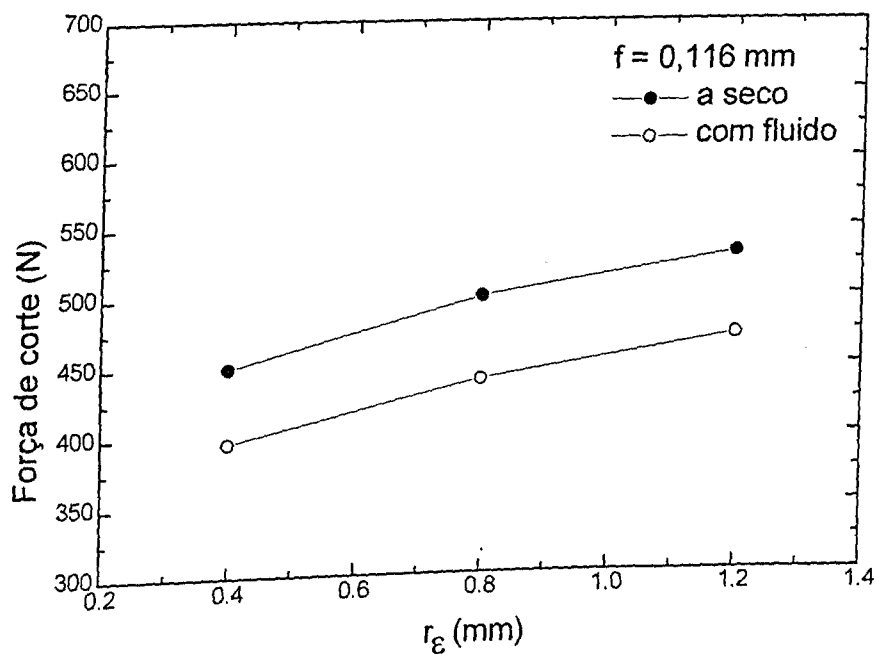


Figura 4.17 – Gráfico comparativo de Força de corte versus r_ϵ para as condições a seco e com fluido.

Na Figura 4.17 também observa-se que a aplicação de fluido de corte em pequena quantidade (vazão = 12ml/min) sobre a superfície recém usinada da peça faz com que as forças de corte diminuam um pouco. Isto acontece, porque apesar deste fluido não conseguir penetrar na interface cavaco-ferramenta, ele atua entre a ponta da ferramenta e a superfície em usinagem secundária da peça, lubrificando o contato entre estas duas superfícies e reduzindo a força de corte pela diminuição do atrito.

Observando os dados de desvio-padrão das forças de corte, apresentados nas Tabelas 4.9 e 4.10, verifica-se que este diminui com a aplicação do fluido de corte para todos os valores de r_ϵ ensaiados. Este fato também pode ser observado nos gráficos de F_c versus Tempo apresentados na Figura 4.18, relativos aos testes a seco e com fluido utilizando-se ferramentas com raio de ponta. Estes gráficos foram obtidos da mesma forma que os gráficos da Figura 4.12 apresentada na seção 4.1.3. No entanto, a diminuição do desvio-padrão é muito pequena (mínimo de 5 N para $r_\epsilon = 0,8$ mm e máxima de 12 N para $r_\epsilon = 1,2$ mm) se comparado com o efeito na usinagem com as ferramentas sem raio de ponta. Ainda assim esta diferença é da mesma ordem de grandeza da força de 13 N calculada na seção 4.1.3. Deve-se observar que o desvio-padrão na usinagem com ferramentas com raio de ponta são significativamente menores do que na usinagem com ferramentas sem raio de ponta. Isto se deve ao fato de o

suporte das pastilhas de metal duro utilizadas nos testes onde se variou o raio de ponta da ferramenta apresentar uma rigidez maior do que aquela inerente ao "bits" de aço rápido utilizado nos testes onde se variou o χ'_r .

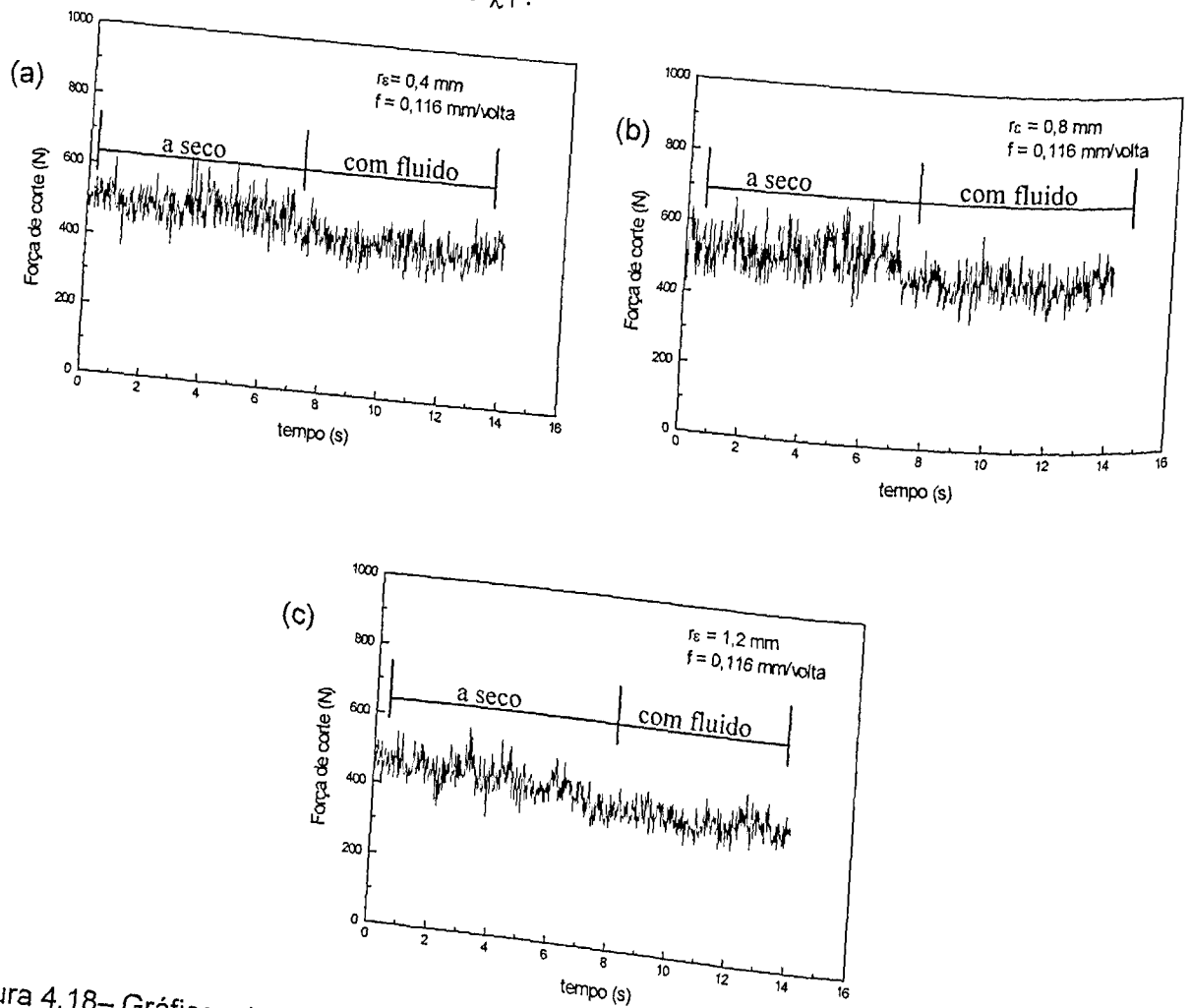


Figura 4.18— Gráficos de Força de corte x tempo para usinagem nas condições a seco e com fluido, r_e : (a) 0,4 mm, (b) 0,8 mm, (c) 1,2 mm.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Com base nos resultados apresentados neste trabalho, pode-se concluir que:

- A rugosidade praticamente não variou com o χ'_r nos testes realizados à seco.
- Para valores de χ'_r menores que 15° a rugosidade teórica foi menor que a rugosidade medida e para χ'_r maiores que 15° ocorreu o contrário.
- As análises das superfícies usinadas, permitiram identificar, além das características típicas das superfícies usinadas (lascas, trincas, rebarbas, fluxo lateral de material da peça e partículas de APC aderidas à superfície da peça na direção de corte), partículas de APC aderidas sobre a peça na direção perpendicular a direção de corte e que alteram o perfil de rugosidade da superfície usinada nesta direção, sendo denominadas neste trabalho de partículas T .
- O uso de pequeno volume de fluido de corte melhora o acabamento da superfície usinada em termos de Ra, sem contudo evitar a formação da APC.
- O fluxo lateral e as partículas T são resultados de fenômenos diferentes que ocorrem durante o processo de usinagem. A diferença básica entre eles, além do processo de formação, está nas suas disposições sobre a superfície da peça usinada.
- A força de corte (F_c) atingiu seus maiores valores para χ'_r menor que 3° . Pois, neste caso, o atrito da aresta de corte secundária da ferramenta com a peça é maior, aumentando F_c . O fluido de corte não alterou o valor médio das componentes da força de usinagem.
- O desvio padrão do sinal de F_c diminui com a aplicação de fluido de corte, para os testes onde se variou o χ'_r . Isto pode estar relacionado com o processo de formação das partículas T.

- Os valores de R_a tiveram uma tendência de queda com o aumento do raio de ponta nos testes realizados a seco, independente do avanço usado. Quando se aplicou um pequeno volume de fluido de corte, verificou-se que a rugosidade da superfície diminuiu.
- Nas análises feitas no MEV, observa-se a presença de fluxo lateral nas superfícies usinadas por ferramentas com r_ϵ igual a 0,4mm e 0,8mm. Entretanto, na superfície relativa a usinagem com ferramenta de r_ϵ igual a 1,2mm, não se consegue identificar a formação de fluxo lateral.
- A força de corte (F_c) aumenta com o aumento de r_ϵ , tanto para os testes a seco quanto para os testes com fluido de corte. Entretanto a força de corte e seu desvio padrão são menores para os testes com fluido.

CAPÍTULO VI

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Este trabalho sugere que a aplicação de um pequeno volume de lubrificante melhora o acabamento das superfícies usinadas sem contudo evitar a formação de APC. Propõem-se então investigar o efeito da aplicação de uma pequena quantidade de fluido sobre o acabamento de peças cujos materiais não formam APC.
- Neste trabalho verificou-se que houve uma diminuição no desvio padrão de F_c , quando se utilizou um pequeno volume de fluido de corte, em relação ao corte a seco. Sugere-se então que se repita os testes medindo-se a vibração durante a usinagem a seco e com fluido e tente relacionar a vibração medida em cada teste com a variação no desvio padrão de F_c .
- Este trabalho propõem que a melhora no acabamento superficial da peça quando se usina com pequeno volume de fluido se dá devido a lubrificação da superfície da peça e a usinagem secundária em razão da diminuição de partículas T sobre esta superfície causada pela excelente capacidade lubrificante do fluido utilizado. Sugere-se então que se verifique a influência de outros fluidos, aplicados do mesmo modo que foi feito neste trabalho, sobre o acabamento da superfície usinada.
- O processo de formação das partículas T, segundo este trabalho, está relacionado com a deformação da APC sobre a superfície de saída ao longo da direção da aresta de corte. Sugere-se que se verifique a influência do ângulo de saída da ferramenta de corte sobre a quantidade e o formato destas partículas T presentes na superfície usinada, utilizando-se o MEV e a medição do parâmetro R_a .

CAPÍTULO VII

Referências Bibliográficas

- Armarego, A. J. A. e Brown, R. H., 1969, "The Machining of Metals", Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ.
- Arsecularatne, J. A., 1997, "On Tool-Chip Interface Stress Distributions, Ploughing Force And Size Effect In Machining", *Int. J. Mach. Tools Manufact.* Vol. 37, No. 7, pp. 885-899.
- Bailey, J. A. and Azargoon, G. A., 1975, "Some Recent Observations Concerning The Impact of Machining on Surface Condition", *SME Tech Paper N^o IQ75 – 126*, pp. 01 – 19.
- Bandyopadhyay, B. P., 1984, "Mechanism of Formation of Built-up edge", *Butterworth & CO (Publishers) LTD*, vol. 6, No. 3, pp. 148-151.
- Childs, T. H. C., 1972, "Rake Face Action of Cutting Lubricants: An Analysis of, and Experiments on, the Machining of Iron Lubricated by Carbon Tetrachloride", *Proc. Instn. Mech. Engrs.*
- Childs, T. H. C. and Rowe, G. W., 1973, "Physics in Metal Cutting", *Rep. Prog. Physics*, Vol. 36, pp. 223-288.
- Da Silva, M.B., Machado, A. R. and Wallbank, J., 1998, "On the Mechanism of Lubrication in Single Point Cutting" 4th *Int. Conf. On Behavior of Mat. In Machining: Opportunities and Prospects for Improved Operations*", ISBN 1-86125-086-X, pp.79-89.
- Da Silva, M.B., 1998, "Lubrication in Metal Cutting under Built-up Edge Conditions", PhD Thesis, University of Wawick, England, UK, 235p.
- Da Silva, M.B. e Wallbank, J., 1999, "Surface finish and lubrication at low cutting speeds", *Materials Science and Technology*, february , volume 15, number 2, ISSN 0267 – 0836, pp 221-225.

Diniz, A. E. e Noritomi P. Y., 1998, "Influência dos parâmetros de corte na rugosidade", Máquinas e Metais, Aranda Editora, nº 391, Agosto, pp.92-101.

Fan, K. C. e Chao, Y. H., 1991, "In Process Dimensional Control of The Workpiece During Turning", Precision Engineering, january, vol. 13, n 1, pp 27 – 32.

Ferraresi, D., 1977, "Fundamentos da Usinagem do Metais", Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo, 751 pags.

Field, M. and Kahles, J. F., 1971, "Review of Surface Integrity of Machined Components", Annals of the CIRP, Vol. 20/2, pp. 153 – 163.

Field, M., Kahles, J. F. and Cammett, J. T., 1972, "A Review of Measuring Methods for Surface Integrity", Annals of CIRP, Vol 21/02/1972, pp. 219 – 238 .

Finn, M. E. e Pfeiffer, J. R., 1994, "Surface Integrity" - 3rd International Conference on The Behaviour of Materials in Machining, 15-17 November, pp. 342-359.

Gladman, S.A., 1955, "Some developments in surface finish", Microtecnic, vol 9, pp 229.

Horne, J. G., Doyle, E. D. And Tabor, D., 1978, "Direct Observation of Contact and Lubrication at the Chip-Tool Interface", Proc. First Int. Conf. On Lubrification Challenger in Metal Working and Processing, Chicago, Illinois, USA, 7-9 June, 7 pgs. .

Iscar, 1992, "Jet – Cut- La Lubrification Integree"; Iscar France, France .

ISO Standard, 1977, "Tool Life Testing With Single – Point Turning Tools", ISO 3685.

Jang, D. Y., 1992, "A Unified Optimization Model of a Machining Process for Especificed Conditions of Machined Surface and Process Performance", Int. J. Prod. Res., Vol. 30, n3, pp. 647 – 663.

K. NaKayama e M. Ogawa: CIRP Ann., 27, (1), pp. 17-21, 1978.

Koster, W. P., Fritz L. J. and Khols, J. B., 1971, "Surface Integrity in Machining of 4340 Steel and Ti - 6AL - 4V ", Technical Paper IQ 71 – 237. SMF pp 01 – 31

- Kovacevic, R.; Cherukuthota, C., Mohan, R., 1995, "Improving Milling Performance with Pressure Waterjet Assisted Cooling/Lubrication", *Journal of Engineering for Industry*, vol. 19, pp. 331-339.
- Leskovar, P. and Peklenik, J., 1982, "Influences Affecting Surface Integrity in the Cutting Process", *Annals of the CIRP*, Vol 31/01/1982, pp. 447 – 450.
- Machado, A. R., 1990, "Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with High Pressure Cooling System", PhD Thesis, University of Warwick, England.
- Machado, A. R., 1991, "Condições da Interface Cavaco-ferramenta – Parte I : Generalidade", XI COBEM, São Paulo, pp381-384.
- Machado, A. R. and Wallbank, J., 1997, "The Effect of Extremely Low Lubricant Volumes on Machining", *Wear*, 210. pp.76-82.
- Machado, A. R. e da Silva, M. B., 1993, "Usinagem dos metais", Apostila Departamento Engenharia Mecânica UFU, Uberlândia – MG, 174p. .
- Machado, A. R., Luz Jr, E. B., Da Silva, A. D., 1994 – "Influência do Comprimento de Contato da Cavaco-ferramenta na Força de Usinagem", III CEMN/NE, Belém.
- Merchant, M. E., 1954, "Mechanisms of the Metal Cutting Process. I : Orthogonal Cutting and the Type 2 Chip", *Journal of Applied Physics*, vol. 16, n5, May, pp 267 – 275.
- Nakayama, K., 1957, "A Study of the mechanism of metal cutting", *Journal Society Precision Engineering Mechanics, Japan*, pp 441.
- Postnikov, S. N., 1967, "Penetrating Ability of Cutting Fluids", *Wear*, Vol.10, pp. 142-150.
- Real, F., 1980, "O processo de descarte de fluidos de corte usados", *Mundo Mecânica*, junho .
- Roth, R.N. and Oxley, P. L. B., 1972, "A Streamline Field Analysis for Orthogonal Machining Based on Experimental Flow Fields", *J. Mech. Engng Sci.* 14, pp. 85-97.

Runge, P., 1987, "Lubrificantes nas Industrias", Editora Tribo Concept, pp. 72-172.

Sales, W. F., 1995, "Relação Experimental Entre o Raio de Curvatura Natural do Cavaco e os Principais Parâmetros de Usinagem", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, Brasil.

Sales, W. F., 1999, "Determinação das Características Refrigerantes e Lubrificantes de Fluido de Corte", Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG, Brasil, 169 pgs. .

Sales, W. F., Paulino, W. S., Ezugwu, E. O., Machado, A. R., 1997, "Determinação da Eficiência de Quebra-cavacos com os Principais Parâmetros de Corte", Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica – COBEM, Baurú, São Paulo, Brasil.

Santos, S. C., 1999, " Furação de Ferro Fundido com Brocas de Metal Duro Integral ", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Brasil.

Shaw, M. C., Piggot, J. D. and Richardson, L. P., 1951, "The Effect of The Cutting Fluids upon Chip-tool Interface Temperature", Trans of ASME, VOL 73, nº 1, pp. 45-56.

Shaw, M.C., 1984, " Metal Cutting Principles", Oxford University Press, 594 p., ISBN 0 – 19 – 859002 – 4.

Shell, 1991, "Curso de Lubrificação Industrial – Fluidos de Corte", Centro de Treinamento, Shell do Brasil, Divisão Petróleo, Imp. Metodista, 40 pgs. .

Shouckry, A. S., 1982, " The effect of Cutting Conditions On Dimensional Accuracy", Wear, 80, pp. 197 – 205.

Sidjanin, L. and Kovac, P., 1997, " Fracture Mechanisms in Chip Formation Processes", Material Science and Technology, vol. 13, pp. 439-444.

Smith, G. T., 1989, "Advanced Machining – The Handbook of Cutting Technology", IFS Publications, ISBN 1-85423-022-6.

Sukvittayawrong, S. and Inasaki, I., 1994, " Detection of Built-up Edge in Turning Process", Int.

- J. Mach. Tools Manufact. Vol 34, No. 6. Pp 829-840.
- "Surface Texture (Surface Roughness, Waviness and Lay)," ANSI/ASME B46.1-1985, American Society of Mechanical Engineers, 1985.
- Trent, E. M., 1963, "Cutting Steel and Iron with Cemented Carbide Tools – Part II : Conditions of Seizure at the Tool/work Interface", Journal of the Iron and Steel Institute, pp. 923-932.
- 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., 1984, "Metal Cutting", 2nd Edition, Butterworths – Heinemann Ltd, 245 pgs, ISBN – 0.408.10856-8.
- Trent, E. M., 1988, "Metal Cutting and the Tribology of Seizure : a) Seizure in Metal Cutting", Wear, 128, pp. 29-45.
- Trent, E. M., 1988, "Metal Cutting and the Tribology of Seizure : b) Movement of work Material Over the Tool in Metal Cutting ", Wear, 128, pp. 47-64.
- Trent, E. M., 1988, "Metal Cutting and the Tribology of Seizure : c) Temperatures in Metal Cutting", Wear, 128, pp. 65-81.
- Wallace, P.W. and Boothroyd, D. G., 1964, "Tool Force and Tool Chip Friction in Orthogonal Machining", Mech. Eng. Sce., vol. 6 (1), pp. 74-87.
- Wallbank, J., 1979, " Structure of built edge formed in metal cutting", Metal Technology, pp.145-153, april.
- Williams, J. A., 1977, "The Action of the Lubricants in Metal Cutting", Journal Mechanical Engineering Science, 7 Mech Vol. 19, n° 5, pp. 202-212.
- Williams, J. A. and Tabor, D., 1977, "The Role of Lubricants in Machining", Wear, 43, pp. 275 – 292.
- Wright, P. K., 1981, "Frictional Interactions in Machining: Comparisons Between Transparent

Sapphire and Steel Cutting Tools", *Metals Technology*, pp. 150 – 160, April.

Wright, P. K., Horne, J. G. And Tabor, D., 1979, " Boundary Conditions at The Chip-Tool, Interface in Machining: Comparisons Between Seizure and Sliding Friction", *Wear*, vol. 54, pp. 371-390.

Zorev, N. M., 1958, "Results of Work in the Field of the Mechanics of the metal cutting process", *Proc. Conf. Technology of Engineering manufacture*, Inst. Mech. Engrs. pp 255.

Zorev, N. M., 1963, "Interrelationship Between Shear Processes Ocurring Along Tool Face and on Shear plane in Metal Cutting", *Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf.*, Pittsburg, Pennsylvania, USA, pp. 42-49.

Zorev, N. M., 1966, "Metal Cutting Mechanics", Pergamon Press, Oxford.