

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Jose Caldeirani
F243 E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 26/06/98
Anselmo Eduardo Diniz
ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

Estudo e Monitoramento do Processo de Fresamento Frontal com Fresas de Insertos Intercambiáveis

Autor: José Caldeirani Filho

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

C127e

35407/BC

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

Estudo e Monitoramento do Processo de Fresamento Frontal com Fresas de Insetos Intercambiáveis

Autor: José Caldeirani Filho

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

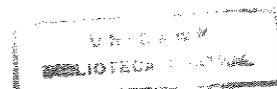
Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Materiais e Processos

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 1998

S.P. - Brasil



UNIVERSIDADE	BC
CHAMADA:	
Ex.	
NUMERO	BC/35407
VALOR	395,198
C	<input type="checkbox"/>
D	<input checked="" type="checkbox"/>
PREÇO	R\$ 11,00
DATA	09/10/98
CPD	

CN-00117695-1

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

C127e Caldeirani Filho, José
Estudo e monitoramento do processo de fresamento frontal com fresas de insertos intercambiáveis. / José Caldeirani Filho.--Campinas, SP: [s.n.], 1998.

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

1. Fresagem (Trabalhos em metal). 2. Emissão acústica. 3. Máquinas – Monitoração. 4. Correntes elétricas – Medição. I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

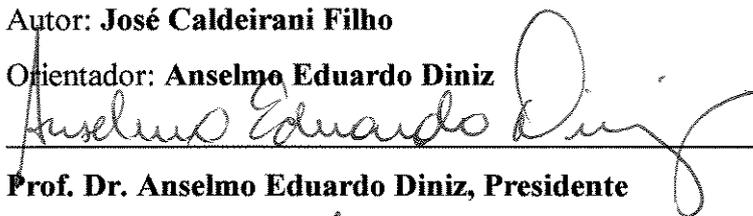
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

TESE DE DOUTORADO

**Estudo e Monitoramento do Processo de
Fresamento Frontal com Fresas de Insertos
Intercambiáveis**

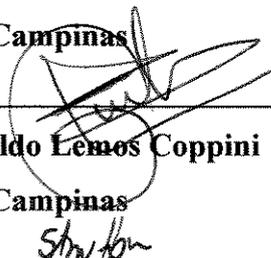
Autor: José Caldeirani Filho

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente

UNICAMP - Campinas



Prof. Dr. Nivaldo Lemes Coppini

UNICAMP - Campinas

Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

UNICAMP - Campinas



Prof. Dr. Alisson Rocha Machado

UFU - Uberlândia



Prof. Dr. João Fernando Gomes de Oliveira

EESC/USP - São Carlos

Campinas, 26 de junho de 1998

Dedicatória:

Ao meu pai, José Calderani [†], que com certeza estaria muito orgulhoso neste dia.

À minha mãe, Helena, uma incentivadora no início de tudo.

À Andréa, minha esposa;

À Andréa e ao Alexandre, meus filhos; pela compreensão e abnegação dos momentos de comunhão em prol deste trabalho.

À Deus, por permitir a realização de um sonho quase impossível.

Agradecimentos

Este trabalho só foi possível graças a ajuda de diversas pessoas, que em momentos decisivos prestaram a sua colaboração e apoio às quais presto minha homenagem:

À minha família, pela confiança e apoio.

Ao professor Anselmo, muito mais que um orientador. Um verdadeiro exemplo de amizade, colaboração e dedicação ao trabalho.

Aos professores do Departamento de Engenharia Mecânica da UFU, que acreditaram que este trabalho era possível, com seu voto de confiança pela ocasião do meu afastamento.

Aos professores e funcionários do curso de pós-graduação da UNICAMP, que ajudaram de forma direta ou indireta na realização deste trabalho.

Aos colegas da pós-graduação, pelas discussões e apoio.

Aos professores e colegas Marcus Duarte e Marcos Morais do DEEME-UFU, pela elaboração do software usado e ajuda nos ensaios experimentais, respectivamente.

Ao técnico Reginaldo, do Laboratório de Ensino e Pesquisas de Usinagem(LEPU) do DEEME-UFU, pela ajuda nos ensaios experimentais.

Ao Prof. Alisson, chefe do LEPU-UFU, por permitir a utilização do laboratório para a realização dos ensaios experimentais.

”Quando o dedo aponta para a lua, o medíocre olha para o dedo”

(Provérbio Chinês)

Resumo

CALDEIRANI FILHO, José, *Estudo e Monitoramento do Processo de Fresamento Frontal com Fresas de Insertos Intercambiáveis*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1998. 147p. Tese (Doutorado)

Este trabalho apresenta uma pesquisa experimental sobre a vida de fresas frontais de metal duro na usinagem do aço ABNT 1045. Para se melhor conhecer a influência de diversos parâmetros na vida da fresa, vários experimentos foram realizados variando-se a posição relativa entre fresa e peça, variando-se a velocidade de corte e a velocidade de avanço simultaneamente a fim de se manter o avanço por dente constante e também variando-se a velocidade de corte sem variar a velocidade de avanço, a fim de se variar o avanço por dente. Em todos os experimentos, a rugosidade da peça e o desgaste da fresa eram medidos logo após os cortes e a emissão acústica e a corrente elétrica do motor principal da máquina ferramenta eram medidos durante o transcorrer da operação (on-line). Os resultados mostraram que a posição relativa entre fresa e peça influencia fortemente a vida da ferramenta, que quanto menor a distância de ajustagem “j”, maior a vida da ferramenta; e que tanto a emissão acústica, quanto a corrente elétrica do motor podem se usadas para estabelecer automaticamente o fim da vida da ferramenta.

Palavras chave

Fresamento, Monitoramento, Parâmetros elétricos, Emissão Acústica.

Abstract

CALDEIRANI FILHO, José, *Study and Monitoring of Face Milling Processes using Throw Away Inserts*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1998. 147p. Tese (Doutorado)

This work presents an experimental research about the tool lives of face milling carbide tools when machining AISI 1045 steel bars. Milling experiments were carried out using several different relative position between tool and workpiece, varying the cutting speed and feed velocity simultaneously in order to keep constant the feed per tooth. The cutting speed was also varied without changing the feed velocity, in order to vary the feed per tooth. In all the experiments the workpiece surface roughness and tool wear were measured off line and the acoustic emission generated by the cutting process and the electrical current of the machine main motor were measured on line. The results showed that the relative position between tool and workpiece influenced tool life strongly, the smaller the distance between the external diameter of the tool and the beginning of the workpiece, the longer the tool life. Both, acoustic emission and electrical current of the main motor can be used to automatically establish the end of tool life.

Key Words

Milling, Monitoring, Electric Parameters, Acoustic Emission.

Índice

1. Introdução	1
2. Processo de Fresamento	4
2.1. Introdução	4
2.2. Tipos de fresamento	6
2.2.1. Fresamento tangencial	8
2.2.1.1. Fresamento tangencial discordante	11
2.2.1.2. Fresamento tangencial concordante	12
2.2.1.3. Forma de cavaco produzido no fresamento tangencial	13
2.2.2. Fresamento frontal com fresas de facear	16
2.2.2.1. Tipos de fresamento frontal com fresas de facear	16
2.2.2.2. Geometria dos dentes da fresa no fresamento frontal	19
2.2.2.3. Posicionamento da fresa	23
2.2.2.4. Choque pastilha-peça	27
2.2.2.5. Tamanho da fresa em relação à peça	28
2.2.2.6. Materiais para fresas	29
2.2.2.7. Desgaste da fresa	35
2.2.2.8. Vida da fresa	40
2.2.2.9. Acabamento superficial da peça	45
2.2.2.10. Forças e potência no fresamento	49

2.2.2.11.	Escolha das condições de usinagem	52
3.	Monitoramento e controle do processo de usinagem	54
3.1.	Introdução	54
3.2.	Métodos de monitoramento direto	57
3.2.1.	Ótico	57
3.2.2.	Radioatividade	57
3.2.3.	Resistência elétrica na junção peça-ferramenta	58
3.2.4.	Dimensões da peça	58
3.2.5.	Distância peça-ferramenta	58
3.3.	Métodos de monitoramento indireto	59
3.3.1.	Forças de corte	59
3.3.2.	Som	59
3.3.3.	Vibração	60
3.3.4.	Temperatura de corte	60
3.3.5.	Rugosidade	61
3.3.6.	Parâmetros elétricos do motor da máquina ferramenta	61
3.3.7.	Emissão acústica	61
3.4.	Monitoramento da vida da ferramenta via parâmetros elétricos do motor da máquina ferramenmta	62
3.5.	Monitoramento da vida da ferramenta via emissão acústica	66
3.5.1.	Introdução	66
3.5.2.	Definição e características do sinal de EA	67
3.5.3.	Sensor de emissão acústica	71
3.5.4.	Instrumentação do sinal de EA	72
3.5.5.	Análise do sinal de EA	74
3.5.6.	Influência das condições de usinagem no sinal de EA	77
3.5.7.	Influência do material da peça no sinal de EA	78
3.5.8.	Influência do fluido de corte no sinal de EA	79
3.5.9.	Influência do desgaste da ferramenta no sinal de EA	80
4.	Procedimentos experimentais	83
4.1.	Monitoramento do sinal	85
4.2.	Os corpos de prova	87

4.3.	Os ensaios experimentais	88
5.	Resultados experimentais e discussões	92
5.1.	Vida da ferramenta de corte em função da posição relativa fresa-peça	92
5.2.	Vida da ferramenta em função da velocidade de corte	100
5.3.	Dispersão da vida da ferramenta	106
5.4.	Comportamento da rugosidade da peça	108
5.4.1.	Rugosidade da peça (R_a) contra posição relativa fresa-peça	109
5.4.2.	Rugosidade da peça (R_a) contra velocidade de corte com crescimento simultâneo da velocidade de avanço (f_z constante)	111
5.4.3.	Rugosidade da peça (R_a) contra velocidade de corte com velocidade de avanço constante (f_z variando)	113
5.4.4.	Aplicação das conclusões deste item	114
5.5.	Comportamento do sinal de EA	115
5.5.1.	RMS(EA) x Posição da fresa	115
5.5.2.	RMS(EA) x Velocidade de corte com variação de v_f (f_z constante)	118
5.5.3.	RMS(EA) x Velocidade de corte com variação do avanço por dente (v_f constante)	119
5.5.4.	Dispersão do sinal de EA	121
5.5.5.	Conclusões sobre a aplicação da emissão acústica no monitoramento do fresamento frontal para estabelecimento do fim da vida da ferramenta	122
5.6.	Comportamento da corrente elétrica do motor principal da fresadora	123
5.6.1.	Corrente elétrica do motor (I_{motor}) durante a vida da ferramenta com variação da posição relativa fresa-peça	124
5.6.2.	Corrente elétrica do motor (I_{motor}) x Velocidade de corte ($v_f = 587$ mm/min = constante e f_z variável)	128
5.6.3.	Corrente elétrica do motor (I_{motor}) x Velocidade de corte ($f_z = 0,12$ mm/volta = constante e v_f variável)	130
5.6.4.	Conclusões sobre a utilização da corrente elétrica consumida pelo motor da máquina no monitoramento do fresamento	

frontal para estabelecimento do fim da vida da ferramenta	132
6. Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	134
6.1. Conclusões	134
6.2. Sugestões para trabalhos futuros	135
7. Referências bibliográficas	137

Lista de Figuras

2.1	Exemplos de fresamento horizontal com fresas tangenciais	5
2.2	Exemplos de fresamento vertical com fresas frontais	6
2.3	Tipos de fresamento: a) Tangencial b) Frontal (faceamento) c) Frontal (topo)	7
2.4	Fresamento tangencial: a) Discordante b) Concordante	7
2.5	Grandezas de corte no fresamento tangencial	8
2.6	Varição da seção do cavaco no fresamento com fresas de dentes retos	9
2.7	Varição da seção do cavaco no fresamento com fresas helicoidais	9
2.8	Varição da seção do cavaco no fresamento com fresas helicoidais: dente 1 - ABCD, dente 2 - EFGH, seção resultante - S_1	10
2.9	Varição da seção do cavaco no fresamento com fresas helicoidais escolhendo-se convenientemente as condições de usinagem	11
2.10	Forças desenvolvidas no fresamento concordante: 1) sentido do deslocamento da mesa; 2) módulo e sentido da força de avanço; 3) sentido da força que atua no fuso; 4) fuso de acionamento; 5) porca; 6) folga entre os filetes da porca e do fuso	13
2.11	Forma do cavaco no fresamento tangencial: a) concordante b) discordante	15
2.12	Seção transversal do cavaco no fresamento tangencial	15
2.13	Fresamento frontal. a) simétrico de rasgo; b) simétrico comum; c) assimétrico mostrando a dimensão “j”; d) assimétrico	17
2.14	Geometria dos principais ângulos no fresamento frontal	20
2.15	Ângulo de posição $\chi_r = 90^\circ$ o fresamento frontal com paredes em esquadro	20

2.16	Ângulos de posição χ_r iguais a 45° , 60° e 75° para o fresamento frontal	21
2.17	Geometria das fresas frontais de facear: a) duplo negativa; b) duplo positiva; c) positiva negativa	22
2.18	Fresamento frontal de facear: a) centro da fresa fora da peça; b) centro da fresa dentro da peça	24
2.19	Posição do centro da fresa em relação ao tipo de saída da aresta cortante	25
2.20	Vida da fresa em relação à posição de saída da aresta cortante da peça	25
2.21	Forças no faceamento: a) centro da fresa na linha de centro da peça; b) centro da fresa fora da linha de centro da peça	26
2.22	Representação esquemática da posição de ataque da pastilha de metal duro	28
2.23	Posição de uma fresa frontal em relação à peça, mostrando a distância de ajustagem “j”	28
2.24	Posições vantajosas e desvantajosas para o faceamento	29
2.25	Classificação dos tipos de metal duro, segundo a norma ISO	32
2.26	Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido	36
2.27	Distribuição da temperatura e das tensões na pastilha de metal duro de uma fresa	38
2.28	Sulcos em forma de pentes	39
2.29	Fenômeno da formação do pé	39
2.30	Desgastes da ferramenta em função da velocidade de corte para um tempo de corte t	44
2.31	Medições de um mesmo perfil fresado, mostrando R_{max} , W e $W + R_{max}$	46
2.32	Medições de duas superfícies com valores similares de R_a	47
2.33	Profundidade do perfil (H) em função do avanço por dente (f_z), após fresamento com pastilha	48
2.34	Fixação das pastilhas com assento de três pontos de encosto	49
2.35	Espessura do cavaco em função do ângulo de posicionamento do dente e do ângulo de posição	52
3.1	Diferentes níveis de corrente para máquina em vazio, a ferramenta nova o corte intermediário e a quebra da ferramenta	65
3.2	Sistema de monitoramento via parâmetros elétricos	66
3.3	Esquema de um sensor de EA	68

3.4	Típico sinal de Emissão Acústica	69
3.5	Faixa de frequência da onda de EA em comparação com as demais ondas	70
3.6	Montagem experimental para medição de Emissão acústica	74
3.7	Representação esquemática do parâmetro Número de Picos	76
3.8	O sinal de EA em função da dureza (Brinell) do material da peça (SAE 1045)	79
3.9	Efeito da aplicação de fluido (CCl_4) no sinal de EA, para o aço 4340 com ferramenta de metal duro	80
3.10	O sinal de EA em função do tempo de corte para diferentes condições da ferramenta	82
4.1	Equipamento utilizado para medição dos desgastes das ferramentas de corte	84
4.2	Esquema de montagem dos equipamentos para medição do sinal de EA	85
4.3	Esquema de montagem dos equipamentos para medição de corrente elétrica	86
4.4	Dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios experimentais	87
4.5	Sistema de fixação do corpo de prova à mesa da fresadora	88
4.6	Fresamento frontal assimétrico, mostrando a distância de ajustagem “j”	90
5.1	Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento usinado (L_f), para diferentes distâncias de ajustagens (j)	93
5.2	Evolução do desgaste da ferramenta de corte na condição de usinagem USI-1, com $j_3 = 32,75$ mm	94
5.3	Evolução do desgaste da ferramenta de corte na condição de usinagem USI-1, com $j_1 = 18,75$ mm (corte simétrico)	95
5.4	Evolução do desgaste da ferramenta de corte na condição de usinagem USI-1, com $j_5 = 4,75$ mm	96
5.5	Comprimento de usinagem (L_f) x Distância de ajustagem (j)	98
5.6	Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento usinado (L_f), com variação do avanço por dente (f_2) e mantendo-se constante a velocidade de avanço (v_f)	101
5.7	Comprimento de avanço usinado (L_f) x Velocidade de corte (v_c)	102
5.8	Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento usinado (L_f), com variação de velocidade de avanço (v_f) e avanço por dente (f_2) constante	104
5.9	Comprimento de avanço (L_f) x Velocidade de corte (v_c), com variação da velocidade de avanço (v_f) e mantendo-se constante o avanço por dente (f_2)	105
5.10	Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento usinado (L_f), para distância de	

	ajustagem j_5 e condição de usinagem USI-1	106
5.11	Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento usinado (L_f), para a distância de ajustagem j_5 e condição de usinagem USI-2	107
5.12	Rugosidade da peça (R_a) x Comprimento usinado (L_f), variando-se a distância de ajustagem (j)	109
5.13	Rugosidade da peça (R_a) x Velocidade de corte (v_c), com variação da velocidade de avanço (v_f) e mantendo-se constante o avanço por dente (f_z)	112
5.14	Rugosidade da peça (R_a) x Velocidade de corte (v_c), com variação do avanço por dente (f_z) e mantendo-se constante a velocidade de avanço (v_f)	113
5.15	Sinal de EA x Comprimento de avanço usinado para diferentes posições da fresa em relação à peça	116
5.16	Variação do sinal de EA x Comprimento de avanço usinado, com variação da velocidade de corte (v_c) e da velocidade de avanço (v_f), mantendo-se o avanço por dente (f_z) constante	119
5.17	RMS(EA) x Comprimento de avanço usinado, com variação de f_z (v_f cte)	120
5.18	Dispersão do sinal de EA x Comprimento de avanço usinado para a posição j_5 (USI-1)	122
5.19	Variação da corrente do motor principal x Comprimento usinado em função da posição relativa peça-ferramenta	125
5.20	Dispersão da corrente elétrica do motor principal x Comprimento de avanço usinado, para a posição j_5 (USI-1)	127
5.21	Corrente do motor principal (I_{motor}) x Velocidade de corte, com $v_f =$ constante e f_z variável	129
5.22	Corrente do motor principal (I_{motor}) x Velocidade de corte, com $f_z =$ constante e v_f variável	131

Lista de Tabelas

2.1	Valores da pressão específica de corte (k_s) para o fresamento	50
4.1	Condições de usinagem utilizadas nos ensaios experimentais	89
5.1	Comprimento de avanço (L_f) em função da distância de ajustagem (j)	99
5.2	Comprimento de avanço (L_f) em função da velocidade de corte (v_c), com v_f constante	102
5.3	Comprimento de avanço (L_f) em função da velocidade de corte (v_c), com f_z constante	104
5.4	Relação Desvio Padrão/Média da vida da ferramenta para a posição j_5 , nas condições de usinagem USI-1 e USI-2	108
5.5	Valores da corrente elétrica no início e no fim da vida da ferramenta e relação entre elas, para cada distância de ajustagem	126
5.6	Valores da corrente elétrica no início e no fim da vida da ferramenta e relação entre elas, para a posição j_5 , nas condições de usinagens USI-1, USI-2 e USI-3	128
5.7	Valores da corrente elétrica no início e no fim da vida da ferramenta e relação entre elas, para a posição j_5 , nas condições de usinagem USI-1, USI-4 e USI-5	132

Nomenclatura

Letras Latinas

A	- desvio axial das pastilhas	mm
a_e	- penetração de trabalho	mm
a_p	- profundidade de usinagem	mm
b	- largura de corte	mm
C_p	- profundidade do desgaste de cratera	mm
D	- diâmetro da fresa	mm
f	- avanço da fresa	mm/rotação
F_c	- força de corte	kgf
f_z	- avanço por dente	mm/dente
h	- espessura de corte	mm
H	- profundidade do perfil fresado	μm
h_m	- espessura média de corte	mm
I	- corrente elétrica	A
j	- distância de ajustagem	mm
k_m	- pressão específica de corte para um valor médio de h	kgf/mm ²
k_s	- pressão específica de corte	kgf/mm ²
L_c	- percurso de corte	mm
L_f	- percurso de avanço	mm
n	- rendimento do motor da máquina-ferramenta	
P_c	- potência de corte	CV
R	- resistência elétrica	Ω

R_a	- rugosidade da superfície fresada	μm
R_{max}	- rugosidade máxima da superfície fresada	μm
t	- tempo de corte	min
T	- vida da ferramenta	min
T_c	- temperatura de corte	$^{\circ}\text{C}$
V_B	- desgaste de flanco da ferramenta	mm
$V_{B\text{max}}$	- desgaste máximo de flanco da ferramenta	mm
v_c	- velocidade de corte	m/min
v_f	- velocidade de avanço	mm/min
W	- ondulação da superfície fresada	μm
W_{el}	- potência elétrica do motor	watt
W_{mec}	- potência mecânica do motor	CV
z	- número de dentes da fresa	un

Letras Gregas

ΔT	- constante de tempo	seg
Ψ	- ângulo de posição do dente	rd
Ψ_0	- ângulo de contato do dente	rd
γ_f	- ângulo de saída radial	rd
γ_0	- ângulo de saída	rd
γ_p	- ângulo de saída axial	rd
λ_s	- ângulo de inclinação	rd
η	- rotação da fresa	RPM
λ_r	- ângulo de posição	rd
ϕ	- ângulo de fase (fator de potência)	rd

Siglas

CNC - comando numérico por computador

EA - emissão acústica

JIT - just-in-time

RMS - raiz média quadrática

USI - condição de usinagem

V_{RMS} - RMS da tensão do sinal de EA

DEEME-UFU - Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia

LEPU-UFU - Laboratório de Pesquisas em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

O processo de globalização em todos os setores por que vem passando a maioria dos países do mundo na atualidade, expõem as empresas à uma grande competição pelo mercado consumidor através do processo de abertura comercial. O consumidor, seja ele pessoa física ou jurídica, cada vez exige produtos com maior qualidade e com preços menores, o que impõe às indústrias uma busca constante de otimização em todos os seus processos de fabricação.

Dentro deste contexto, o setor de usinagem dos metais também não poderia deixar de procurar se adequar às novas tecnologias e, ainda mais, procurar sempre desenvolver novos métodos de trabalho através de uma pesquisa constante dentro do setor.

A usinagem convencional dos metais pode ser feita através de vários processos, incluindo o fresamento que apresenta como principais características a alta eficiência, bom acabamento superficial, exatidão e flexibilidade na geração de formas.

O estudo e obtenção de dados referentes às variáveis de influência de um processo, é importante para que se possa proceder à otimização do mesmo. Também o monitoramento dos processos de usinagem têm como objetivo procurar a substituição do homem no processo, principalmente quanto à determinação do instante de troca de ferramentas, através do fornecimento de informações objetivas à respeito dos fenômenos que estão ocorrendo no mesmo. O monitoramento do processo de usinagem é de grande importância para a otimização da vida da ferramenta, possibilitando assim, a diminuição dos custos de produção industrial.

O presente trabalho tem como objetivo, mostrar o comportamento de diversas características do processo de fresamento (rugosidade da peça e desgaste da ferramenta), mais especificamente do fresamento frontal, ao longo da vida da ferramenta, em diferentes condições de operação, além de sugerir procedimentos na definição do momento de troca da ferramenta, através de sensores de emissão acústica e corrente elétrica do motor da máquina ferramenta.

Definir o momento ideal de troca da ferramenta é muito importante, pois caso esta seja feita de forma conservadora, ou seja, antes do fim da vida da ferramenta, ter-se-á desperdício e, principalmente, aumento significativo do tempo total de usinagem, proporcionando um aumento considerável nos custos de produção e, conseqüentemente, grandes dificuldades de competição num mercado altamente globalizado e em constante busca por diminuição de seus custos.

O estabelecimento do momento de troca da ferramenta através de um sistema de monitoramento, pode ser utilizado como uma ferramenta para otimizar o processo de fresamento, bem como para auxiliar na automação deste. De forma geral, um dos grandes obstáculos enfrentados para se atingir a completa automatização do processo de usinagem em sistemas integrados e flexíveis de manufatura, é o desenvolvimento do que se pode chamar de “usinagem não assistida pelo homem”, isto é, um processo de fabricação onde por exemplo, o estabelecimento do momento exato de troca da ferramenta venha a ser realizado sem a intervenção humana.

Este trabalho sugere técnicas que possam estabelecer este momento ideal de troca de ferramenta e está dividido da seguinte forma:

Capítulo 1: Introdução.

Capítulo 2: O processo de fresamento - aqui se descreve os princípios básicos do processo e faz-se um estudo de todos os parâmetros que influenciam no processo, conseqüentemente na vida da ferramenta de corte.

Capítulo 3: Monitoramento e controle do processo de usinagem - aqui são apresentados os fundamentos do monitoramento dos processos; os diversos tipos de monitoramento, dando-se ênfase ao monitoramento do processo de fresamento frontal via emissão acústica e via potência elétrica do motor principal da máquina ferramenta.

Capítulo 4: Procedimentos experimentais - aqui são discutidos os equipamentos, as ferramentas e a metodologia utilizada para a realização dos ensaios experimentais.

Capítulo 5: Resultados e discussões - apresenta-se neste capítulo, os resultados experimentais obtidos nos ensaios bem como as discussões pertinentes a estes.

Capítulo 6: Conclusões e sugestões para trabalhos futuros - todas as conclusões que se pode tirar deste trabalho, estão aqui apresentadas e também, em virtude dos estudos

efetuados sobre o assunto, são apresentadas algumas sugestões para futuros trabalhos que possam auxiliar o desenvolvimento da tecnologia relativa a este tema.

Capítulo 7: Referências bibliográficas - uma coletânea de autores e trabalhos relativos ao tema e citados no trabalho são apresentados para que o leitor possa ter mais dados sobre o assunto.

CAPÍTULO 2

PROCESSO DE FRESAMENTO

2.1. INTRODUÇÃO

Entre os processos convencionais de usinagem, pode-se dizer que o fresamento é um dos que apresenta maior versatilidade, mas também um dos mais complexos.

As ferramentas de corte para o fresamento, chamadas de fresas, podem se apresentar sob as mais variadas formas, o que confere a esta operação o caráter de versatilidade em termos de geometrias possíveis de serem geradas (figura 2.1 e figura 2.2).

As superfícies planas, não de revolução podem ser geradas por vários outros processos convencionais de usinagem, além do fresamento, dentre eles o brochamento externo, o aplainamento e a retificação. Mas grandes quantidades de superfícies não planas e não de revolução, somente podem ser geradas por fresamento. Em alguns casos inclusive apresentam algumas vantagens em relação ao fresamento. Porém, o fresamento de superfícies planas é largamente utilizado no meio industrial.

Considerando-se as superfícies planas, curvas ou irregulares, têm-se os seguintes fatos: supondo-se uma superfície possível de ser usinada com uma plaina limadora (ou plaina de mesa) ou uma fresadora, têm-se uma operação mais rápida com o fresamento do que com o aplainamento. Entretanto, o custo inicial e o custo de manutenção da plaina é menor do que da fresadora. De maneira geral, o fresamento se aplica para lotes de produção maiores que o aplainamento.

Comparando-se com o processo de brochamento, o fresamento apresenta vantagem quando a superfície a ser usinada intersecciona com qualquer outra existente (neste caso o brochamento é impossível). O brochamento de superfícies grandes é muito caro, devido ao custo da brocha. O brochamento externo é então utilizado quando se tem superfícies pequenas e grandes lotes.

Com relação à usinagem por abrasão (retificação), esta tem a capacidade de conseguir tolerâncias bem menores que as do fresamento e um acabamento superior. Todavia a capacidade de remoção de cavaco é bem maior no fresamento que na retificação. Dai decorre que, para boa qualidade e bom rendimento na usinagem, é preciso fresar inicialmente e depois retificar (FERRARESI et al, 1972).

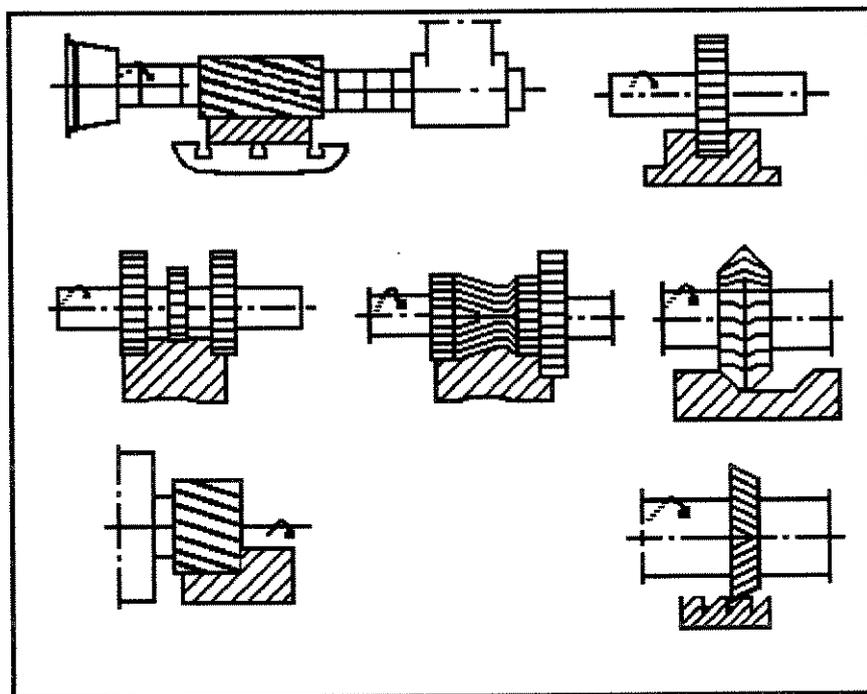


Figura 2.1 - Exemplos de fresamento horizontal com fresas tangenciais (FERRARESI,1972).

Os fatores que podem influenciar o resultado da usinagem no processo de fresamento, são em muito maior número que os que influenciam o processo de torneamento, que é um processo de usinagem muito mais conhecido e estudado. Em contrapartida, o índice de remoção de cavaco no fresamento é extremamente alto e, ainda assim, com excelentes possibilidades de se conseguir um bom acabamento da superfície usinada.

O processo de fresamento, caracteriza-se principalmente pelos seguintes fatores [FERRARESI et al, 1972]:

- a ferramenta usada no processo, chamada de fresa, é multicortante, sendo provida de arestas cortantes dispostas simetricamente ao redor de um eixo.

- o movimento de corte é proporcionado pela rotação da fresa ao redor do seu eixo, fazendo com que cada uma das arestas cortantes (dentes), retire uma porção de material.
- o movimento de avanço é geralmente feito pela própria peça em usinagem, que está fixada na mesa da máquina, o qual obriga a peça a passar sob a ferramenta em rotação, o que lhe dá a forma e a dimensão desejada.

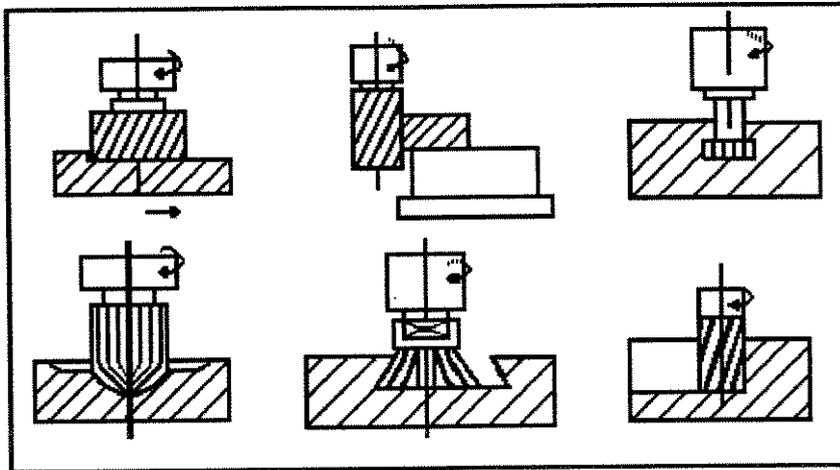


Figura 2.2 - Exemplos de fresamento vertical com fresas frontais (FERRARESI et al, 1972).

2.2. TIPOS DE FRESAMENTO

Os tipos mais importantes de fresamento, são [SHAW, 1986]: fresamento tangencial (plain-milling), figura 2.3a; fresamento frontal com fresas de facear (face-milling), figura 2.3b, que é objeto de estudo deste trabalho e, fresamento frontal com fresas de haste ou de topo (end-milling), figura 2.3c.

FERRARESI et al (1972), classifica os tipos de fresamento, somente em fresamento tangencial (figura 2.3a), como sendo a operação na qual os dentes ativos (arestas cortantes) estão na superfície cilíndrica da ferramenta, sendo o eixo da fresa neste caso, paralelo à superfície gerada e fresamento frontal (figura 2.3b e figura 2.3c), como sendo a operação na qual os dentes ativos (arestas cortantes) estão na superfície frontal da ferramenta, sendo o eixo da fresa neste caso, perpendicular à superfície gerada.

Existe ainda uma outra classificação do processo de fresamento, que leva em consideração a posição do eixo-árvore da máquina-ferramenta [DINIZ, 1992]. Segundo esta classificação, o fresamento pode ser horizontal (quando o eixo-árvore está na posição horizontal), vertical (quando o eixo-árvore está na posição vertical) ou inclinado.

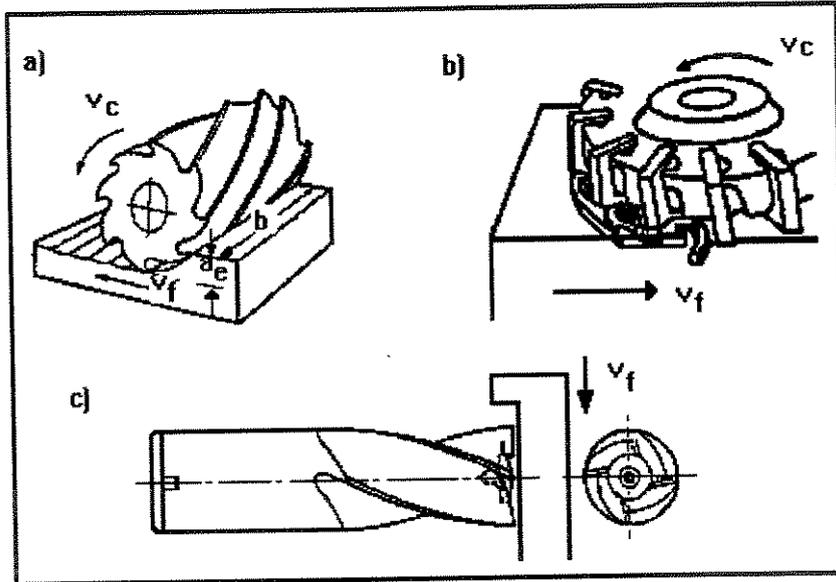


Figura 2.3 - Tipos de fresamento: a) tangencial b) frontal (faceamento) c) frontal (topo) (SHAW, 1986).

O fresamento tangencial pode ser discordante (figura 2.4a), ou seja, o sentido do movimento de avanço é contrário ao sentido do movimento rotatório da fresa, ou concordante, onde o sentido de movimento de avanço é o mesmo do movimento rotatório da fresa (figura 2.4b).

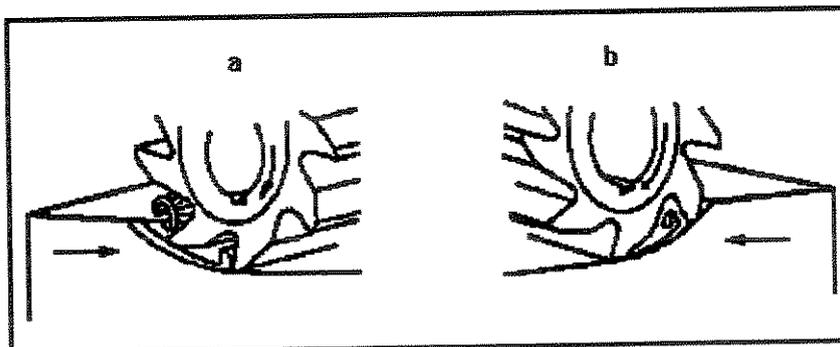


Figura 2.4 - Fresamento tangencial: a) discordante b) concordante (FERRARESI et al, 1972).

Outras formas de classificação do processo de fresamento podem ser apresentadas, mas aquelas apresentadas, basicamente englobam todas as demais, que nada mais são que casos particulares do processo.

2.2.1. FRESAMENTO TANGENCIAL

Basicamente as fresas usadas no fresamento tangencial, para produzir superfícies planas, têm arestas cortantes na periferia das mesmas e são paralelas ao eixo de rotação da máquina à qual estão fixadas. A performance das fresas apresenta rendimento superior se os dentes estiverem arranjados de forma helicoidal, ao invés de estarem paralelos ao eixo de rotação [SHAW, 1986]. O uso de dentes helicoidais, proporciona um melhor acabamento da superfície fresada e também uma melhora na formação do cavaco. A figura 2.5, mostra as grandezas de corte no fresamento tangencial.

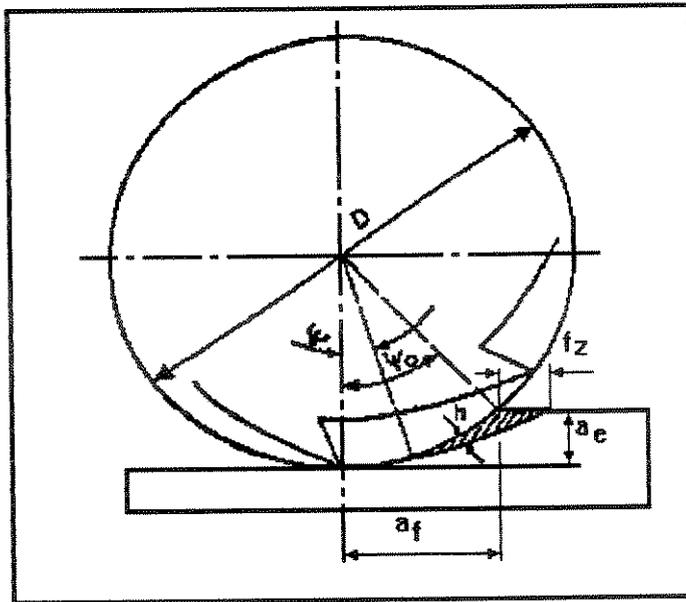


Figura 2.5 - Grandezas de corte no fresamento tangencial (FERRARESSI et al, 1972).

No fresamento tangencial de dentes retos, somente utilizado quando a fresa é de pequena espessura (fresa de disco), a força de corte aumenta rapidamente com o ângulo ψ , caindo bruscamente a zero quando $\psi = \psi_0$, como está representado na figura 2.6, que mostra a variação da seção do cavaco para este tipo de fresamento. Nas fresas cilíndricas de dentes

helicoidais ou inclinados, isto não acontece. Neste caso, a área da seção do cavaco relativa a um dente em trabalho, cresce também de zero a um valor máximo, porém mantém este valor alguns instantes, enquanto o dente se desloca ao longo da largura da fresa (figura 2.7). Em seguida a seção vai lentamente diminuindo enquanto o dente sai da peça [FERRARESI et al, 1972].

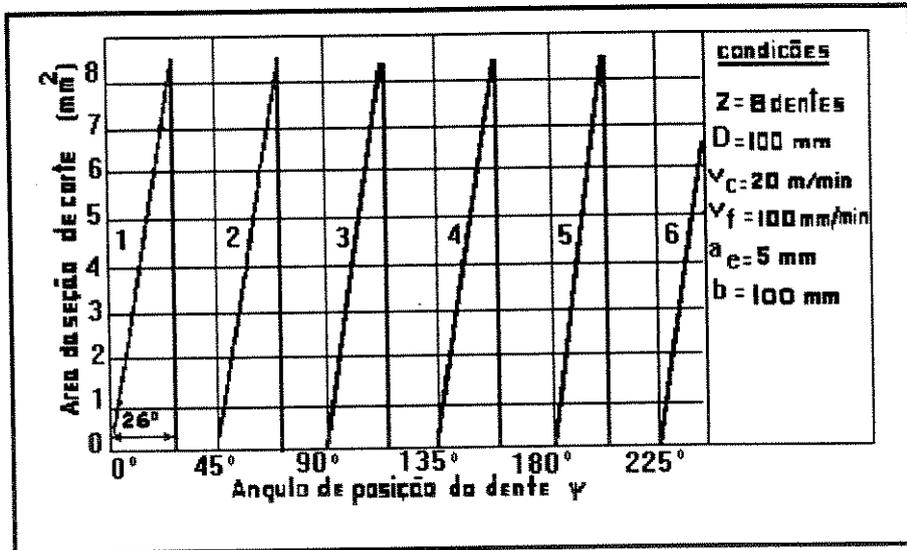


Figura 2.6 - Variação da seção do cavaco no fresamento com fresas de dentes retos (FERRARESI et al, 1972).

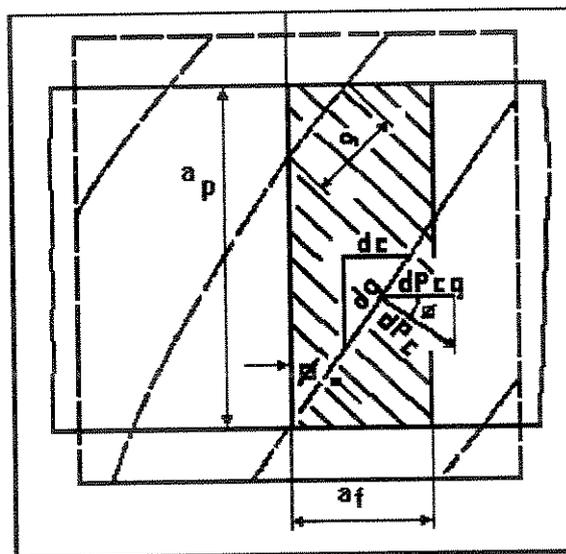


Figura 2.7 - Posição dos dentes de uma fresa helicoidal durante o corte (FERRARESI et al, 1972).

Para uma fresa de quatro dentes (figura 2.8), o dente número 1 penetra na peça de A a B, a seção de cavaco permanece igual de B a C e decresce a partir de C, até chegar a zero em D. O dente seguinte, número 2, defasado de 90° , inicia seu trabalho em E, prosseguindo igualmente ao anterior, segundo a sucessão EFGH, e assim por diante. O segundo dente inicia seu trabalho enquanto o primeiro está cortando. A figura 2.8, apresenta ainda a curva resultante.

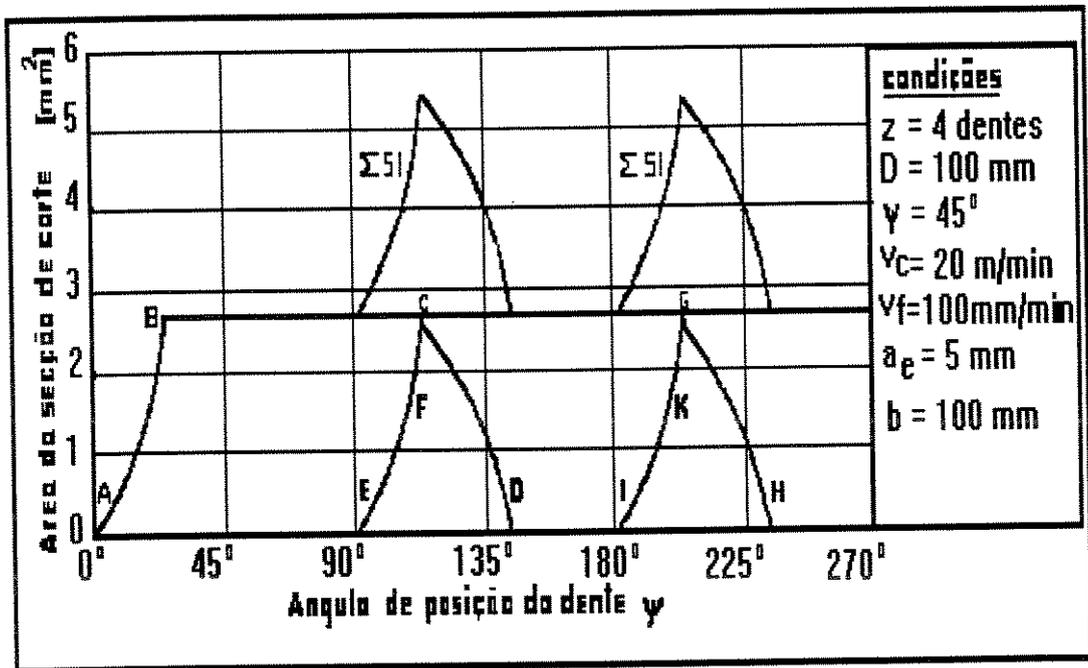


Figura 2.8 - Variação da seção do cavaco no fresamento com fresas helicoidais: dente 1 - ABCD, dente 2 - EFGH, seção resultante - S_i (FERRARESI et al, 1972).

Para uma fresa de oito dentes, em iguais condições de usinagem, tem-se uma melhor superposição das curvas de áreas das seções e a curva resultante apresentará uma oscilação menor. A forma desta curva vai depender da largura da peça e das características geométricas da fresa. Pode-se chegar ao caso em que uma curva resultante, seja aproximadamente uma reta (figura 2.9) e, desta forma, a força de corte resultante seria constante. Isto se dá quando a largura da peça for igual a um múltiplo inteiro do passo da fresa [FERRARESI et al, 1972].

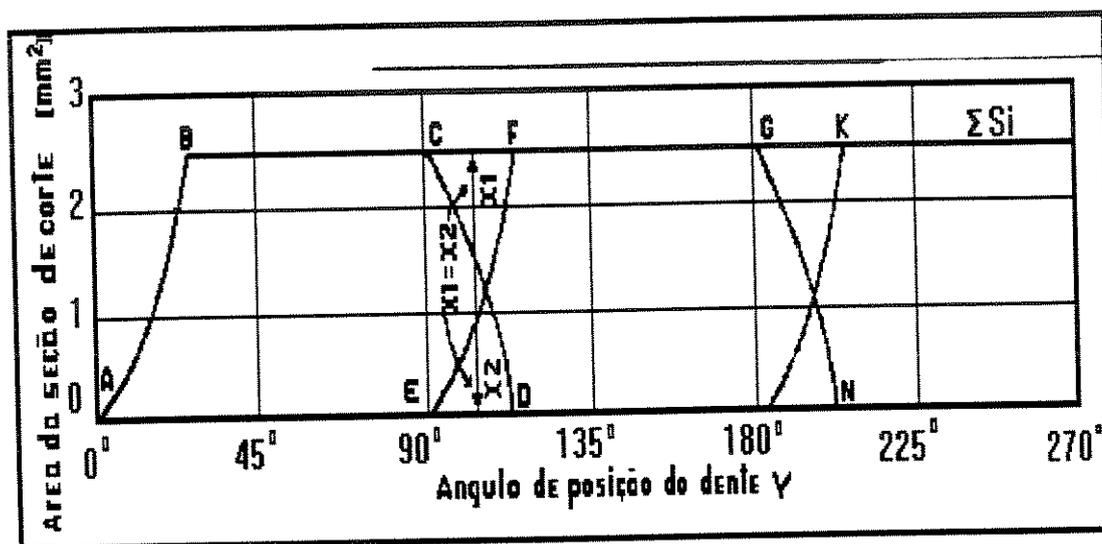


Figura 2.9 - Variação da seção do cavaco no fresamento com fresas helicoidais escolhendo-se convenientemente as condições de usinagem (FERRARESI et al, 1972).

Pode-se concluir que nas fresas cilíndricas de dentes helicoidais, em iguais condições de usinagem, a força de corte máxima, como também a sua oscilação, é bem menor que nas fresas cilíndricas de dentes retos. Por esta razão emprega-se, sempre que possível, fresas cilíndricas de dentes helicoidais. Porém, a força de corte média resultante, que em geral é utilizada para o cálculo da potência média de corte e, portanto, para o dimensionamento da potência necessária da máquina, tem seu valor aumentado, pois a oscilação da força máxima é menor e a força média se aproxima da força máxima. Além disto, em fresas com dentes inclinados aparece uma componente da força de usinagem na direção axial, exigindo-se que o eixo-árvore da máquina seja dimensionado para resistir a este tipo de solicitação. Assim, recomenda-se que o ângulo de inclinação dos dentes de uma fresa tangencial nunca ultrapasse 45° .

2.2.1.1. - Fresamento tangencial discordante.

Para o fresamento tangencial discordante, tem-se que a espessura de corte h , aumenta progressivamente de zero até um valor máximo, (figura 2.4a). Inicialmente há um grande atrito entre a ferramenta e a peça. Quando a pressão da aresta atinge um valor capaz de vencer a tensão de ruptura do material da peça, a ferramenta penetra na peça e, com os movimentos de usinagem, retira uma porção de cavaco em forma de vírgula do material. Assim, no início da operação de cada dente, uma força vertical empurra a peça contra a mesa da fresadora,

enquanto que no fim da operação de um dente, a aresta cortante tende a arrancar a peça da mesa. Esta alternância da componente vertical da força de usinagem, produz vibrações indesejáveis, que prejudicam o acabamento superficial e a tolerância da peça fresada [FERRARESI et al, 1972]. Estas vibrações podem ser reduzidas com a utilização de mais de um dente simultaneamente no corte, mas nunca eliminadas. Isto conduz a acabamentos superficiais ruins neste tipo de fresamento.

2.2.1.2. - Fresamento tangencial concordante.

Para o fresamento tangencial concordante, os problemas causados pela alternância da força vertical não aparecem, já que a componente vertical da força de usinagem sempre tem o mesmo sentido, isto é, sempre empurra a peça em direção à mesa. Porém, ainda existem inconvenientes. Como pode ser visto na figura 2.4b, a aresta de corte ao penetrar na peça, o faz com h máximo e prossegue o corte até atingir um valor de h igual a zero. Por isso, nas peças que apresentam uma camada superficial endurecida (como crosta de fundição ou forjamento, por exemplo), o contato inicial da aresta cortante que se dá em condições desfavoráveis, diminui a vida da ferramenta.

Outro inconveniente é que a componente horizontal da força de usinagem, possui o mesmo sentido de avanço da mesa. A porca do sistema fuso-porca da máquina (que está presa à mesa), para poder fazer a mesa andar em um sentido, tem de fazer força no fuso em sentido oposto (figura 2.10). Esta força, portanto, também está no sentido oposto da força horizontal de usinagem, que tem módulo variável, devido à variação da espessura de corte, o que pode também gerar vibração. Este inconveniente pode ser corrigido diminuindo-se as folgas entre fuso e porca [FERRARESI et al, 1972], ou utilizando-se de fusos de esferas recirculantes, onde praticamente não existe folga e todo o contato entre fuso e porca é feito através da esferas [DINIZ, 1992].

O fresamento concordante exige que três importantes condições sejam satisfeitas. O avanço da mesa deve ser totalmente isento de qualquer folga. Deve-se ter também uma relação entre quantidade de arestas cortantes e profundidade de penetração, de maneira a sempre haver duas arestas simultaneamente no corte. Além disso, é necessário que a peça não possua camada superficial endurecida.

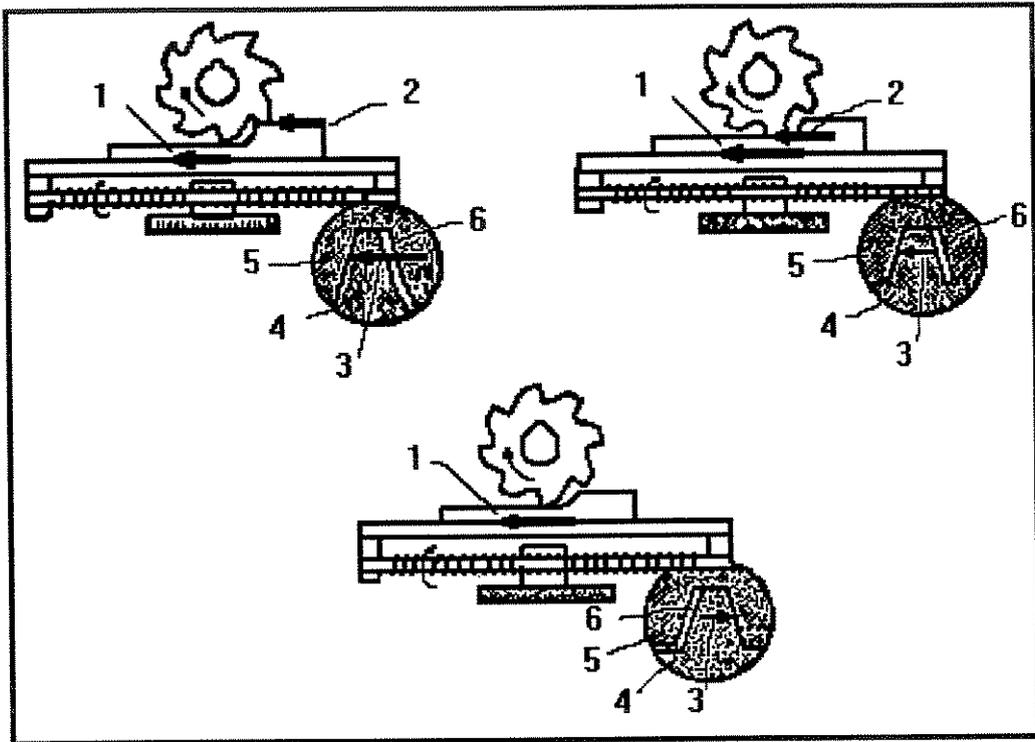


Figura 2.10 - Forças desenvolvidas no fresamento concordante: 1) sentido do deslocamento da mesa; 2) módulo e sentido da força de avanço; 3) sentido da força que atua no fuso; 4) fuso de acionamento; 5) porca; 6) folga entre os filetes da porca e do fuso (FERRARESI et al, 1972).

Se estas três condições podem ser satisfeitas, o fresamento concordante é muitas vezes mais vantajoso que o discordante [SANDVIK, 1989]. Em outras palavras, a eliminação das folgas do sistema fuso-porca, praticamente elimina as vibrações induzidas pelo processo de fresamento concordante, o que não acontece no fresamento discordante. Assim, sempre que a máquina-ferramenta estiver em boas condições com relação a este aspecto, o fresamento concordante gera um melhor acabamento superficial que o discordante.

2.2.1.3. - Forma de cavaco produzido no fresamento tangencial

Cada dente da fresa retira cavaco em forma de vírgula, cujas seções transversais são limitadas por dois arcos. Para o fresamento tangencial concordante (figura 2.11a), a camada retirada do material também tem a espessura de corte variável, porém em ordem inversa: a espessura máxima é onde o dente inicia a operação de corte, penetrando no material, no ponto

B e a espessura mínima é onde o dente sai do material , no ponto A. Para o fresamento tangencial discordante, a camada retirada do material tem a espessura de corte variável: a espessura mínima é no ponto A, onde o dente da fresa penetra no material e a espessura máxima é no ponto B, onde o dente sai do material (figura 2.11b) [FERRARESI et al, 1972].

Para ambos os fresamentos tangenciais, concordante ou discordante, conforme figura 2.12, pode-se definir o ângulo de contato do dente com a peça, ψ , que varia de 0 (zero) ao valor máximo ψ_0 , onde:

$$\cos \psi_0 = (D - 2a_e) / D \quad (2.1)$$

ou

$$\cos \psi_0 = 1 - (2a_e / D) \quad (2.2)$$

Assim, para se ter mais de um dente simultaneamente no corte, basta ter-se uma fresa com ângulo entre dentes menor que ψ_0 .

A espessura de corte, representada por h , é medida sempre numa direção radial, e é dada por:

$$h_{\max} = f_z \cdot \text{sen } \psi_0 \quad (2.3)$$

ou

$$h_{\max} = f_z \cdot 2 [a_e / D - (a_e / D)^2]^{1/2} \quad (2.4)$$

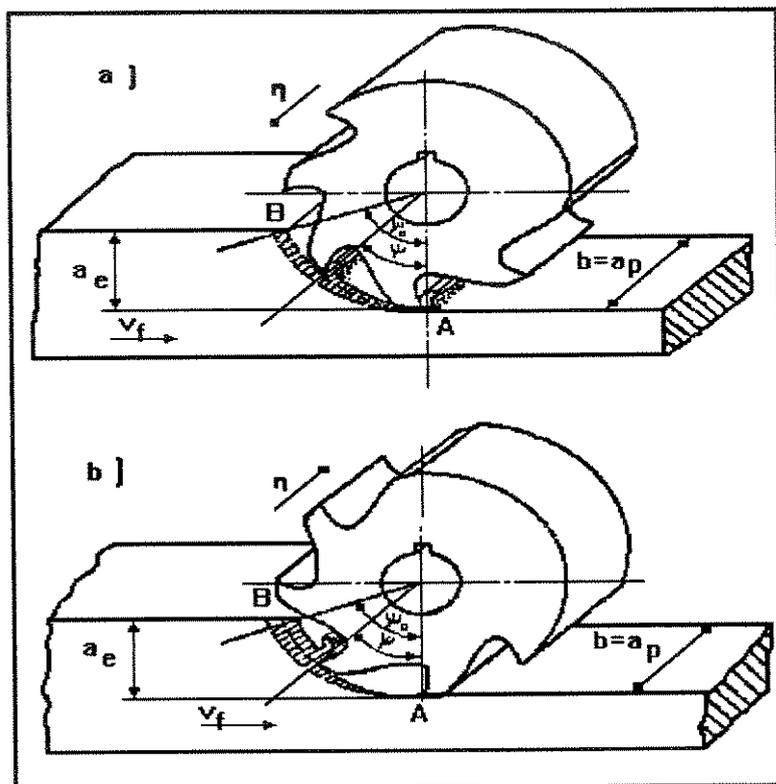


Figura 2.11 - Forma do cavaco no fresamento tangencial. a) concordante (FERRARESI et al, 1972).

b) discordante

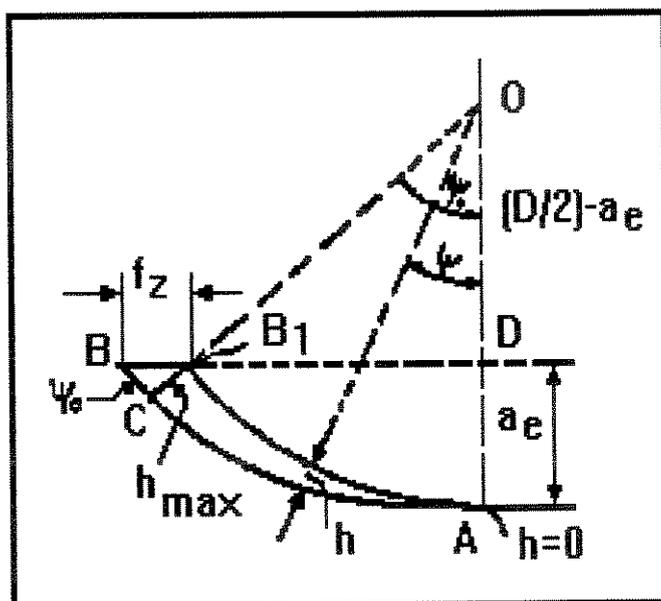


Figura 2.12 - Seção transversal do cavaco no fresamento tangencial (FERRARESI et al, 1972).

2.2.2. FRESAMENTO FRONTAL COM FRESAS DE FACEAR

O fresamento frontal é a operação de corte, na qual os dentes ativos (arestas cortantes) estão na superfície frontal da ferramenta, sendo o eixo da fresa neste caso, perpendicular à superfície gerada. O fresamento frontal pode ser executado com fresas de topo, com haste (figura 2.3c), ou com fresas de facear (figura 2.3b).

As hastes das fresas de topo são montadas diretamente no cone interno do fuso ou num mandril, que por seu turno é fixado no cone da máquina. A fixação direta da fresa, sem o mandril, aumenta a rigidez da fixação. Existem diversas formas de mandris, sendo os mais comuns os de pinças de fixação cilíndrica, mandril para haste rosqueada e mandril weldon com parafuso lateral de fixação (SANDVIK, 1989). Conseqüentemente, existem diversas formas de haste que apresentam vantagens e desvantagens, sendo que a haste a ser escolhida depende de cada tipo de usinagem e máquina.

2.2.2.1. Tipos de fresamento frontal com fresas de facear.

FERRARESI et al (1972), classifica o fresamento frontal em fresamento frontal simétrico, quando o deslocamento do eixo da fresa se faz sobre o eixo de simetria da peça em usinagem e fresamento frontal assimétrico, quando o corte não se dá sobre o eixo de simetria da peça em usinagem (figura 2.13).

O ângulo de contato do dente " ψ_0 ", é formado pelos raios traçados do centro da fresa aos pontos onde o dente penetra e sai do material em usinagem. São os pontos onde o dente inicia e termina sua operação de corte durante uma rotação completa da fresa.

Quando se tem o diâmetro da fresa maior que a largura da peça e vai se usinar toda a largura da peça em uma só passada, o posicionamento central da fresa em relação à peça em usinagem (fresamento simétrico), resulta em um menor contato da aresta com a peça (quando comparado com o fresamento assimétrico, utilizando fresa e peça com as mesmas dimensões) e, portanto, poderá resultar numa maior vida da ferramenta (DINIZ, 1992).

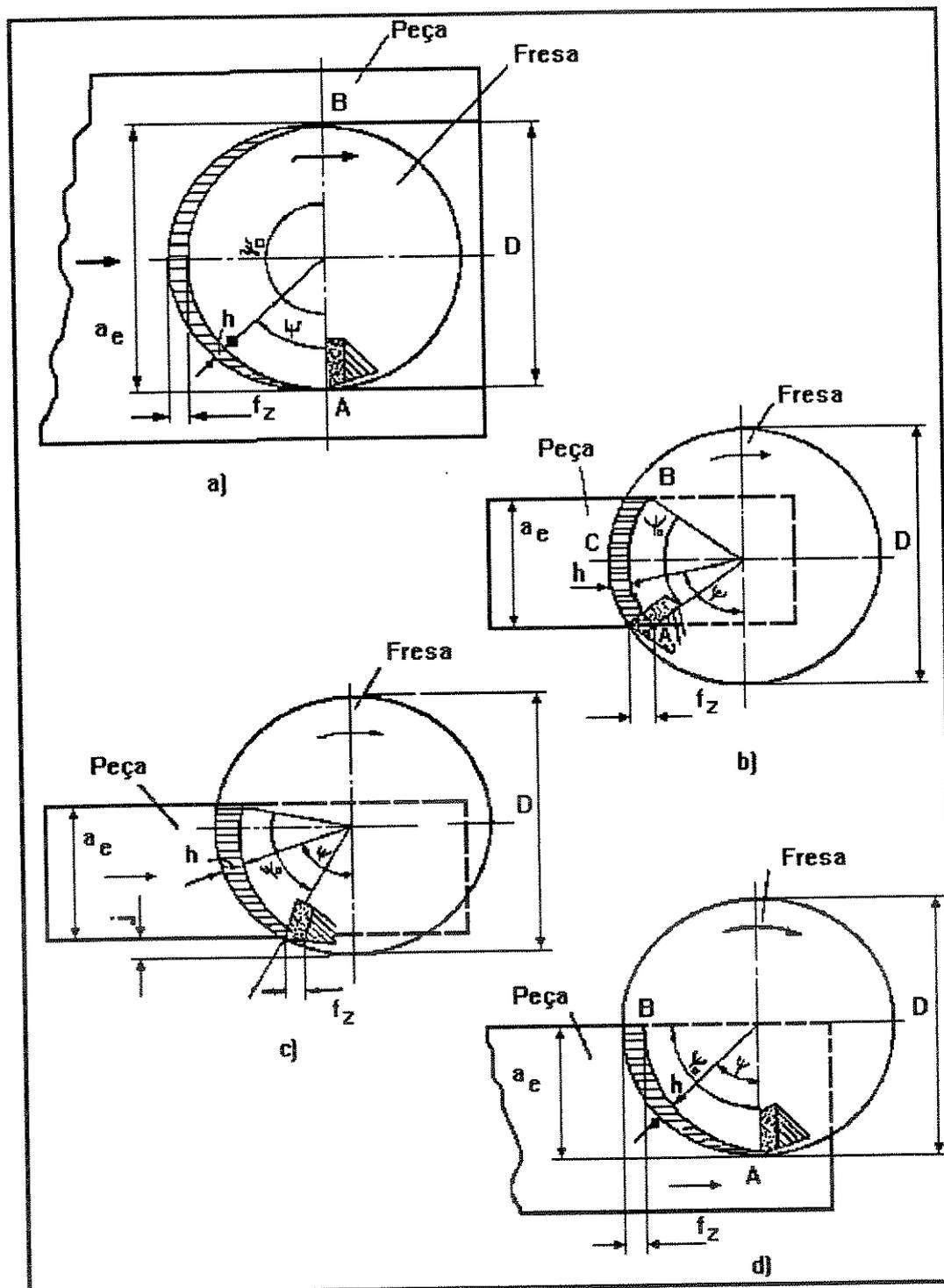


Figura 2.13 - Fresamento frontal. a) simétrico de rasgo; b) simétrico comum; c) assimétrico mostrando a dimensão “j”; d) assimétrico (FERRARESI et al, 1972).

Comparando-se o ângulo de contato do dente “ ψ_0 ”, entre o fresamento frontal simétrico comum (figura 2.13b) e o fresamento frontal assimétrico (figura 2.13c), tem-se:

$$\psi_{0 \text{ sim}} = 2 \cdot \arcsen (a_e / D) \quad (2.5)$$

e

$$\psi_{0 \text{ assim}} = \arcsen (1 - 2j / D) + \arcsen [(2a_e + 2j) / D - 1] \quad (2.6)$$

ou seja, para uma fresa com $D = 125 \text{ mm}$ e $a_e = 88,9 \text{ mm}$ (dimensões utilizadas neste trabalho) e tomando-se “j” aproximadamente $0,05 D$, tem-se:

$$\psi_{0 \text{ sim}} = 90,66^{\circ}$$

e

$$\psi_{0 \text{ assim}} = 95,40^{\circ}$$

comprovando-se que, $\psi_{0 \text{ assim}} > \psi_{0 \text{ sim}}$.

Este tipo de fresamento (simétrico) por sua vez, é classificado em fresamento de rasgo (ou canal), quando se tem $a_e = D$, $\psi_0 = 180^{\circ}$ e $h_{\text{max}} = f_z$, e fresamento simétrico comum, quando $a_e < D$, $\text{sen} (\psi_0 / 2) = a_e / D$, $h_{\text{min}} \neq \text{zero}$ e $h_{\text{max}} = f_z$ (figura 2.13a e figura 2.13b respectivamente).

No caso do fresamento frontal simétrico de rasgo, constata-se que a espessura de corte h , varia de zero (onde o dente penetra no material - $\psi_0 = 0$) até f_z , quando $\psi_0 / 2 = 90^{\circ}$ e de f_z até zero, quando $\psi_0 = 180^{\circ}$. Assim a espessura de corte máxima é igual neste caso, ao avanço por dente (f_z) da fresa.

$$h_{\text{max}} = f_z \quad (2.7)$$

No caso do fresamento frontal simétrico comum, a espessura de corte h , para qualquer posição do dente da fresa é determinada através do ângulo ψ , que varia de $\psi = 90^{\circ} - (\psi_0 / 2)$ até $\psi = 90 + (\psi_0 / 2)$, assim:

$$h = f_z \cdot \text{sen} \psi \quad (2.8)$$

Observa-se na figura 2.13b, que a espessura de corte mínima, h_{\min} , no ponto A, não é igual a zero, e a espessura de corte máxima h_{\max} , é no ponto C, onde $\psi = 90^\circ$ e:

$$h_{\max} = f_z \quad (2.9)$$

Para o fresamento frontal assimétrico (o corte não se dá sobre o eixo de simetria da peça em usinagem), tem-se que ele é vantajoso quando o diâmetro da fresa é grande em relação à largura da peça, devido ao fato de que, quando isto acontece neste tipo de fresamento, pode-se ter (dependendo de ψ_0 e do número de dentes da fresa) um maior número de dentes simultaneamente no corte e, também, menor variação da espessura de corte, gerando um corte mais suave (DINIZ, 1992). Para este tipo de fresamento, a espessura de corte h , varia continuamente. Assim de acordo com a figura 2.13d, tem-se:

$$h = f_z \cdot \text{sen } \psi \quad (2.10)$$

$$e \quad h_{\max} = f_z \cdot \text{sen } \psi_0 \quad (2.11)$$

2.2.2.2. Geometria dos dentes da fresa no fresamento frontal

A geometria de um fresamento frontal com fresas de facear (figura 2.14), envolve vários ângulos para definir a posição do inserto, num espaço tridimensional. Os principais ângulos definidos estão mostrados na figura 2.14 e são (SANDVIK, 1994):

χ_r - ângulo de posição

γ_0 - ângulo de saída

γ_f - ângulo de saída radial

γ_p - ângulo de saída axial

λ_s - ângulo de inclinação

O ângulo de posição (χ_r), é medido entre a superfície usinada (plano de trabalho, ABNT NBR 6163) e aquela gerada pela aresta de corte principal (plano de corte, ABNT NBR 6163). Quando $\lambda_s = 0$, temos χ_r igual ao ângulo formado entre a superfície usinada e a aresta

cortante. O ângulo de posição (χ_r), influencia na espessura do cavaco e na direção das forças de corte (SANDVIK, 1989).

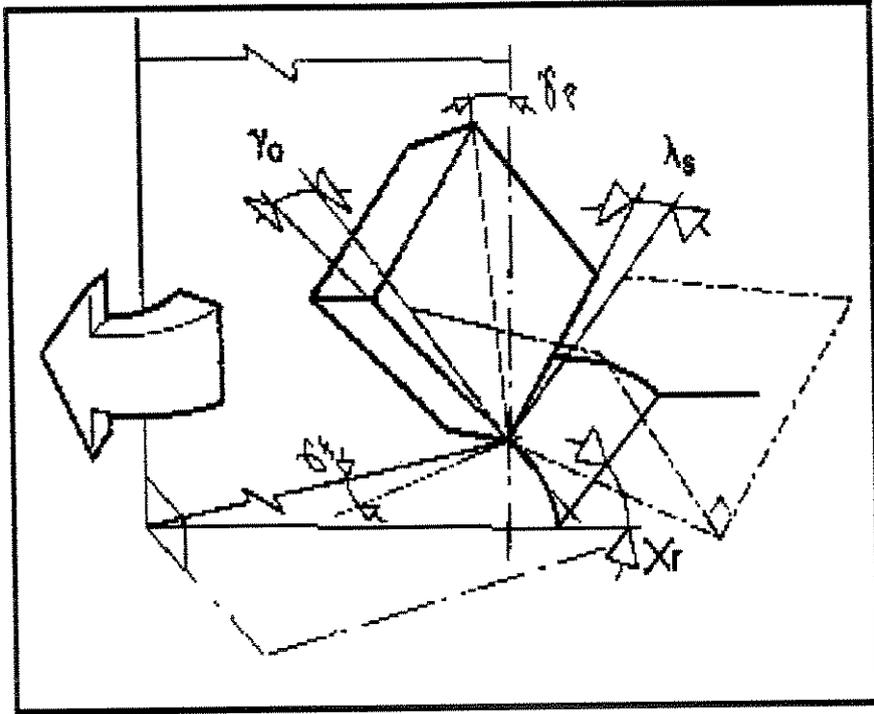


Figura 2.14 - Geometria dos principais ângulos no fresamento frontal (SANDVIK, 1994).

Ângulos de posição normalmente utilizados em fresas de facear são 45° , 60° e 75° . Só se utiliza fresa com $\chi_r = 90^\circ$, quando é necessário fresar um rebaixo com paredes em esquadro, ou seja, 90° (figura 2.15). Se isto não acontece é recomendável usar uma fresa com ângulo de posição menor (figura 2.16).

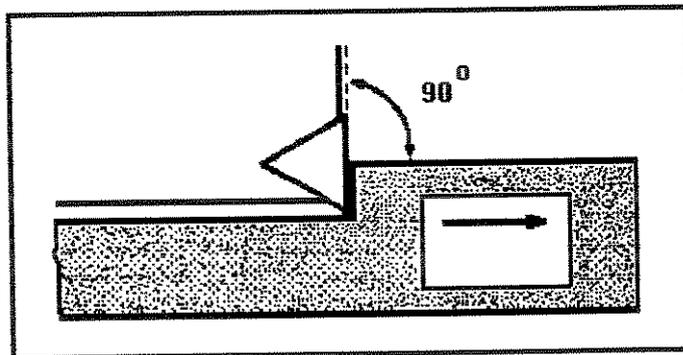


Figura 2.15 - Ângulo de posição $\chi_r = 90^\circ$ para o fresamento frontal com paredes em esquadro (SANDVIK, 1989).

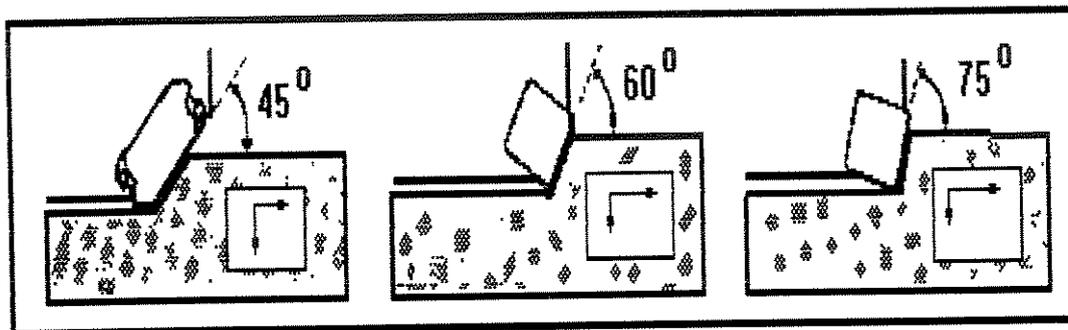


Figura 2.16 - Ângulos de posição χ_r iguais a 45° , 60° e 75° para o fresamento frontal (SANDVIK, 1989).

Isto se deve ao fato que, quanto menor o ângulo de posição (χ_r), melhor é o balanço das forças axial e radial, tornando-se adequado para uma grande variedade de aplicações, em especial para aquelas que envolvem problemas específicos como os de vibrações causadas por excesso de balanço da ferramenta. A desvantagem de se utilizar uma fresa com ângulo de posição muito pequeno (45°), é que esta eleva o consumo de potência da máquina, mas isto pode ser facilmente resolvido com a seleção de um ângulo de saída mais adequado.

O aumento do consumo de potência da máquina, deve-se ao fato que, com a diminuição do ângulo de posição χ_r , aumenta-se o comprimento de corte b e diminui-se a espessura de corte h , com conseqüente aumento da pressão específica de corte.

O ângulo de saída γ_0 , é medido num plano perpendicular à aresta de corte principal (plano ortogonal, ABNT NBR 6163). Os ângulos de saída radial γ_f e axial γ_p , são medidos em planos perpendicular (plano de trabalho, ABNT NBR 6163) e paralelo ao eixo de rotação da fresa respectivamente.

O ângulo de inclinação λ_s , é medido paralelo à aresta principal de corte (plano de corte, ABNT NBR 6163). Juntamente com o ângulo de saída γ_0 , influenciam fortemente na potência necessária para o corte e na saída do cavaco (SANDVIK, 1994).

As fresas frontais de facear, com pastilhas de metal duro, possuem três geometrias diferentes: duplo-negativa, duplo-positiva e positiva-negativa (figura 2.17).

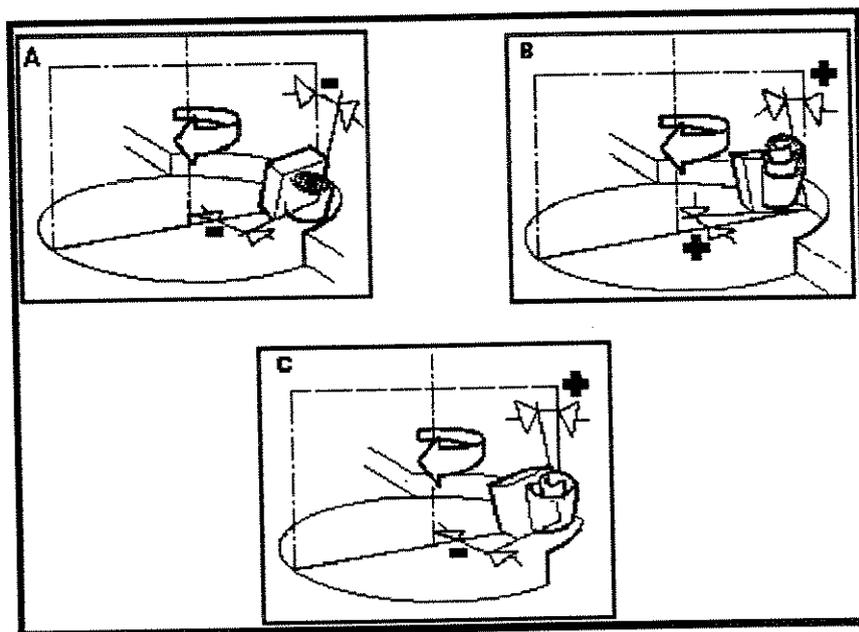


Figura 2.17 - Geometria das fresas frontais de facear: a) duplo negativa; b) duplo positiva; c) positiva-negativa (SANDVIK, 1994).

Na geometria duplo-negativa, os ângulos radial e axial são negativos (figura 2.17a). Nestas fresas as pastilhas podem ser usadas dos dois lados, o que significa uma boa economia e também arestas mais reforçadas. Acontece uma grande deformação do cavaco e, com isto, elevação dos esforços de corte. No corte de materiais que formam cavacos longos, podem aparecer dificuldades com a eliminação dos cavacos que se enrolam em forma de espirais dentro dos bolsões de armazenamento de cavacos. Deve ser usada em condições de trabalho onde se receia a quebra da aresta cortante e no fresamento de materiais com cavaco de ruptura, como por exemplo, o ferro fundido (SANDVIK, 1989), pois nestes materiais a influência dos ângulos negativos nos esforços de corte não é substancial.

Ferramentas com este tipo de geometria, são convenientes para materiais e condições de usinagem envolvendo fortes impactos, aços duros, usinagem de ferro fundido e se a máquina em questão tem pior comportamento axial (SANDVIK, 1994).

Na geometria duplo-positiva, os ângulos radial e axial de saída são positivos (figura 2.17b). Neste tipo de fresa, as pastilhas só podem ser usadas de um lado, portanto são menos econômicas. Os cavacos são menos deformados e, portanto, tem-se esforços de corte mais baixos. Os cavacos são mais finos e têm menor contato com a superfície de saída do que em fresas duplo-negativas. Devem ser usadas na usinagem de materiais moles e/ou sujeitos a encruamentos (não ferrosos, aços inoxidáveis e aços de baixo carbono) onde os esforços de corte são fortemente influenciados pelo ângulo de saída, quando a fresadora tem baixa potência ou quando a máquina e/ou peça tem pouca rigidez (SANDVIK, 1989).

Na geometria positiva-negativa, o ângulo de saída radial é negativo e o ângulo de saída axial é positivo (figura 2.17c). Pode-se obter grandes vantagens em desbaste pesado, porque esta combinação de ângulos gera cavacos helicoidais que se levantam dos bolsões de armazenamento (SANDVIK, 1989). Esta geometria consome mais potência da máquina do que as fresas duplo-positivas e menos que as duplo-negativas. Com esta geometria pode-se ter altas taxas de remoção de cavacos, com altos avanços por dente e grandes profundidades de usinagem, uma vez que o ângulo de saída radial é negativo, dando maior resistência à fresa. A aresta principal de corte e o ângulo axial positivo, facilitam a formação e a saída dos cavacos, puxando-os para fora dos bolsões da fresa em forma de espirais (SANDVIK, 1994).

2.2.2.3. Posicionamento da fresa

A fim de se obter um contato favorável entre a aresta cortante e o material a ser usinado, o centro da fresa deve estar situado dentro da largura a_c da peça.

O posicionamento relativo fresa-peça tem grande influência no resultado da usinagem, sendo que os seguintes fatores devem ser observados (SANDVIK, 1989):

a) Entrada da aresta de corte - cada vez que uma pastilha entra no corte, ela fica sujeita a maiores ou menores impactos, dependendo do material, seção transversal do cavaco e também do tipo de corte. Quando o centro da fresa fica posicionado fora da peça de trabalho, durante a usinagem tem-se um contato mais desfavorável entre a aresta e o material do que quando o centro da fresa fica posicionado sobre a peça (figura 2.18).

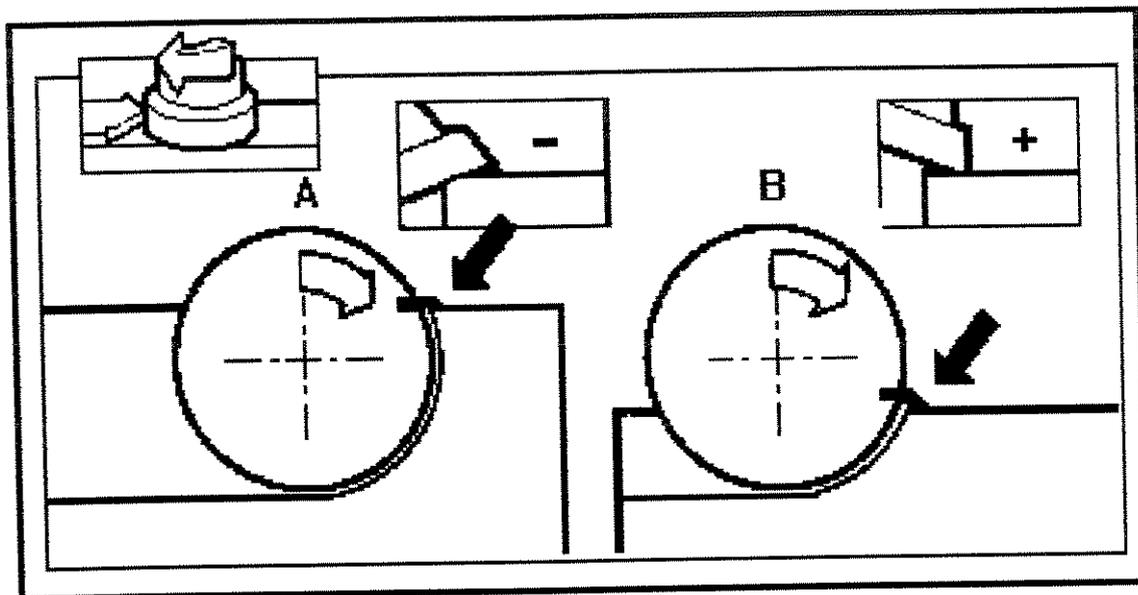


Figura 2.18 - Efeito da posição da aresta cortante da ferramenta na entrada da peça: A) centro da fresa dentro da peça; B) centro da fresa fora da peça (SANDVIK, 1994).

Se o centro da fresa está dentro da peça (figura 2.18a), o contato inicial é mais distante da aresta de corte, onde existe um melhor suporte. O ângulo de entrada é negativo e o corte inicia mais favoravelmente. Considerando o caso do faceamento com o centro da fresa fora da peça (figura 2.18b), a ferramenta inicia o corte desfavoravelmente, ou seja, mais susceptível à quebra. A aresta mais afastada inicia o corte sujeita ao primeiro choque com a peça. O ângulo de entrada é positivo.

b) Saída da aresta do corte - a condição mais prejudicial, é quando a pastilha sai de cada corte se afastando da peça, pois as pastilhas de metal duro são produzidas para resistir a grandes esforços de compressão, os quais ocorrem durante o corte, sendo que na saída da pastilha da peça, acontecem esforços de tração. As consequências são frequentes avarias nas arestas de corte.

O efeito dos vários tipos de saída da aresta cortante da peça, tem sido estudado para estabelecer a posição mais favorável ou desfavorável da fresa em relação à linha externa da peça, quando a aresta cortante deixa a peça (figura 2.19). Ângulo de saída do dente da peça negativo (figura 2.19a) e positivo (figura 2.19c) são mais favoráveis, enquanto a posição de saída do dente sobre a linha externa da peça (figura 2.19b), ou seja, ângulo de saída do dente

igual a zero, é mais desfavorável, colocando tensões na aresta de corte. Esta posição também é desfavorável quanto à vida da ferramenta, conforme mostra a figura 2.20 (SANDVIK, 1994).

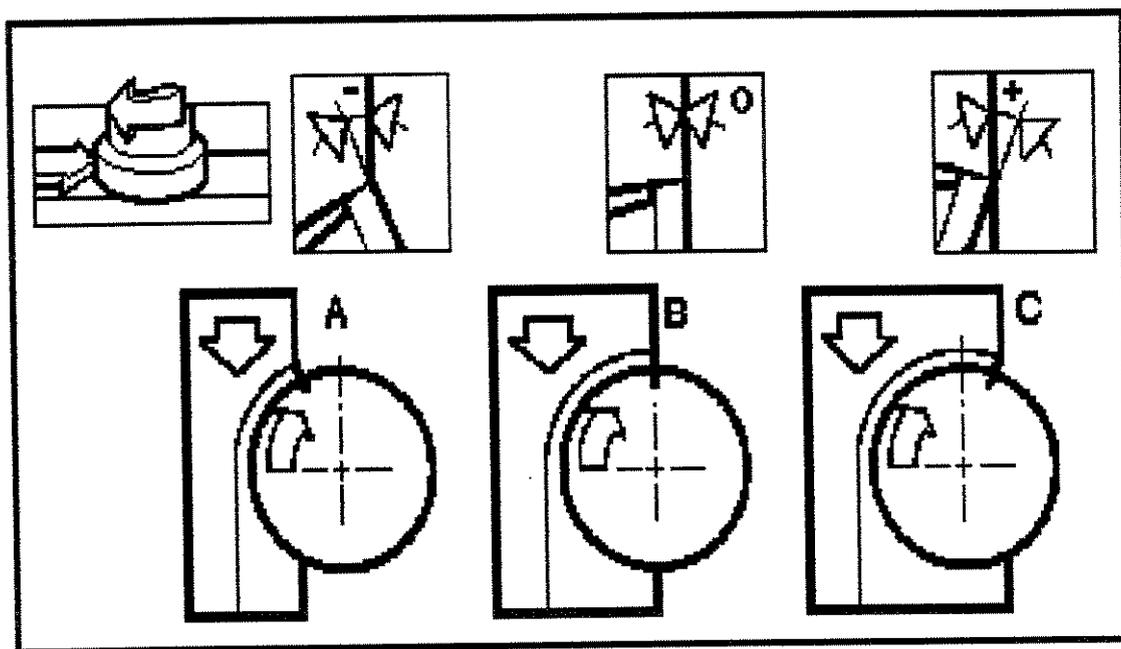


Figura 2.19 - Posição do centro da fresa em relação ao tipo de saída da aresta cortante (SANDVIK, 1994).

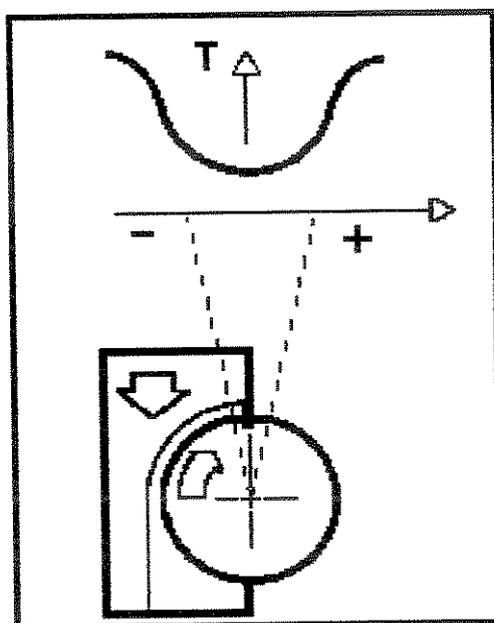


Figura 2.20 - Vida da fresa em relação à posição de saída da aresta cortante da peça (SANDVIK, 1994).

c) Comprimento de corte - o comprimento de corte também depende parcialmente da posição da fresa em relação à peça. A posição central da fresa em relação à peça resulta no menor contato de cada aresta, como já visto no item 2.2.2.1. e, portanto, poderá resultar numa maior vida da ferramenta.

d) Quantidade de arestas simultaneamente no corte - a quantidade das arestas no corte também depende da posição da fresa. Se o diâmetro da fresa for grande em relação à largura da peça, poderá ser vantajoso usar a posição lateral para ter mais arestas simultaneamente no corte e portanto, um corte mais suave.

e) Forças de corte - as resultantes das forças de corte radial podem ter diversas direções, de acordo com a posição da fresa. Pode-se em certos casos, encontrar uma posição mais vantajosa para evitar vibrações, se a peça ou a fixação não são rígidas. Em máquinas mais desgastadas, com jogo no fuso, facilmente poderão aparecer vibrações com a fresa em posição central. As forças de corte resultantes são várias (figura 2.21a), e o fuso terá a tendência de oscilar de um lado para outro. Isto é crítico quando se tem somente um dente no corte. Quando se tem mais de um dente simultaneamente no corte, acontece um balanceamento das forças no fresamento simétrico e as vibrações são eliminadas ou, ao menos atenuadas.

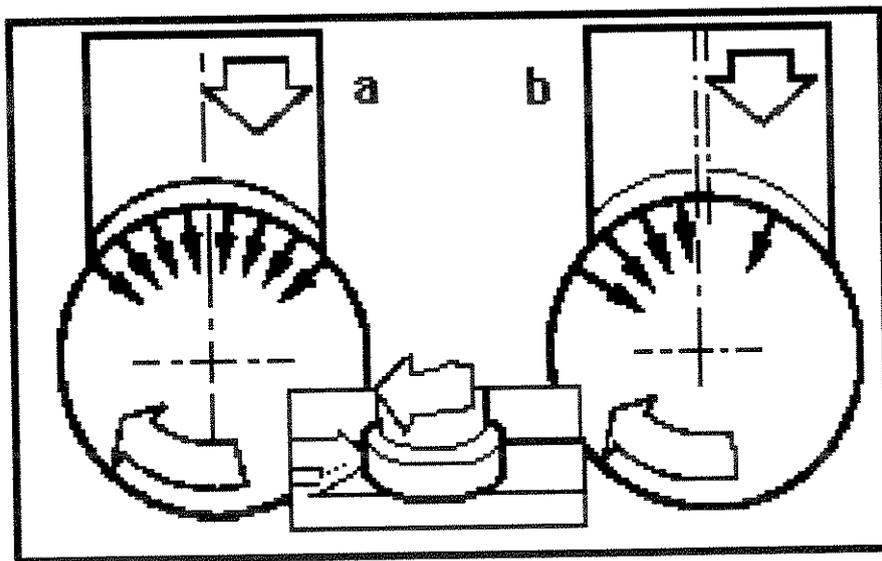


Figura 2.21 - Forças no faceamento: a) centro da fresa na linha de centro da peça, b) centro da fresa fora da linha de centro da peça (SANDVIK, 1994).

O posicionamento conforme a figura 2.21b, resulta numa força de corte mais constante, que manterá o fuso da fresa posicionado em uma só direção. Novamente esta análise só é válida se somente um dente realiza o corte. Outro fator a ser considerado quanto à posição relativa fresa-peça e sua influência nas forças de corte é que para um certo avanço, o posicionamento central da peça resultará na maior espessura média do cavaco. Isto significa pressão específica de corte mais baixa e portanto menor potência necessária na máquina.

2.2.2.4. Choque pastilha-peça

Nas fresas frontais com pastilhas de metal duro, devido à sua sensibilidade aos choques, é necessário que se estude a posição em que a pastilha vai tocar o material quando ela entra no corte em cada rotação. Tal posição de ataque vai depender dos ângulos da ferramenta e da posição relativa da fresa com a peça.

Na figura 2.22 abaixo, estão representados com as letra STUV, os quatro vértices da seção de cavaco no início do corte. Para que a solitação por choque na pastilha seja pequena, é necessário que a pastilha toque o material primeiramente no ponto U, onde a área para resistir ao choque é maior. Torna-se muito prejudicial à pastilha se o choque inicial ocorrer no ponto S, isto é, na sua extremidade. Chama-se tempo de choque, o tempo gasto entre o primeiro contato e o contato completo da pastilha com a seção do cavaco. O tempo de choque deve ser o maior possível, para que o efeito do choque na pastilha, seja pequeno. Para que isto aconteça, toma-se nas fresas frontais a distância de ajustagem “j” (figura 2.23), sendo que as condições mais favoráveis para a penetração do dente no material em usinagem são obtidas quando o afastamento “j” é da ordem de 5% do diâmetro da fresa (FERRARESI et al, 1972), não podendo ser igual a zero, porque isto acarretaria em se ter h igual a zero, o que geraria maiores esforços de atrito e maiores esforços para rompimento da tensão superficial na entrada do dente no corte (SANDVIK, 1994).

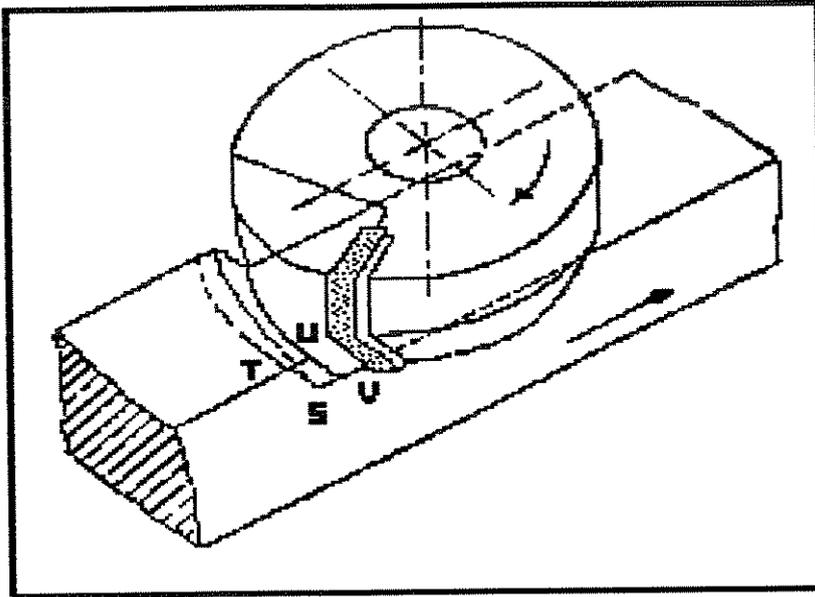


Figura 2.22 - Representação esquemática da posição de ataque da pastilha de metal duro (FERRARESI et al, 1972).

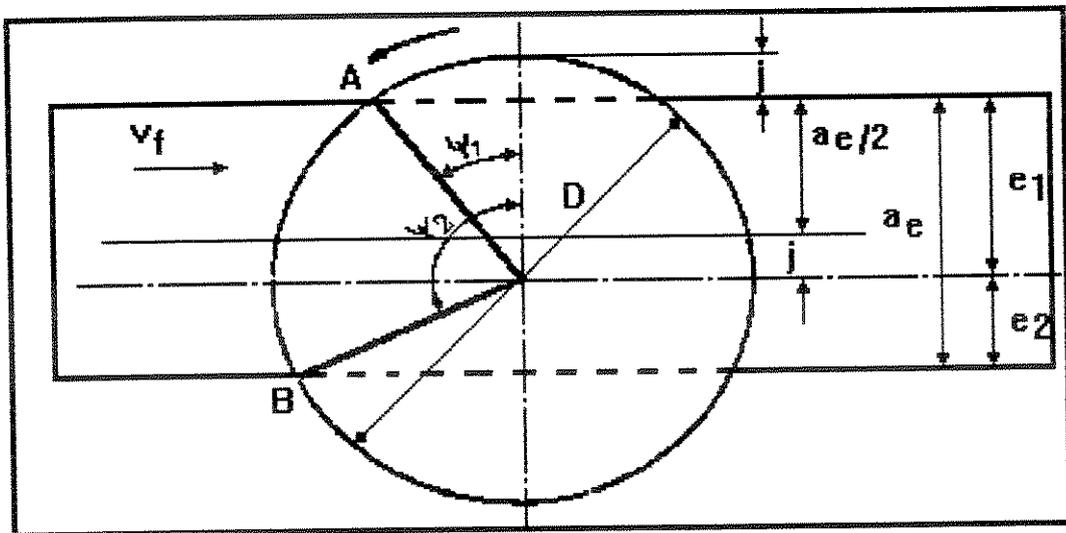


Figura 2.23 - Posição de uma fresa frontal em relação à peça, mostrando a distância de ajustagem "j" (FERRARESI et al, 1972).

2.2.2.5. Tamanho da fresa em relação à peça

O diâmetro da fresa de facear afeta a potência necessária para o corte, a posição relativa da ferramenta com a peça, a posição da aresta cortante na entrada e saída do corte e

pode afetar também o acabamento superficial. A regra geral é selecionar o diâmetro da fresa, 20 a 50% maior que a largura de corte (SANDVIK, 1994).

Se a potência da máquina é limitada, é aconselhável usar uma fresa de pequeno diâmetro, fazendo o corte em várias passadas, com profundidade de usinagem máxima. Limitação de potência, por outro lado, levará a taxas de avanço por dente e profundidade de usinagem desfavoráveis. Entradas e saídas incorretas, podem levar a pequenas vidas de ferramentas e segurança insatisfatória da aresta de corte. A figura 2.24, mostra situações vantajosas e desvantajosas para o faceamento, marcadas respectivamente pelos sinais positivo e negativo (SANDVIK, 1994).

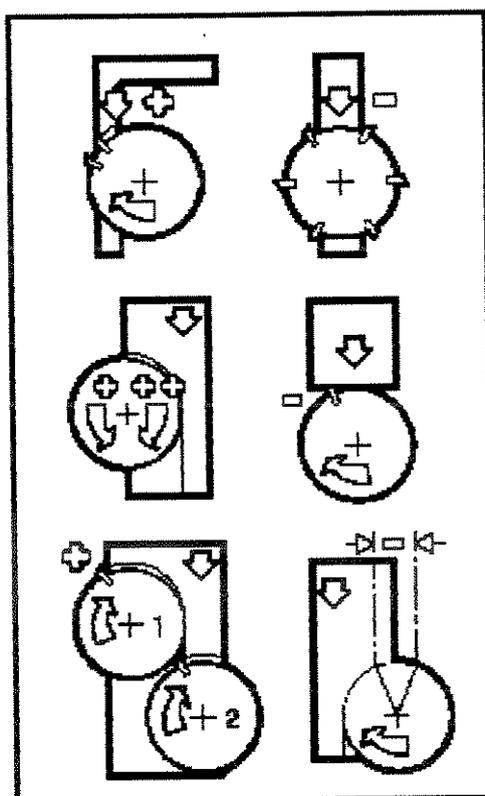


Figura 2.24 - Posições vantajosas (sinal +) e desvantajosas (sinal -) para o faceamento (SANDVIK, 1994).

2.2.2.6. Materiais para fresas

O processo de usinagem que utiliza como ferramenta um material mais duro que a peça, é a operação mais comum entre os processos de fabricação existentes. Baseado no

princípio da dureza relativa, é óbvio que o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribuem para o aparecimento de ferramentas mais resistentes para as operações de usinagem. Por outro lado, a usinagem de materiais frágeis e/ou operações de cortes interrompidos (como o caso do fresamento, por exemplo) requerem materiais de ferramentas com suficiente tenacidade para suportarem os choques e os impactos inerentes a tais processos.

Como dureza e tenacidade são duas propriedades opostas (em uma análise superficial, alta dureza significa baixa tenacidade e vice-versa), o balanço destas propriedades nos materiais de ferramentas de corte se tornou um desafio dos fabricantes. Por isso, hoje se pode encontrar no mercado, grande número destas ferramentas com invejáveis características de tenacidade e dureza, o que foi conseguido graças à produção de ferramentas com diferentes composições químicas, tamanho de grãos finos e total controle dos processos de fabricação e tratamento térmico, o que lhes confere um grau de pureza e qualidade excepcional.

Não se encontra todas as qualidades desejadas para uma fresa, em um único material. Decorre disto que para cada caso é necessário selecionar o material mais adequado, muito embora sejam deixados para segundo plano, alguns aspectos também influentes na vida da ferramenta. O resultado destas considerações é que existe uma variedade muito grande de materiais para fresas.

Apesar desta grande diversidade de materiais empregados em ferramentas de corte, de maneira geral para os fresamentos, são empregados basicamente os seguintes materiais: para fresas de pequeno diâmetro usa-se o aço rápido, o aço rápido recoberto ou o coronite e para fresas de grandes diâmetros usa-se o metal duro, o metal duro recoberto (usados neste trabalho) ou o cerâmico. Atualmente, com o surgimento de máquinas com alta rotação no eixo árvore, o metal duro também começa a ser utilizado em fresas de pequeno diâmetro (< 20 mm).

Aços rápidos - são usados principalmente em fresas cossinetes, fresas de perfil ou fresas cuja velocidade de corte conseguida é inferior à velocidade econômica de corte dos materiais mais resistentes.

Aços rápidos recobertos - são próprios para a utilização em alguns tipos de fresas onde a aplicação de materiais para fresamento, mais resistentes ao desgaste que o aço rápido, como o metal duro ou materiais cerâmicos é muito restrita, devido à forma e dimensão destas ferramentas e às condições das operações de usinagem que empregam. O revestimento consiste na aplicação de uma camada de cobertura de um material mais resistente ao desgaste, como o nitreto de titânio (mais usado) ou o carbonitreto de titânio. Este revestimento é realizado através do processo PVD - Physical Vapour Deposition (BYRNE, 1991), que é realizado em temperaturas na faixa de 450^o a 500^o C, temperatura esta que não prejudica o tratamento térmico já realizado nos aços rápidos. O PVD é realizado numa câmara de alto vácuo com a presença de um gás inerte, o argônio.

Coronite - é um novo material para ferramentas de corte, combinando a tenacidade do aço rápido com a resistência ao desgaste do metal duro. Esta propriedade permite ao coronite usinar mais rápido que outras ferramentas similares nesta faixa, com melhoria na vida da ferramenta e acabamento superficial. Ele é um material para ferramenta de corte principalmente desenvolvido para usinagem de aço, mas com grande performance também em usinagem de titânio e várias ligas leves. A chave das propriedades do coronite está presente no tipo de grão e com uma técnica avançada para produção e manejo dos pequenos grãos de nitreto de titânio (TiN). Usando tecnologia especial, os pequenos grãos de TiN podem eventualmente serem dispersados na matriz de aço por tratamento térmico, para formar entre 35% a 60% do volume de material. A composição do coronite é de aproximadamente 50 % em volume de grãos extremamente finos de nitreto de titânio, dispersos em uma matriz de aço temperado (OSKARSSON and VON HOLST, 1989).

Metal duro - a grande aplicação destes materiais, fabricados pelo processo de sinterização (metalurgia do pó), feito de partículas duras finamente divididas em carbonetos de metais refratários, sinterizados com um ou mais metais do grupo do ferro (ferro, níquel ou cobalto), se deve ao fato deles possuírem a combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica e tenacidade em altos níveis. As partículas duras são carbonetos de tungstênio, usualmente em combinação com menores quantidades de outros carbonetos, como carbonetos de titânio, tântalo e nióbio. O metal aglomerante é, na maioria dos casos, o cobalto.

Os diversos tipos de metal duro são classificados pela norma ISO, em três grupos designados pelas letras P, M e K. Existe ainda uma subdivisão dentro de cada um destes grupos usando números. Assim, existem os sub-grupos P01 a P50, M01 a M40 e K01 a K40.

A figura 2.25, apresenta a subdivisão dos referidos grupos apresentados acima, mostrando a tendência de variação das características de dureza, resistência ao desgaste e tenacidade.

DESIGNAÇÃO ISO	DUREZA E RESIST. AO DESGASTE	TENACIDADE
P 01 P 10 P 20 P 25 P 30 P 40 P 50	↑	↓
M 10 M 20 M 30 M 40	↑	↓
K 01 K 05 K 10 K 20 K 30 K 40	↑	↓

Figura 2.25 - Classificação dos tipos de metal duro, segundo a norma ISO (FERRARESI, 1977).

O grupo P é constituído de metais duros de elevado teor de $TiC + TaC$, que lhe confere uma elevada dureza a quente e resistência ao desgaste por abrasão. É indicado para usinagem de materiais que produzem cavacos contínuos (aços, alumínio, materiais dúteis em geral) que, por formarem uma área de atrito bastante grande com a superfície de saída da ferramenta, desenvolvem uma alta temperatura de corte e tendência a desgastar bastante a ferramenta.

O grupo K é constituído de metais duros com determinado teor de cobalto, possuindo somente um tipo de carboneto, o WC, o que lhes confere uma elevada tenacidade. Assim, os

metais duros desta classe são indicados para a usinagem de materiais frágeis que formam cavacos curtos (ferro fundido e latões) que não atritam muito com a superfície de saída da ferramenta, pois ao sofrerem uma pequena deformação, já se rompem e pulam fora da região de corte e, portanto, não requerem alta resistência ao desgaste de cratera (desgaste difusivo).

O grupo M é um grupo com propriedades intermediárias, sendo destinado a ferramentas com aplicações múltiplas.

Metal duro com cobertura - as pastilhas de metal duro com cobertura estão encontrando uma grande aplicação nos processos de usinagem atualmente. Os recobrimentos utilizados são o carboneto de titânio e/ou óxido de alumínio e nitreto de titânio. A finalidade principal destas camadas é aumentar a resistência ao desgaste da camada superior que entra em contato com o cavaco e com a peça, sendo que o núcleo da pastilha permanece com a tenacidade característica do metal duro.

Estas pastilhas podem ter uma ou até três camadas de revestimentos. Geralmente a primeira camada, logo acima do núcleo é o carboneto de titânio, que algumas vezes é a única camada de cobertura. As pastilhas com duas camadas de cobertura têm uma camada de óxido de alumínio sobre a camada de carboneto de titânio e as pastilhas com três camadas, têm ainda uma camada de nitreto de titânio por cima das duas. Estas camadas são aplicadas utilizando-se do processo de CVD (Chemical Vapour Deposition).

As principais características e finalidades de cada uma destas camadas são as seguintes (DINIZ, 1992):

- o carboneto de titânio possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de funcionar como elemento que promove a adesão das camadas de cobertura com o metal duro do núcleo, já que nem o óxido de alumínio nem o nitreto de titânio têm muita afinidade físico-química com o metal duro, afim de se conseguir uma forte adesão com o núcleo. Por isto, ou é a única camada de cobertura, ou é a camada que está por baixo das outras. Sua dureza é bem mais elevada que a do metal duro, que dureza da ordem de 1800 HV.

- o óxido de alumínio garante a estabilidade térmica necessária em temperaturas elevadas, devido ao fato de ser um material cerâmico refratário e também possui alta resistência ao desgaste por abrasão além de alta resistência a ataques químicos e à oxidação. Por outro lado apresenta pequena resistência a choques térmicos e mecânicos.
- o nitreto de titânio reduz o coeficiente de atrito entre a pastilha e o cavaco. É quimicamente mais estável que o TiC, ou seja, tem menos tendência à difusão com aços. A espessura da camada é entre 5 a 7 μm .

As pastilhas de metal duro em fresamento frontal têm boa aplicação e utilização em fresamento de acabamento como também em fresamento de desbaste.

Material cerâmico - a literatura cita a utilização das cerâmicas como ferramentas de corte desde o princípio do século, mas somente nos fins dos anos 50 as pastilhas à base de alumina entraram no mercado e somente passaram a ser um grupo de ferramentas competitivo, com uma porcentagem não desprezível de mercado de ferramentas de corte, na década de 80.

O que limitava a utilização das ferramentas cerâmicas no passado, era a fragilidade que elas apresentavam. Atualmente, com a introdução no mercado das cerâmicas mistas, das cerâmicas reforçadas com SiC (whiskers) e à base de nitreto de silício, elas têm aplicações nos cortes interrompidos, como por exemplo, nos fresamentos de ferro fundido, com altíssimas velocidades de corte e avanços. Isto é possível porque o grau de tenacidade relativa conseguido nestas pastilhas é algo excepcional (MACHADO, 1994).

As ferramentas cerâmicas podem ser classificadas em três grupos, como se segue (DINIZ, 1992):

- à base de óxido de alumínio (Al_2O_3 - alumina): são as cerâmicas brancas, cerâmicas mistas (com TiC ou TiN) e alumina reforçada com whiskers.
- à base de nitreto de silício (Si_3N_4): são cristais de Si_3N_4 , com uma fase intergranular de SiO_2 que são sinterizados na presença da alumina (sialon) e/ou óxido de ítrio (Y_2O_3) e manganês (MgO).

- cermets, recebem este nome pois contém uma fase cerâmica e uma fase metálica. Seus principais componentes são o TiC, TiN, MoC e geralmente o Ni como elemento de ligação. Trata-se de um grupo considerado intermediário entre os metais duros e os materiais cerâmicos, tendo aplicação principalmente no superacabamento dos aços, com altas velocidades de corte e baixos avanços. As principais características deste material são a alta dureza a elevadas temperaturas e a grande estabilidade química, com pouca tendência à difusão.

2.2.2.7. Desgaste da fresa

Na usinagem dos metais pelos processos convencionais de usinagem, existem duas causas determinantes para a substituição da ferramenta de corte:

a) Ocorrência de uma avaria (lascamento, quebra ou trincamento) - No corte contínuo (torneamento) de materiais não endurecidos, é muito raro esta ocorrência, a não ser que as condições de corte usadas estejam acima das condições máximas recomendadas para cada tipo de ferramenta, ou a geometria escolhida é imprópria, ou mais raro ainda, quando a ferramenta de corte já vem com defeito de fabricação. As avarias são mais comuns no corte interrompido (fresamento), devido aos choques mecânicos e térmicos que ocorrem nestes processos.

b) O desgaste atinge proporções elevadas e pode comprometer o bom andamento do processo. Este desgaste acontece de forma progressiva e pode se desenvolver por diferentes mecanismos. O desgaste acontece tanto na superfície de folga (desgaste de flanco e de entalhe), como na superfície de saída das ferramentas (desgaste de cratera), em cortes contínuos ou interrompidos.

Avarias nas fresas

No processo de fresamento as ferramentas de corte (fresas) são frequentemente rejeitadas por lascamento, trincamento ou quebras. Nesta operação de usinagem o desenvolvimento de desgaste uniforme, nas superfícies de folga ou saída, prevalecerá apenas se a ferramenta possuir tenacidade suficiente para resistir aos choques mecânicos e térmicos

inerentes a este processo. Isto é, além dos diversos fenômenos causadores do desgaste da ferramenta como abrasão, difusão, aderência, etc., tem-se também a variação térmica e mecânica referente ao processo de fresamento, que facilita a avaria da ferramenta e, portanto, o atingimento do fim de sua vida.

A formação da aresta postiça de corte, que é possível de acontecer em processos de torneamento, é muito raro no fresamento, pois, devido à interrupção do corte de cada aresta, não existe tempo para tal tipo de aresta se consolidar (DINIZ, 1992).

No corte interrompido (fresamento), uma aresta de corte pode sofrer avarias na entrada, no meio ou na saída do corte, durante um ciclo (ou revolução) da ferramenta.

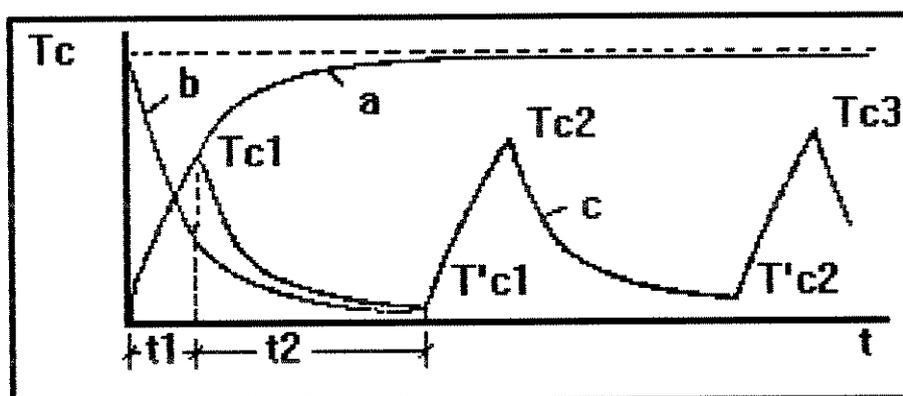


Figura 2.26 - Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (PALMAI, 1987).

As temperaturas de corte num corte interrompido flutuam ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo da aresta de corte e diminuindo durante o tempo inativo. Autores como BATHIA (1986), WANG (1969) e PALMAI (1987), fizeram investigações sobre as condições térmicas das ferramentas de corte utilizadas em cortes interrompidos. A variação cíclica desta temperatura é mostrada na figura 2.26.

Nesta figura a curva a representa a usinagem num processo de corte contínuo, onde a temperatura de corte (T_c) cresce até atingir a estabilização e depois volta à temperatura inicial (curva b) no final do processo. A curva c representa a variação da temperatura de corte (T_c) num corte interrompido (fresamento), sendo que a temperatura cresce até um valor T_{c1}

durante o tempo ativo do corte (t_1) e depois cai até o valor T'_{c1} durante o tempo inativo de corte (t_2) e assim sucessivamente para os valores T_{c2} , T'_{c2} , T_{c3} , etc.

Os resultados destas investigações mostraram que a distribuição de temperatura depende das condições de corte (principalmente da velocidade de corte, avanço e da relação entre o tempo ativo e inativo de um ciclo), do material da ferramenta de corte e do material da peça, pois estes fatores irão alterar o ciclo (tempo ativo/tempo anativo) do processo e a velocidade de aquecimento e resfriamento da aresta cortante.

A variação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta leva a uma modificação, também cíclica, da distribuição de tensão na região de corte da ferramenta (FERRARESI, 1977), conforme figura 2.27, o que pode provocar a formação de trincas térmicas. Isto é explicado da seguinte maneira: a figura 2.27a apresenta a curva de distribuição de temperatura em relação à profundidade “x”, a partir do ponto de contato cavaco-ferramenta. A camada superficial, a uma temperatura bastante alta, se dilata. Porém, as camadas subsequentes a temperaturas inferiores, terão uma dilatação bem menor. Como consequência, tais camadas impedirão o processamento de uma dilatação muito maior na camada superficial. Desta forma origina-se na camada superficial (camada de contato cavaco-ferramenta) tensões de compressão (figura 2.27b). Em consequência disto, haverá a determinada distância “x” da superfície de contato, tensões de tração. Num instante de tempo seguinte, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada de contato (devido ao tempo inativo), essa camada estará submetida à tração, enquanto que as camadas subsequentes passarão a ser solicitadas à compressão (figuras 2.27c e 2.27d).

Nas ferramentas de metal duro, a flutuação cíclica dos esforços mecânicos que, como já visto, também acontece no fresamento, provoca o aparecimento de trincas por fadiga. Estes dois tipos de trincas, de origem térmica e de origem mecânica, levam ao desenvolvimento do que se conhece por “sulcos em forma de pentes” (combracks), ilustrado na figura 2.28. Diminuindo-se a espessura de corte, as variações térmicas e mecânicas diminuem e, com isto, se evita ou se minimiza a formação dos sulcos em forma de pente (FERRARESI, 1977).

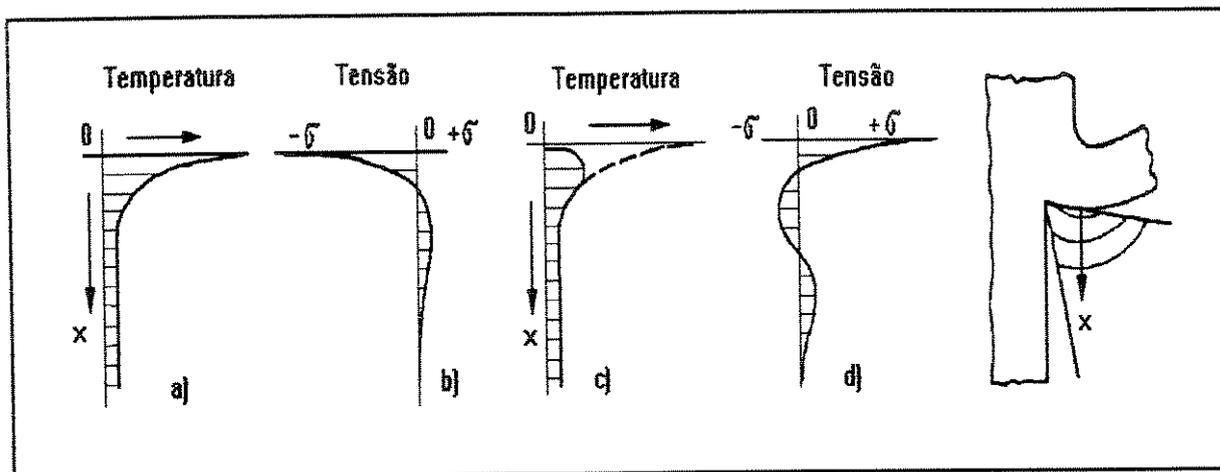


Figura 2.27 - Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro, no corte interrompido (FERRARESI, 1977).

BATHIA (1978) e CHANDRASEKARAM (1985) concluíram que a maior causa de falhas das ferramentas em velocidades de corte elevadas, são as trincas de origem térmica, pois as mesmas estão sujeitas a maiores choques térmicos em função das altas temperaturas. Já à velocidades de corte baixas, as trincas de origem mecânicas são as principais responsáveis pelas falhas nas ferramentas de corte, pois nestes casos prevalecem maiores esforços de cortes e menores temperaturas de corte..

As trincas de origem mecânicas podem ocorrer devido aos choques mecânicos ocorridos durante a entrada da aresta de corte na peça (THE, 1977), ou durante a saída dela da peça (PEKELHARING, 1978 e 1984; VAN LUTTERVELT, 1984). Os problemas de choques mecânicos na entrada podem ainda ser agravados pela tendência de adesão do cavaco na superfície de saída (KABALDIN, 1980).

PEKELHARING (1978) afirma que o lascamento excessivo de ferramentas de metal duro, usadas no fresamento, é devido à problemas durante a saída da aresta de corte da peça. Quando a ferramenta se aproxima da saída da peça, promove uma rotação do plano de cisalhamento primário, tornando-o negativo, resultando na ocorrência do fenômeno conhecido como "formação do pé" (foot forming). A figura 2.29, mostra a sequência de formação deste fenômeno, que é peculiar a determinadas geometrias de saída da peça.

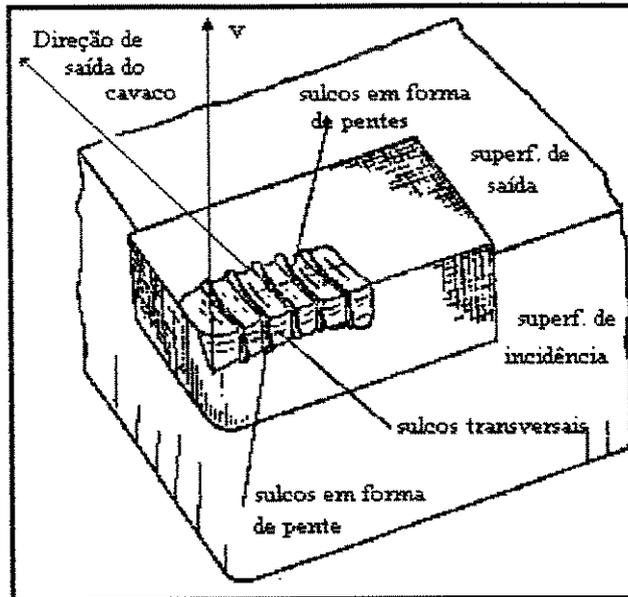


Figura 2.28 - Sulcos em forma de pentes (FERRARESI, 1977).

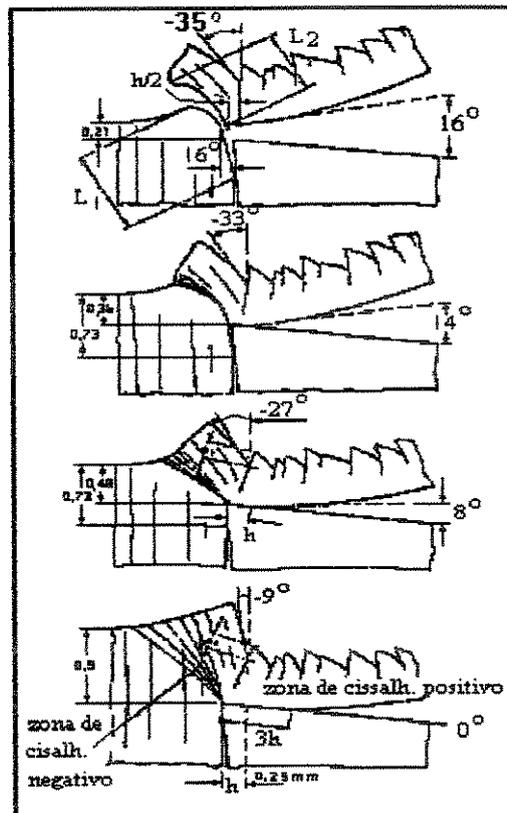


Figura 2.29 - Fenômeno da formação do pé (PEKELHARING, 1978)

As avarias (lascamento, trincas), bem como todos os desgastes das ferramentas, ao crescerem podem gerar a quebra da ferramenta. Algumas vezes, porém, a quebra, pode acontecer de maneira inesperada devido a alguns fatores como ferramenta muito dura, carga excessiva sobre a ferramenta, raio de ponta, ângulo de ponta ou ângulo de cunha muito pequenos, corte interrompido, parada instantânea de movimento de corte, etc. A quebra da ferramenta ocasiona não só estrago na ferramenta, mas também no porta-ferramenta (se o corte não for interrompido imediatamente após a quebra) e na própria peça.

2.2.2.8. - Vida da fresa

FERRARESI (1977) define a vida de uma ferramenta de corte, como sendo o tempo que a mesma trabalha efetivamente (deduzidos os tempos passivos), até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido. Atingido este tempo a ferramenta deve ser reafiada ou substituída.

Vários fatores podem determinar a fixação de um determinado valor limite de desgaste para o fim de vida da ferramenta, mas basicamente dois fatores são mais importantes:

- a) Os desgastes e avarias atingem proporções tão elevadas que se receia a quebra da aresta de corte. Este acontecimento é crítico em operações de desbaste, onde, por não ser necessária a obtenção de tolerâncias apertadas e bons acabamentos superficiais, permite-se que os desgastes cheguem a valores altos.
- b) Devido ao desgaste da superfície de folga da ferramenta, não é mais possível a obtenção de tolerâncias apertadas e/ou de bons acabamentos superficiais da peça. Este acontecimento é crítico em operações de acabamento.

Fixado um critério de fim de vida de uma ferramenta, esta pode ser expressa de várias formas:

- a) através do tempo total de efetivo trabalho
- b) percurso de corte (normalmente fixado em km)
- c) percurso de avanço (normalmente fixado em mm)
- d) volume de material removido

e) número de peças produzidas

f) velocidade de corte para um determinado tempo de vida, ou outro qualquer que for mais conveniente.

O percurso de corte (L_c) e o percurso de avanço (L_f) para uma vida de T minutos, são dados por (DINIZ, 1992):

$$L_c = v_c \cdot T / 1000 \quad [\text{km}] \quad (2.12)$$

onde: v_c = velocidade de corte em m/min

T = vida da ferramenta em min

e

$$L_f = f \cdot \eta \cdot T \quad [\text{mm}] \quad (2.13)$$

onde: f = avanço em mm / rotação

η = rotação em RPM

T = vida da ferramenta em min

As ferramentas de metal duro recobertas (mais usadas em fresamento frontal), quando revestidas com TiC são mais resistentes ao desgaste de flanco, enquanto que as revestidas com TiN são mais resistentes ao desgaste de cratera (SCHINTLMEISTER e PACHER, 1975). Assim, o TiC é mais resistente à abrasão (principal fenômeno causador do desgaste de flanco), devido à sua alta dureza, enquanto o TiN é mais resistente à difusão (principal fenômeno causador do desgaste de cratera), devido à diminuição do atrito e com isso, diminuição da temperatura na superfície de saída. Isto também foi comprovado em trabalho realizado por CHATTOPADHYAY e CHATTOPADHYAY (1982), que afirmam ainda que as ferramentas revestidas com TiC apresentam cortes com melhor acabamento superficial por evitarem o desgaste de flanco e também de entalhe, principais causadores da rugosidade. Estes pesquisadores, por terem efetuado extensivo trabalho com ferramentas de vários fabricantes, afirmam também que as propriedades mecânicas de ferramentas revestidas dependem não somente da composição e espessura do material de revestimento, mas também da técnica de

manufatura. Então, ferramentas revestidas de diferentes fabricantes comportam-se diferentemente.

Os desgastes aumentam progressivamente até a ruptura da aresta cortante, acontecimento que deve ser evitado devido às suas consequências danosas. Na usinagem de muitos materiais esta quebra se dá para valores de V_B compreendidos entre 0,8 mm a 1,5 mm. Em operações de acabamento a ferramenta deve ser retirada muito antes do desgaste atingir valores que ponham em risco a aresta de corte, a fim de não comprometer a precisão da peça e seu acabamento superficial. Nestas operações o valor V_B não deve exceder 0,2 mm para uma qualidade IT7 e 0,3 mm para uma qualidade IT8 em operações de torneamento (FERRARESI, 1977). No processo de fresamento, como já visto, somam-se aos desgastes, as avarias da ferramenta (principalmente o lascamento e os sulcos em forma de pente), que muitas vezes são muito importantes no atingimento do fim da vida.

Nas ferramentas de aço rápido (usadas em fresas de pequenos diâmetros), a destruição da aresta de corte se dá principalmente pela diminuição de sua dureza, proveniente da temperatura de corte. Pelo fato do aço rápido ser uma ferramenta mais tenaz, a ocorrência de lascamento e sulcos em forma de pente é mais rara nestas fresas. Já nas ferramentas cerâmicas verifica-se geralmente a quebra de pequenos fragmentos da aresta cortante (lascamento) antes que os desgastes V_B e K_T alcancem valores acentuados.

Fatores que influenciam na vida da ferramenta

a) Condições de usinagem - a progressão do desgaste e conseqüentemente a diminuição da vida da ferramenta, é influenciada principalmente pela velocidade de corte, depois pelo avanço e por último pela profundidade de usinagem. No fresamento uma alteração de v_c significa também uma alteração de f_z , desde que se mantenha v_f constante, já que $v_f = f_z \cdot z \cdot \eta$. Neste trabalho será efetuado ensaios para se comparar a vida da ferramenta, variando-se v_c , sem variação de v_f (com conseqüente variação de f_z) e também variando-se v_c e v_f na mesma proporção (mantendo-se f_z constante).

b) Geometria da ferramenta - a diminuição do ângulo de posição χ_r para o mesmo avanço e mesma profundidade de usinagem, acarreta uma diminuição da espessura de corte h e ao

mesmo tempo um aumento do comprimento de corte b . Esta variação de χ_r permite maior vida da ferramenta, pois resulta uma melhor distribuição da temperatura de corte num trecho maior da aresta da ferramenta. O valor de χ'_r (ângulo secundário de posição) deve ser no mínimo 2° , para evitar o atrito da aresta secundária de corte com a peça.

Quanto maior o ângulo de saída γ_0 , menor a deformação do cavaco e menor a temperatura, a pressão específica de corte e o desgaste da ferramenta. Porém, com o aumento de γ_0 , diminui a resistência da cunha da ferramenta. Recomenda-se o uso de geometrias negativas para fortalecer a cunha cortante.

Conforme já visto, no fresamento frontal com fresas de facear, o posicionamento do centro da fresa em relação à peça, gera um ângulo de contato (ψ_0) menor que no posicionamento assimétrico e, portanto, deve gerar uma vida maior, pois cada dente passa menos tempo em contato com a peça. Porém, o choque ferramenta-peça pode ser facilitado com o posicionamento assimétrico da ferramenta, com conseqüente aumento de vida.

Curva de vida

A curva de vida da ferramenta é um ábaco que fornece a vida da ferramenta em função da velocidade de corte. Para a execução desta curva deve-se geralmente construir em primeiro lugar gráficos auxiliares, que forneçam os desgastes da ferramenta para diferentes velocidades e tempos de trabalho, em determinadas condições de usinagem do par ferramenta-peça. A figura 2.29, fornece o desgaste em função da velocidade de corte para um determinado tempo de usinagem numa operação de torneamento (FERRARESI, 1977). Na região c da curva, tem-se uma velocidade de corte maior (acima da velocidade crítica de formação da APC), permitindo maior produção e um percurso de corte L_c na vida da ferramenta também maior.

A equação da curva $T = f(v_c)$, de vida da ferramenta para o trecho c da curva da figura 2.30 é:

$$T = k \cdot v_c^{-x} \quad (2.14)$$

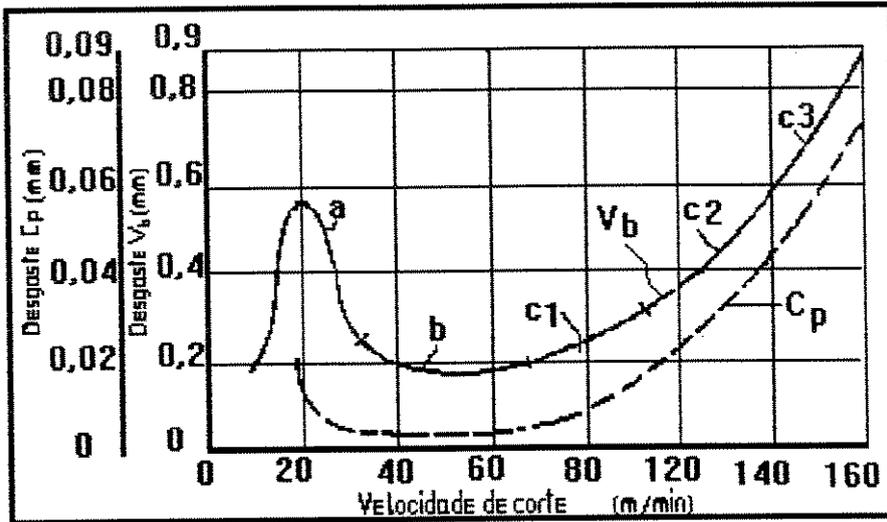


Figura 2.30 - Desgastes da ferramenta em função da velocidade de corte para um tempo de corte t (FERRARESI, 1977).

deduzida pela primeira vez por Taylor, onde k e x são constantes do material para determinadas condições de usinagem.

Como visto,

$$T = L_c \cdot 1000 / v_c \quad (2.15)$$

então:

$$L_c \cdot 1000 / v_c = k \cdot v_c^{-x} \quad (2.16)$$

ou seja:

$$L_c = k \cdot v_c^{1-x} / 1000 \quad (2.17)$$

No torneamento de aços com pastilhas de metal duro, x é da ordem de 3,5 a 4,0 (FERRARESI, 1977) dependendo do material usinado, do tipo de metal duro usado, do avanço, etc.. No fresamento, devido à influência que a variação da velocidade de corte tem no avanço por dente, desconfia-se que o valor de x seja menor (isto é, a velocidade de corte não

tem uma influência tão grande na vida da ferramenta). Estudar este fato também é um dos objetivos deste trabalho.

2.2.2.9. - Acabamento superficial da peça

As exigências quanto a acabamento superficial, são muitas vezes um critério importante em fresamento. Os fatores que influenciam o acabamento são as condições da máquina, a geometria e construção da fresa, os dados de corte, o formato e fixação da peça.

Uma superfície fresada apresenta erros de perfil e rugosidade do material. Os erros de perfil normalmente são ondulações, que podem ser resultado do jogo da fresa montada na face do fuso ou da posição axial irregular dos cantos das arestas. A distância entre picos das ondas normalmente coincidem com o avanço por rotação. Superposto à ondulação está a rugosidade do material que resulta parcialmente dos seguintes fatores (SANDVIK, 1989):

- posicionamento irregular da pastilhas no sentido axial
- desgaste não uniforme das pastilhas
- afiação irregular das pastilhas
- fluxo irregular da saída de cavacos
- condições operacionais da máquina-ferramenta
- fixação deficiente da peça
- rigidez da peça
- condições de usinagem, principalmente avanço por dente
- geometria das pastilhas, principalmente raio de ponta

Para uma descrição total de uma superfície fresada, deve-se indicar tanto a ondulação W , como a rugosidade R_{max} . A maioria dos rugosímetros são equipados com um filtro que elimina a ondulação para um certo comprimento medido, pela seleção de um adequado “cut-off”. Para a correta interpretação do diagrama registrado pelo rugosímetro é importante sempre indicar o “cut-off” usado na medição, o qual deverá ser sempre maior que o avanço por dente f_z .

A medição de uma superfície fresada deve ser feita sobre um comprimento maior do que um avanço por rotação da fresa. A precisão da medição da ondulação exige que o apalpador esteja exatamente alinhado com o seu movimento.

Assim:

$$\text{Desvios da superfície fresada} = \text{erros de perfil (W)} + \text{rugosidade (R}_{\max}) \quad (2.18)$$

$$\text{Ondulação (W)} = \text{jogo da fresa} + \text{posição axial irregular das arestas} \quad (2.19)$$

Os diagramas seguintes (figura 2.31), foram registrados num rugosímetro Perth-O-Meter e mostram três medições do mesmo perfil fresado (SANDVIK, 1989).

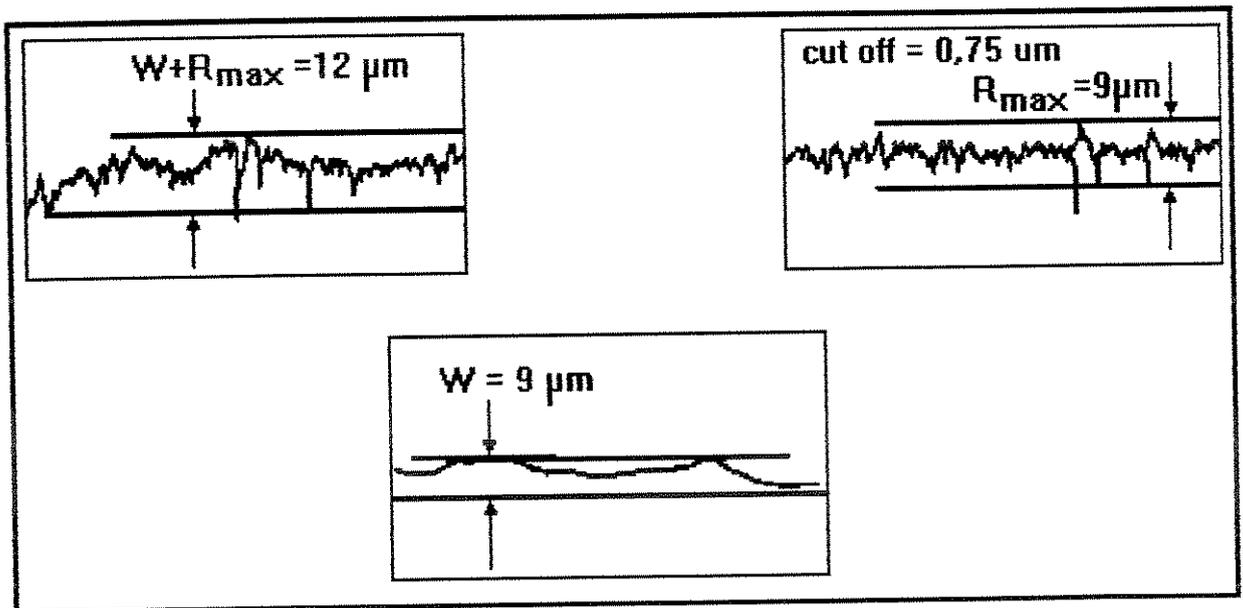


Figura 2.31 - Medições de um mesmo perfil fresado, mostrando R_{\max} , W e $W + R_{\max}$ (SANDVIK, 1989).

O valor R_a não é suficiente para descrever uma superfície. Para ilustrar como esta indicação é deficiente, mostra-se na figura 2.32 duas superfícies com valores similares de R_a . A ondulação demonstra grandes diferenças, como se vê nos diagramas, apesar dos valores de R_a serem quase iguais. O valor R_a é somente um valor médio do perfil total da superfície e não inclui nenhuma ondulação, que em fresamento é muitas vezes o critério decisivo.

Argumentação semelhante poderia ser feita para o R_{\max} , isto é, ele sozinho não é suficiente para descrever uma superfície.

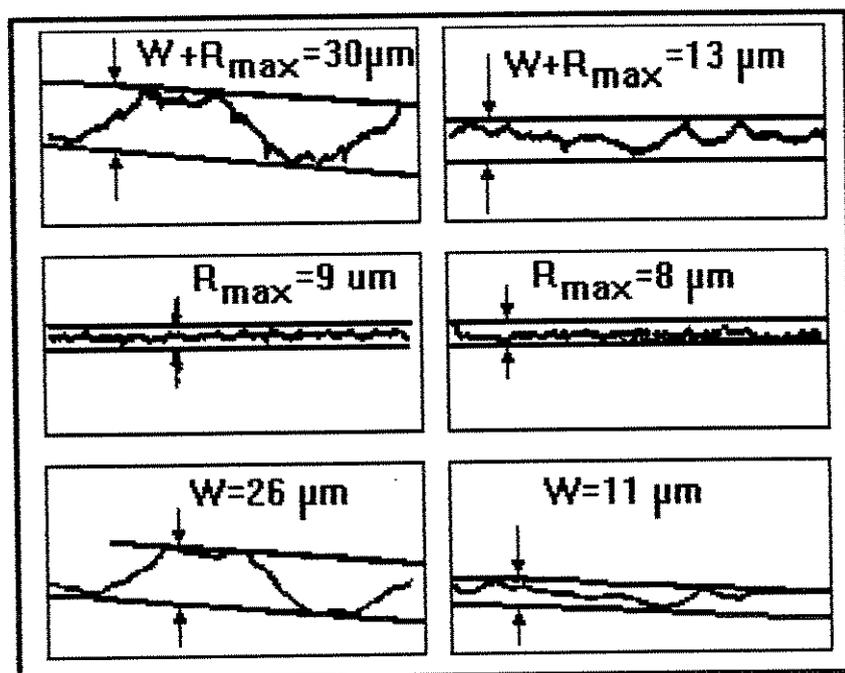


Figura 2.32 - Medições de duas superfícies com valores similares de R_a (SANDVIK, 1989).

Insertos com fase plana (SANDVIK, 1989)

Se cada ponta das arestas tem uma fase plana, que é paralela à superfície fresada e com largura de 3 a 10 vezes o avanço por dente, obtém-se uma superfície com melhor acabamento do que com arestas com raio de ponta. A aresta mais saliente alisa a superfície cortada pelas arestas anteriores. Assim, somente uma parte das arestas da fresa gera a superfície acabada.

A figura 2.33, mostra o gráfico das profundidades (H) do perfil após o fresamento, em função do avanço por dente (mm/dente), de pastilhas para tornear com raio de ponta e pastilhas para fresamento com fase plana.

Se o avanço por rotação é menor do que a largura da fase plana, somente a aresta mais saliente fará o acabamento da superfície. A posição axial das outras arestas tem pouca importância neste caso. Para conseguir o melhor acabamento possível, é necessário que a

largura da fase plana seja a maior possível, porém não tão grande que possa resultar em vibração. O perigo de vibrações aumenta à medida que a largura da fase plana cresce.

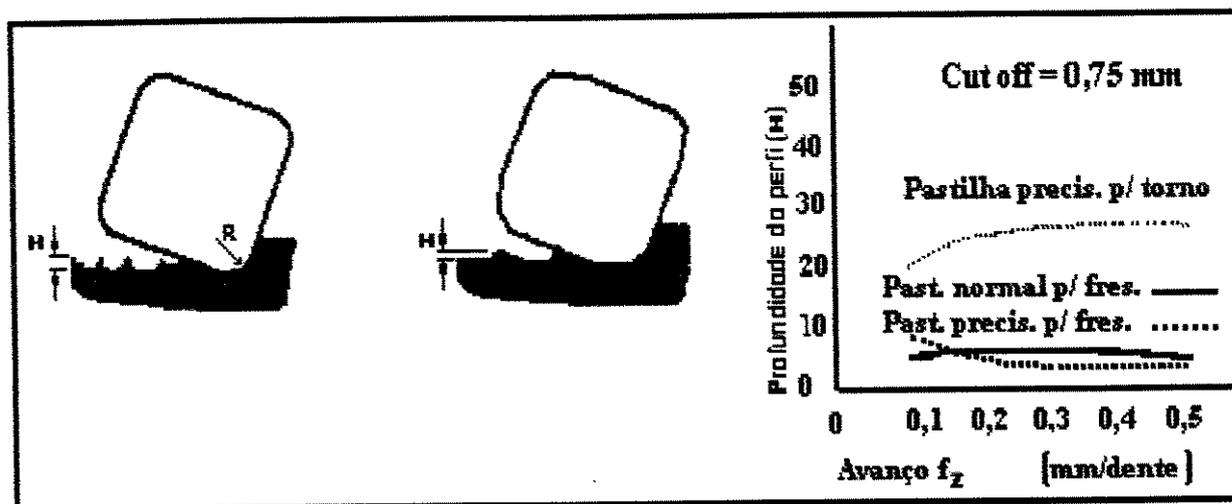


Figura 2.33 - Profundidade do perfil (H) em função do avanço por dente (f_z), após fresamento com pastilha (SANDVIK, 1989).

A necessidade de manter mais do que uma aresta no mesmo plano, aumenta à medida que o avanço por rotação aumenta. Se a largura da fase plana é quatro vezes o avanço, no mínimo cada quarta aresta deve ter a mesma posição axial. A posição é diretamente reproduzida no perfil da superfície. A profundidade do perfil é igual ao desvio axial das arestas. As arestas mais salientes devem ser regularmente distribuídas pela periferia da fresa, para que suas fases planas tenham os seus passos superpostos.

Se a distribuição axial das arestas não for igual, diversas arestas salientes cortarão juntas. Assim, a profundidade do perfil será maior, apesar do desvio axial (A) da fresa não ter sofrido alteração. Isto significa que mesmo uma fresa com desvio axial relativamente grande, pode resultar numa superfície bem acabada, desde que suas arestas mais salientes sejam corretamente distribuídas. Em fresas com pastilhas intercambiáveis, às vezes aparece pequena modificação na posição das arestas depois do giro ou substituição. Desejando-se estar certo de que após a troca das arestas, possa conseguir-se a mesma qualidade da superfície, o desvio axial das arestas das fresas deve ser pequeno.

O desvio axial e inclinação das fresas de facear, são de grande importância para a qualidade da superfície. A posição radial das arestas tem menor importância, pois esta resulta somente em pequenas variações na espessura dos cavacos. As fresas mais modernas já conseguem garantir que todas as pastilhas estejam numa mesma posição axial, o que faz com que todas elas cortem em um mesmo plano, melhorando a rugosidade da peça e/ou possibilitando um maior avanço por dente. Isto é conseguido através da utilização de fresas com assento das pastilhas com três pontos de encosto, o que praticamente elimina a influência de erros de forma das pastilhas intercambiáveis (figura 2.34). Os três pontos de encosto com forma esférica, incorporados ao calço da pastilha, proporcionam às arestas um posicionamento geometricamente exato dentro do corpo da fresa. Os mesmos três pontos são também usados no dispositivo de afiação das fases planas das pastilhas.

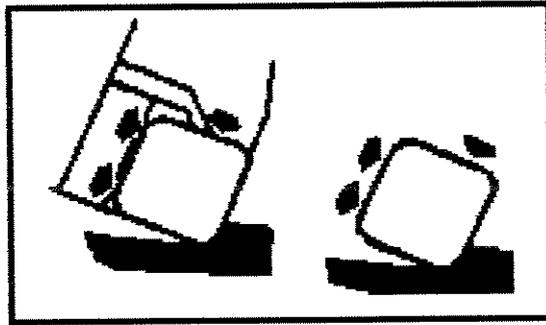


Figura 2.34 - Fixação das pastilhas com assento de três pontos de encosto (SANDVIK, 1989)

Quanto à distribuição (posicionamento) dos dentes na fresa, ainda é necessário salientar que fresas com passo constante, podem gerar vibrações (e estas vibrações podem prejudicar o acabamento superficial), devido à ressonância. Para se evitar este problema, pode-se variar a velocidade de corte ou remover algumas pastilhas da fresa. A melhor solução no entanto, é trocar a fresa por uma que tenha as pastilhas não uniformemente distribuídas ao longo da fresa (fresa de passo diferencial). Este tipo de fresa não resulta em uma frequência regular de batimentos dos dentes, evitando assim a ressonância.

2.2.2.10. - Forças e potência no fresamento frontal

Forças de corte

A força de corte F_c (tangencial) será (FERRARESI et al, 1972):

$$F_c = k_s \cdot h \cdot b \quad (2.20)$$

ou

$$F_c = k_s \cdot b \cdot f_z \cdot \sin \psi \cdot \sin \chi_r \quad (2.21)$$

onde os valores de k_s podem ser obtidos na tabela 2.1 e os outros parâmetros da equação de F_c , estão de acordo com a figura 2.35. Pode-se ver nesta tabela que, à medida que h cresce, k_s diminui, como também acontece no processo de torneamento.

Tabela 2.1 - Valores da pressão específica de corte (k_s) para o fresamento (FERRARESI et al, 1972).

MATERIAL	RESISTÊNCIA (σ_t) [kgf/mm ²] ou DUREZA	Espessura de corte h (mm) Valores aproximados de k_s (kgf/mm ²)								
		0,025	0,04	0,063	0,1	0,16	0,25	0,4	0,63	1,0
1030	52	535	475	425	375	330	295	260	230	205
1035	58	405	370	340	310	280	255	235	215	195
1045	67	385	360	340	320	300	280	260	245	230
1060	77	425	390	360	330	305	280	260	240	220
8620	77	570	510	455	400	355	315	280	250	220
4140	73	675	600	535	475	420	370	330	290	260
4137	60	495	455	415	375	340	310	280	255	230
6150	60	600	530	475	420	370	330	290	260	230
Fofó Duro	H R C= 46	420	390	355	325	300	275	250	230	210
FfG G26	HB= 200	270	240	215	190	170	150	135	120	105

Potência de corte

Devido às características da operação de fresamento, a potência de corte consumida varia a todo instante, devido à variação do número de dentes no corte e da espessura do cavaco. Porém, na maioria das vezes o dimensionamento da potência requerida da máquina pode ser feito através do cálculo da potência média, principalmente quando o número de dentes no corte é alto e quando a máquina-ferramenta for suprida com um volante (disco preso no eixo-árvore da máquina-ferramenta que armazena a energia nos momentos em que o corte requer potência mínima, para devolvê-la ao corte quando este requer potência máxima).

A potência média de corte é calculada por (DINIZ, 1992):

$$P_c = k_m \cdot a_e \cdot b \cdot v_f / 60 \cdot 75 \cdot 1000 = 2,22 \cdot 10^{-7} \cdot k_m \cdot a_e \cdot b \cdot v_f \quad [\text{CV}] \quad (2.22)$$

onde:

k_m = pressão específica de corte para um valor médio da espessura de corte (h_m) [kgf / mm^2].

Como no torneamento, no fresamento a pressão específica de corte é fortemente influenciada pela espessura de corte (h). Quando h cresce, K_s diminui. Porém, no fresamento, esta espessura de corte varia com o tempo. Assim, para poder se extrair o valor de k_m de tabelas empíricas como a tabela 2.1, necessita-se primeiro calcular o valor médio da espessura de corte (h_m).

Para o fresamento frontal (figura 2.35), tem-se que a espessura de corte média é dada por (DINIZ, 1992):

$$h_m = \int_{\psi_1}^{\psi_2} h \cdot d\psi / (\psi_2 - \psi_1) = (1 / \psi_2 - \psi_1) \left[\int_{\psi_1}^{\psi_2} (f_z \cdot \text{sen } \chi \cdot \text{sen } \psi) d\psi \right] \quad (2.23)$$

ou

$$h_m = \left[1 / (\psi_2 - \psi_1) \right] \cdot [f_z \cdot \text{sen } \chi \cdot \text{sen } \Psi (\cos \psi_1 - \cos \psi_2)] \quad (2.24)$$

Com este valor de h_m , pode-se entrar na tabela 2.1, retirar o valor de k_s para utilizá-lo nas equações para o cálculo de força de corte (F_c) e potência de corte (P_c), para o fresamento frontal.

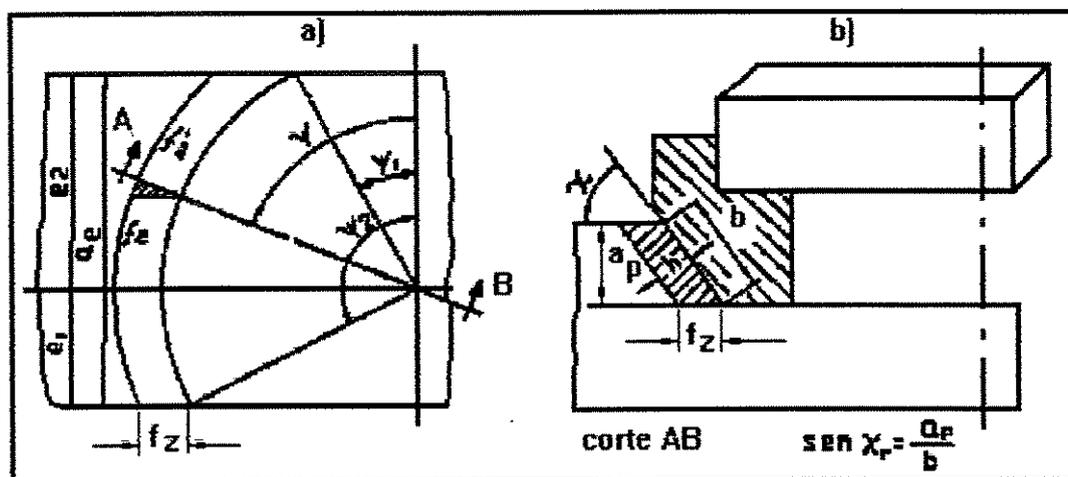


Figura 2.35 - Espessura do cavaco em função do ângulo de posicionamento do dente e do ângulo de posição (FERRARESI et al, 1972).

2.2.2.11. Escolha das condições de usinagem

Proceder à escolha das condições de usinagem, é combinar os parâmetros profundidade de usinagem, avanço e velocidade de corte de maneira a obter as condições mais favoráveis ao corte e conseguir o melhor acabamento superficial nas operações de acabamento e o melhor arranque de cavaco nas operações de desbaste.

a) Profundidade de usinagem - do ponto de vista econômico, deve-se usar a maior profundidade de usinagem possível, já que esta influencia pouco no desgaste da ferramenta e seu aumento provoca um aumento proporcional na remoção de cavaco. Assim, em fresas frontais, deve-se utilizar ao máximo o comprimento das arestas. Existem, porém, outros fatores que limitam o crescimento da profundidade de usinagem, como por exemplo a potência e a rigidez da máquina, rigidez e fixação da peça em usinagem e acabamento superficial da peça (SANDVIK, 1989).

b) Avanço - para se escolher o avanço em uma operação de fresamento, uma série de fatores devem ser levados em consideração, como por exemplo o tipo da fresa, material da ferramenta,

acabamento superficial, potência da máquina, etc. O avanço não é diretamente proporcional à potência consumida. Mantendo-se o mesmo volume de cavaco removido na unidade de tempo, o aumento do avanço por dente (f_z) acarreta um decréscimo da potência consumida. Assim, mantendo-se o avanço por volta (f) constante, uma fresa de passo longo, isto é, uma fresa com poucos dentes, consome menos potência que uma fresa de passo fino (fresa com muitos dentes).

c) Velocidade de corte - uma alteração na velocidade de corte, significa uma alteração do avanço por dente se a velocidade de avanço não for alterada. Diferentemente de um torno onde o que usualmente se ajusta na máquina é o avanço, numa fresadora o que se ajusta é a velocidade de avanço. Assim, uma alteração da rotação da fresa para se alterar a velocidade de corte, vai ocasionar uma alteração do avanço por dente, já que:

$$v_f = f_z \cdot z \cdot \eta \quad (2.25)$$

Assim, quando se altera a velocidade de corte através da alteração da rotação, pode-se tomar dois caminhos: o primeiro é manter a velocidade da mesa da fresadora (v_f) constante e, com isto alterar-se f_z e o segundo é se alterar v_f na mesma proporção em que a rotação η foi alterada, a fim de se manter f_z constante.

Uma modificação de f_z altera a espessura média do cavaco e uma modificação de v_f altera o volume de material removido na unidade de tempo. Exemplificando, um aumento da velocidade de corte sem alteração na velocidade de avanço, vai ocasionar uma diminuição do avanço por dente e da espessura do cavaco (h) sem alterar o volume de cavaco removido na unidade de tempo, o que causará um aumento do número de dentes simultaneamente no corte e uma maior pressão específica de corte de cada dente. Com isto, além do acréscimo de potência gerado pelo aumento da velocidade de corte, tem-se também seu acréscimo devido a estes dois últimos fatores. Isto mostra que, no fresamento, ao se escolher a velocidade de corte, tem-se alguns outros fatores a serem analisados além daqueles usualmente levados em consideração. Mesmo assim, a principal consideração na seleção da velocidade de corte, ainda deve ser a obtenção de uma vida econômica, já que esta tem maior influência nos desgastes das ferramentas, que o avanço e a profundidade de usinagem.

CAPÍTULO 3

MONITORAMENTO E CONTROLE DO PROCESSO DE USINAGEM

3.1. INTRODUÇÃO

Monitorar o processo de usinagem transformou-se num tema de pesquisa em todo o mundo, principalmente nos países mais industrializados. Pode-se dizer que a grande motivação para isto, é a crescente busca por qualidade e produtividade industrial, possibilitando às empresas estarem aptas a competir no mercado mundial, hoje totalmente globalizado. Busca-se um aumento da diversificação dos produtos e, conseqüentemente, diminuição da vida mercadológica dos bens. Atualmente o tipo de produção predominante na manufatura, é a produção em lotes, o que representa cerca de 70% dos bens produzidos industrialmente nos países desenvolvidos, com tendência ainda de crescimento (TALAVAGE and HANNAN, 1988). A substituição da produção em massa pela produção em lotes foi possível devido às novas filosofias de produção, como a tecnologia de grupo e o sistema Just-in-Time (JIT), adotado pela maioria das empresas, visando a redução do nível de inventário (LENZ, 1989).

Um sistema de monitoramento e controle do processo de usinagem é aquele cuja principal função é ter capacidade de substituir as funções que o homem ainda exerce na produção de bens usinados, de maneira a poder acompanhar a velocidade de produção dos processos modernos que estão sendo instalados nas indústrias, dentro destes novos conceitos de produzir bens. Diversas máquinas CNC já conseguem substituir diversas funções anteriormente realizadas pelo homem, como aproximação, afastamento, posicionamento e percurso da ferramenta, fixação do avanço e velocidade de corte, etc.. Mas algumas funções ainda permanecem sob a responsabilidade do operador, como o estabelecimento do momento de troca da ferramenta, inspeção da peça e a própria troca da ferramenta. Um sistema de monitoramento e controle do processo de usinagem, procura realizar estas atividades que ainda permanecem sob responsabilidade do operador.

Um ponto essencial, talvez o mais crítico, quando o operador da máquina é o responsável pelo estabelecimento do momento de troca da ferramenta, é sua quase nenhuma

capacidade de identificar este momento adequado, considerando a máxima utilização da ferramenta, obviamente, respeitando os limites da qualidade da peça produzida.

Uma alternativa para melhorar a confiabilidade no estabelecimento do fim da vida de ferramentas, é se basear em uma média de dados passados (DAN and MATHEW, 1990; VILELA et al, 1989). Estes procedimentos não permitem detectar a quebra ou o lascamento accidental da aresta de corte que aumentam a quantidade de peças recusadas na produção. Também deve-se observar que a dispersão da vida das ferramentas de corte é muito grande (DINIZ, 1989), o que gera valores muito conservadores de vida, para garantir a qualidade da peça usinada, se a troca da ferramenta for baseada numa média histórica. Isto resulta na sub-utilização das ferramentas, aumentando a quantidade de ferramentas consumidas, a sua frequência de troca e, conseqüentemente, o custo dos produtos.

Assim, monitorar o processo de usinagem, torna-se muito importante para a otimização da vida da ferramenta e prevenção de quebra, possibilitando a diminuição dos custos de produção. Este trabalho visa, principalmente, o estabelecimento automático do momento de troca da ferramenta e, por isso, atenção será dada somente ao monitoramento de aspectos do processo que estejam relacionadas com isto, como desgaste e quebra da ferramenta e rugosidade superficial da peça.

Um sistema de monitoramento alcançará sucesso em sua implementação, se ele possuir algumas características básicas, tais como (DORNFELD, 1988; TLUSTY, 1988): ser confiável, não intrusivo, ter capacidade para operar em ambientes reais de trabalho e ter custo acessível para seus propósitos. Para ser confiável, o parâmetro a ser medido, deve ser influenciado apenas pelo fenômeno que se deseja verificar, ou seja, deve garantir que as interferências externas ao parâmetro de interesse estão sendo eliminadas. Não intrusivo, significa que o sistema implementado não deve interferir no funcionamento normal da máquina sobre o qual está sendo montado. Os componentes utilizados no monitoramento devem ser resistentes o suficiente, para garantirem um bom funcionamento e boa repetibilidade nas funções executadas, para que o funcionamento do sistema de produção não seja interrompido além do previsto, por problemas no sistema de monitoramento.

Ultimamente nos EUA, Japão e Europa, muitas técnicas de monitoramento foram estudadas e apresentadas. Os métodos de monitoramento usados nos processos de usinagem, podem ser divididos basicamente em dois grandes grupos: monitoramento direto e monitoramento indireto.

- **Direto:** aquele em que a grandeza estudada é medida diretamente.

- **Indireto:** quando um outro parâmetro é medido e relacionado com o parâmetro estudado, para tomada de decisão.

Nos métodos de monitoramento direto do processo de usinagem, a medição do parâmetro estudado é, normalmente, realizada após terminado o corte (off-line). Existem métodos diretos bastante rápidos, mas mesmo assim, eles não permitem o acompanhamento instantâneo, ou seja, durante o corte. Os métodos de monitoramento indireto do processo de usinagem geralmente, são mais fáceis de serem implementados "on-line", ou seja, permitem o monitoramento durante o funcionamento normal da máquina-ferramenta, sem a necessidade de interrupção do trabalho de usinagem para medição de qualquer parâmetro. Além disso, permitem também o acompanhamento instantâneo do corte, possibilitando a prevenção de quebras da ferramenta (CONSTANTINIDES and BENNET, 1987; EL GOMAYEL and BREGGER, 1986).

A principal dificuldade na utilização do monitoramento indireto é estabelecer a relação entre o parâmetro medido e o parâmetro estudado, e também, eliminar as interferências de ruídos no sinal medido.

Hoje existem no mercado, alguns sistemas de monitoramento que utilizam forças de corte, potência e/ou corrente elétrica do motor da máquina como parâmetros de análise para monitorar a quebra da ferramenta de corte (MANNAN and BROMS, 1989), no entanto, ainda é muito precário o monitoramento do desgaste da ferramenta na indústria atual. Porém, já se tem sistemas comerciais de monitoramento da vida da ferramenta, para diversas operações de usinagem à disposição no mercado (PROMETEC, 1992 e SANDVIK, 1990).

3.2. MÉTODOS DE MONITORAMENTO DIRETO

3.2.1. ÓPTICO

Os métodos ópticos podem ser usados para analisar a imagem de uma região desgastada da ferramenta. Esta região desgastada pode apresentar maior refletividade quando comparada a uma região sem desgaste (DAN and MATHEW, 1990).

Um sistema de análise de imagens usando câmaras especiais acopladas a um sistema de gerenciamento da vida da ferramenta em células flexíveis de manufatura, foi proposto por Levi et al (1985). Giusti e Santochi(1979), usaram sensores de fibra óptica para medir o desgaste de flanco em ferramentas de corte, com baixo custo de implementação, podendo ser usados tanto em máquinas comuns, como em máquinas CNC.

O monitoramento do desgaste de ferramentas de corte, também pode ser feito usando-se câmaras de televisão (RUTELLI and CUPPINI, 1988; GIUSTI et al, 1984), sendo que um sinal de desgaste da ferramenta é coletado por uma câmara de TV, processado em um computador e mostrado num monitor de vídeo. Este é um processo de monitoramento que não pode ser implementado durante o corte para a maioria dos processos de usinagem, pois o sinal só é captado quando a ferramenta não está em contato com a peça, sendo possível no fresamento. Também apresenta problemas quando ocorre a formação de aresta postiça de corte ou depósito de material sobre a região desgastada da ferramenta.

3.2.2. RADIOATIVIDADE

Durante a usinagem, uma parte das partículas da ferramenta que foi desgastada é carregada pelo cavaco, sendo possível separar estas partículas através de imersão em soluções e filtragem, para se fazer uma análise química (UEHARA, 1973).

Também é possível de se medir a perda volumétrica de material da ferramenta através de sensores de radioatividade. Um dos métodos (COOK and SUBRAMANIAN, 1978), consiste em ativar a ferramenta com nêutrons na região a ser desgastada e à medida que o

desgaste cresce, mede-se a queda de radioatividade da ferramenta. É lógico que um sistema como este é muito pouco prático, devido ao risco à saúde das pessoas.

3.2.3. RESISTÊNCIA ELÉTRICA DA JUNÇÃO PEÇA/FERRAMENTA

Com o desgaste da ferramenta, cresce a área de contato peça/ferramenta e, portanto, cai a resistência elétrica desta junção. Pode-se também monitorar o desgaste da ferramenta através da colocação de um filme condutor colado no flanco da ferramenta, sendo que à medida que a ferramenta desgasta, parte do condutor também desgasta e a resistência à corrente elétrica cresce, o que pode ser relacionado com o desgaste de flanco (UEHARA, 1973).

3.2.4. DIMENSÕES DA PEÇA

Durante a usinagem, as dimensões da peça mudam à medida que a ferramenta vai se desgastando. Este desgaste pode ser medido diretamente, medindo-se as mudanças nas dimensões da peça. El Gomayel e Bregger (1986), usaram um sensor eletromagnético para medir o desgaste da ferramenta através do monitoramento da mudança do diâmetro da peça. O sensor dá uma voltagem na saída, diretamente relacionada com a distância entre o sensor e a peça.

Os problemas enfrentados para se fazer o monitoramento por este método, é a dilatação térmica da peça-máquina, assim como, as vibrações do sistema.

3.2.5. DISTÂNCIA PEÇA/FERRAMENTA

À medida que o desgaste da ferramenta aumenta, a distância entre um ponto definido na ferramenta ou no porta-ferramentas e a peça diminui com o crescimento do desgaste. Esta distância pode ser medida usando-se micrômetros eletrônicos, ondas ultra-sônicas ou medidores pneumáticos.

Um monitoramento deste tipo foi feito por Takeyama et al (1967), sendo usado um micrômetro elétrico montado sobre o porta ferramentas e em contato com a superfície usinada.

O desgaste da ferramenta é refletido no mostrador do micrômetro. Neste processo também acontece interferências da dilatação térmica e vibrações que afetam os resultados.

3.3. MÉTODOS DE MONITORAMENTO INDIRETO

3.3.1. FORÇAS DE CORTE

O desgaste da ferramenta e, principalmente, a quebra ou lascamento, alteram os valores das forças de usinagem envolvidas no processo. Por ser um parâmetro fácil de ser medido, este é um dos primeiros parâmetros a ser utilizado no monitoramento indireto do processo de usinagem.

Dentre as três componentes da força de usinagem: força principal de corte, força de avanço e força passiva, as mais influenciadas pelo desgaste da ferramenta são a força de avanço e a força passiva (TAKEYAMA et al, 1970; JETTY, 1984; KONIG et al, 1972).

As forças de corte apresentam grande sensibilidade, para se fazer o monitoramento de fratura da ferramenta. Inicialmente o valor cresce e logo em seguida à quebra cai abruptamente a zero no torneamento (LAN and DORNFELD, 1984). Micheletti et al (1968), afirma que o uso de forças de corte em monitoramento é limitado para detectar apenas a fratura e não o desgaste nas mais variadas formas.

Este tipo de monitoramento apresenta a grande desvantagem de ser muito intrusivo, pois os dinamômetros são geralmente de grandes dimensões, dificultando o seu posicionamento junto à ferramenta.

3.3.2. SOM

O som captado próximo à zona de corte, em uma operação de usinagem, pode conter algumas informações sobre o corte as quais podem ser aproveitadas para monitorar o processo. Sadat e Raman (1987), usaram espectros de baixa frequência resultante da ação do atrito peça/ferramenta, para monitorar o desgaste de flanco.

O alto nível de ruído no ambiente de chão de fábrica, dificulta a implementação deste processo de monitoramento.

3.3.3. VIBRAÇÃO

As vibrações no sistema máquina-ferramenta são frequentes durante todo o processo de usinagem e podem ser analisadas para acompanhar a evolução do desgaste da ferramenta de corte.

WELLER et al (1969) construíram um detector de ferramenta desgastada, usando um sensor de vibração montado sobre o porta-ferramentas. A energia total de vibração na faixa de 4 a 8 KHz cresce durante o crescimento do desgaste da aresta da ferramenta. Os vários estágios do desgaste da ferramenta foram identificados através da análise espectral numa região de baixa frequência, 0 a 1 KHz (JIANG et al, 1987). Vários outros pesquisadores brasileiros têm usado esta técnica e têm obtido resultados promissores (TAVARES e DINIZ, 1997; BONIFÁCIO e DINIZ, 1994; SOUZA et al, 1997).

Com a evolução tecnológica dos sensores e instrumentação para medição e análise de vibração, esta técnica torna-se mais prática e de custo baixo.

3.3.4. TEMPERATURA DE CORTE

Com o desgaste da ferramenta, há um aumento da área de contato peça-ferramenta. A consequência é que aumenta a região de atrito e, conseqüentemente, cresce a temperatura de corte (CALDEIRANI FILHO, 1995). Isto implica que a temperatura de corte pode ser usada para monitorar o desgaste da ferramenta.

A avaliação da temperatura de corte pode ser feita de várias maneiras (BARROW, 1973): medição com termopares, técnicas de radiação e reações termoquímicas. A técnica do termopar peça-ferramenta é a mais utilizada.

Durante a usinagem, quando se tem velocidade de corte baixa, uma parcela muito pequena do calor gerado é absorvido pela ferramenta, sendo que a maior parte, praticamente

60% vai para a peça e o restante, quase 40% é levado pelo cavaco (BOOTHROYD et al, 1967). O mesmo autor mostrou também que, um aumento do desgaste de flanco, acarretou um aumento na temperatura da ferramenta.

Estes sensores apresentam o inconveniente de apresentarem uma interface de contato ferramenta-peça muito pequena, o que nem sempre proporciona precisão na medição da temperatura de corte, pois a dinâmica de formação do cavaco é muito grande.

3.3.5. RUGOSIDADE

Ao longo de sua vida, à medida que a ferramenta de corte se desgasta, a rugosidade da peça sofre alterações, principalmente devido ao desgaste de flanco, desgaste de sulco e quando um mecanismo que danifica a aresta de corte acontece, como um lascamento por exemplo. Assim, verificando-se a rugosidade das peças usinadas, é possível monitorar a vida da ferramenta.

SPIRGEON and SLATER (1974), usaram um sensor de fibra óptica, para indicação, em processo, da rugosidade superficial da peça.

3.3.6. PARÂMETROS ELÉTRICOS DO MOTOR DA MÁQUINA FERRAMENTA

Este método de monitoramento será detalhado mais especificamente no item 3.4, por se tratar de um dos métodos abordados para o desenvolvimento deste trabalho.

3.3.7. EMISSÃO ACÚSTICA

O monitoramento usando emissão acústica é também outro método selecionado para a elaboração deste trabalho e por isto, também será tratado mais especificamente no item 3.5.

3.4. MONITORAMENTO DA VIDA DA FERRAMENTA VIA PARÂMETROS ELÉTRICOS DO MOTOR PRINCIPAL DA MÁQUINA-FERRAMENTA

Os motores de acionamento da máquina-ferramenta consomem uma potência ou uma corrente elétrica que são proporcionais à potência mecânica consumida pelo processo. Ou seja, medir parâmetros elétricos é medir indiretamente os esforços de corte, como mostram as equações abaixo (FERRARESI, 1977):

$$W_{el} = W_{mec} / n \quad (3.1)$$

Então, tem-se que:

- em uma máquina-ferramenta de corrente contínua

$$R \cdot I^2 = F_c \cdot v_c / n \quad (3.2)$$

- em uma máquina-ferramenta de corrente alternada

$$R \cdot I^2 \cdot \cos\phi = F_c \cdot v_c / n$$

Sendo:	W_{el} = Potência Elétrica	W_{mec} = Potência Mecânica
	R = Resistência Elétrica	I = Corrente Elétrica
	F_c = Força de Corte	v_c = Velocidade de Corte
	n = Rendimento do motor	ϕ = Ângulo de fase

Mantendo-se v_c e n constantes, tem-se que o produto $R \cdot I^2$ (parâmetros elétricos) é proporcional à força de corte.

O monitoramento através dos parâmetros elétricos do motor da máquina-ferramenta, tem despertado interesse entre os pesquisadores, encontrando já aplicação a nível industrial, por possuir algumas características importantes para este fim, tais como (MICHELETTI et al, 1976):

- É pouco intrusivo no processo de usinagem, pois os sensores responsáveis por captar os sinais são instalados longe da zona de usinagem, junto aos motores de acionamento da máquina-ferramenta.
- Pequeno custo se comparados a outros sistemas de monitoramento, pois os sensores utilizados são de tecnologia simples.
- O monitoramento pode ser realizado em tempo real, não sendo necessária a interrupção do processo, com conseqüente ganho de produtividade.

Atualmente já existem alguns sistemas de monitoramento e controle adaptativo, baseados na medição da corrente e potência do motor de acionamento da máquina, como por exemplo: monitoramento e controle de torque pela Cincinnati Milacron e controle adaptativo do avanço pela Mazak, ambos trabalhando com controle adaptativo com restrição da potência de corte; monitoramento da potência de corte pela Swedish Machine Tool Company, integrado ao sistema de controle da máquina-ferramenta e sistemas de monitoramento de quebra da ferramenta pela Valenite e Sandvik (MANNAN and BROMS, 1989).

Este sistema de monitoramento também apresenta alguns inconvenientes, sendo que o principal deles, é que os parâmetros elétricos do motor são pouco sensíveis ao fenômeno de desgaste da ferramenta e que o gradiente de potência elétrica entre uma ferramenta nova e uma ferramenta desgastada, não afeta de forma substancial a potência total requerida pelo sistema de usinagem, pelo menos até que a ferramenta apresente alto grau de desgaste, ou seja, esteja próxima do limite de sua quebra (BRAGA, 1992).

Autores como STEIN and SHIN (1986) e STEIN and CHURN (1990), concluíram que a sensibilidade da corrente elétrica ao crescimento dos desgastes não é tão boa quando comparada com outros sistemas de monitoramento, mas sua sensibilidade à quebra da ferramenta é muito alta, apresentando sinais com razoável antecedência de que a quebra está prestes a ocorrer, o que a torna um ótimo parâmetro para ser usado em operações de desbaste.

Na figura 3.1, observa-se os diversos níveis de corrente para um conjunto máquina-ferramenta/peça (torneamento) à medida em que a ferramenta se desgasta. Nota-se que existe

uma faixa razoavelmente grande entre as condições da ferramenta nova e quando ocorre a sua quebra, podendo assim admitir-se um valor intermediário da corrente que limita a ocorrência de quebra da ferramenta, com o conseqüente ganho de custo e tempo do processo.

Para se fazer o monitoramento por este processo, toma-se por base uma medição da corrente quando a ferramenta ainda é nova e determina-se um valor maior do que este, como limite de corrente para o fim da vida da ferramenta (30% a 40% maior que o valor no início da vida) dependendo do processo de usinagem (COSTA, 1995). Este valor é memorizado pelo sistema e à medida que a ferramenta se desgasta, observa-se um aumento do valor da corrente com conseqüente necessidade de maior torque no cabeçote da máquina-ferramenta. Assim, acompanha-se o crescimento da corrente, sendo esta a cada instante comparada ao valor de corrente inicialmente memorizada. Uma vez observado a ultrapassagem deste limite pré-determinado, o sistema pode paralisar o processo ou, dependendo da intensidade do desgaste e nível de automação da máquina, realizar a substituição da ferramenta por outra idêntica à disposição, em reserva no magazine. DINIZ e COSTA (1995), mostraram que quando a ferramenta é recoberta, a taxa de crescimento da corrente elétrica é um bom parâmetro para o estabelecimento do fim de vida, já que quando o desgaste de flanco alcança V_B entre 0,3 e 0,4 mm, o substrato da ferramenta passa a ter contato com a peça e a corrente passa a crescer mais rapidamente.

Como em outros sistemas de monitoramento, também no caso de parâmetros elétricos do motor da máquina-ferramenta, os sinais provenientes dos sensores devem ser condicionados. Afim de que se possa colocar os sinais de corrente e tensão elétrica do motor principal da máquina ferramenta diretamente no computador, eles precisam ser condicionados da seguinte maneira (DINIZ, 1991):

- **Sinal de corrente elétrica:** um computador lê somente a tensão de um sinal elétrico. Então se o que se quer medir é a intensidade de corrente do sinal, precisa-se transformar tal sinal em outro cuja tensão é proporcional à corrente do primeiro. Isto se faz com o “sensor de efeito Hall”, que circunda o fio por onde passa e libera um sinal com tensão diretamente proporcional à corrente elétrica do primeiro.

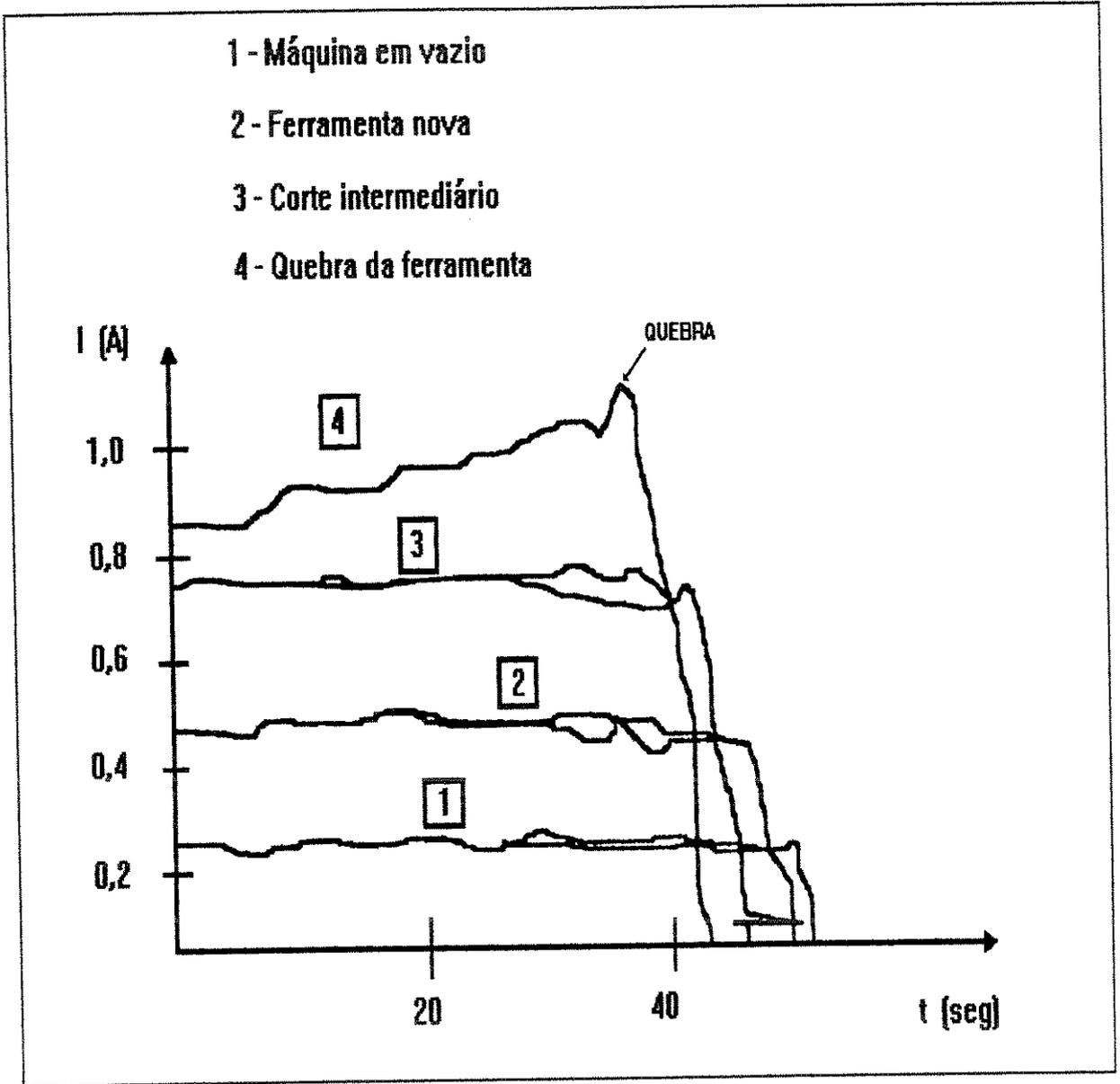


Figura 3.1 - Diferentes níveis de corrente para máquina em vazio, a ferramenta nova, o corte intermediário e a quebra da ferramenta (MANN and BROMS, 1989).

- **Sinal de tensão elétrica:** normalmente este sinal tem voltagem muito alta (até 400V) para ser enviado à placa analógica-digital que interfaceia os sensores e o computador e também muito alta para o próprio computador. Estes equipamentos, em geral, aceitam tensões máximas da ordem de 10V. Por isto, tal sinal precisa passar por um transformador com relação entre a tensão de entrada e de saída bem grande (da ordem de 50 a 100 vezes).

Braga (1992), mostra um exemplo de condicionamento de sinais, sendo o mesmo mostrado na figura 3.2.

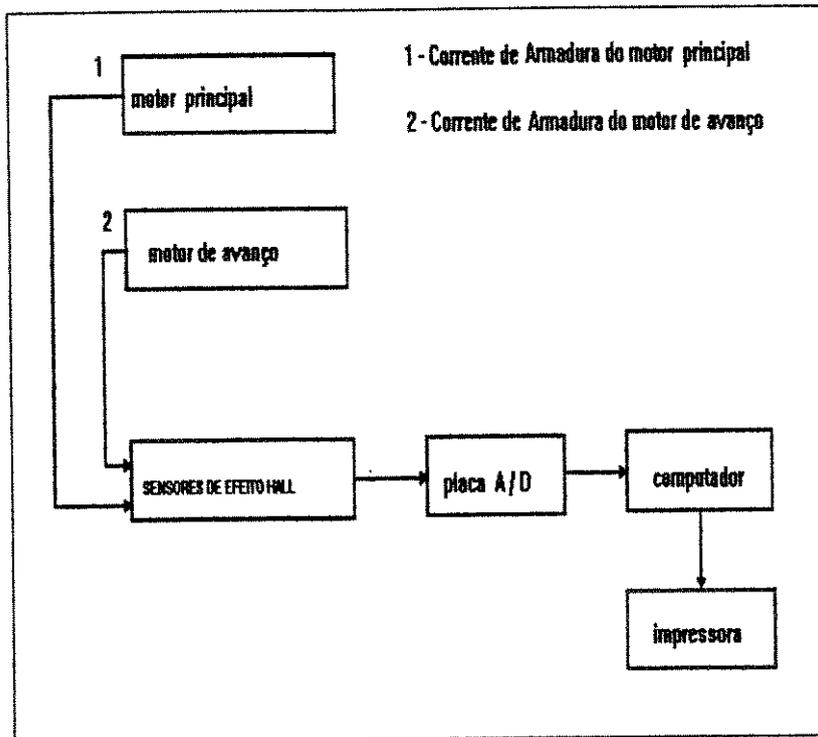


Figura 3.2 - Sistema de monitoramento via Parâmetros Elétricos (BRAGA, 1992).

3.5. MONITORAMENTO DA VIDA DA FERRAMENTA VIA EMISSÃO ACÚSTICA (EA)

3.5.1. INTRODUÇÃO

O monitoramento de ferramentas de usinagem baseado na análise do sinal de EA, apresenta-se hoje como uma das técnicas mais promissoras quando comparada com a maioria dos processos de monitoramento (PIGARI, 1995). O sinal de EA, está intimamente ligado ao processo de deformação dos materiais, ou seja, a emissão acústica é gerada pelo próprio processo de deformação. Devido a este fato, ela tem sido utilizada nos mais variados campos da engenharia.

Mais precisamente na Engenharia Mecânica, objeto principal deste trabalho, a emissão acústica tem sido utilizada no estudo do atrito e desgaste dos diversos componentes mecânicos

de máquinas, automóveis, equipamentos mecânicos em geral (LINGARD and NG, 1989; FILATOV, 1982; TSE et al, 1985). Na área de usinagem dos metais, diversos pesquisadores têm apresentado trabalhos científicos, feitos para estudar o processo de formação do cavaco (UEHARA and KANDA, 1984; LAN and DORNFELD, 1983) e também para estudar o desgaste e/ou quebra da ferramenta de corte (DIEI and DORNFELD, 1987; INASAKI et al, 1987; MORIWAKI, 1983; CHRYSOLOURIS and DOMROESE, 1989; LISTER and BARROW, 1986; IWATA et al, 1977; KAKINO, 1980; PIGARI e DINIZ, 1996), a partir dos sinais de EA gerados pelo processo.

O objetivo principal deste trabalho é estudar o sinal de EA gerado durante o processo de fresamento frontal com fresas de dentes postiços, a fim de verificar como ele pode ser usado na determinação do momento de troca da ferramenta de corte.

3.5.2. DEFINIÇÃO E CARACTERÍSTICAS DO SINAL DE EA

Vários são os autores que se propuseram definir a emissão acústica. Dentre eles pode-se citar principalmente os seguintes:

- “São ondas acústicas geradas no interior de um material quando este está sujeito a estímulos externos” (BEATTIE, 1983).
- “Emissão acústica é uma espécie de vibração ultrassônica tipicamente gerada durante a deformação e fratura de materiais sólidos” (KAKINO, 1984).
- “São ondas de tensão elásticas transientes geradas por uma fonte, pelo rápido relaxamento de energia de tensão dentro de um material” (BONESS and McBRIDE, 1991).
- “São ondas de tensão transiente que são geradas quando o estado de tensão de um corpo se altera” (HANCHI and KLAMECHI, 1991).
- “Emissão Acústica refere-se à ondas de tensão elásticas, geradas pela rápida liberação de energia de deslocamento, provenientes de fontes localizadas dentro do material” (LIU, 1991).

- “Emissão Acústica é a propagação de uma onda vibracional na rede dos materiais cristalinos, devido ao rearranjo da estrutura interna do material” (WILLIAMS, 1968).

- “Emissão Acústica pode ser entendida como o relaxamento de uma onda vibracional na estrutura de materiais cristalinos, possibilitando o rearranjo da estrutura interna do material, ao qual foi imposto um estímulo” (BLUM and DORNFELD, 1990).

Ou seja, dado um estímulo (corte, atrito, trinca, fratura, deformação, etc.) ocorre um rearranjo da estrutura do material, que libera energia de deformação, a qual gera ondas de tensão elástica, provocando deslocamento na superfície do material. Este deslocamento pode ser detectado por um sensor piezoelétrico (figura 3.3) de emissão acústica e transformado em um sinal de EA (sinal elétrico). Esta onda propaga-se nos materiais com a mesma velocidade de uma onda acústica (velocidade do som), daí o nome de emissão acústica (HANCHI and KLAMECHI, 1991).

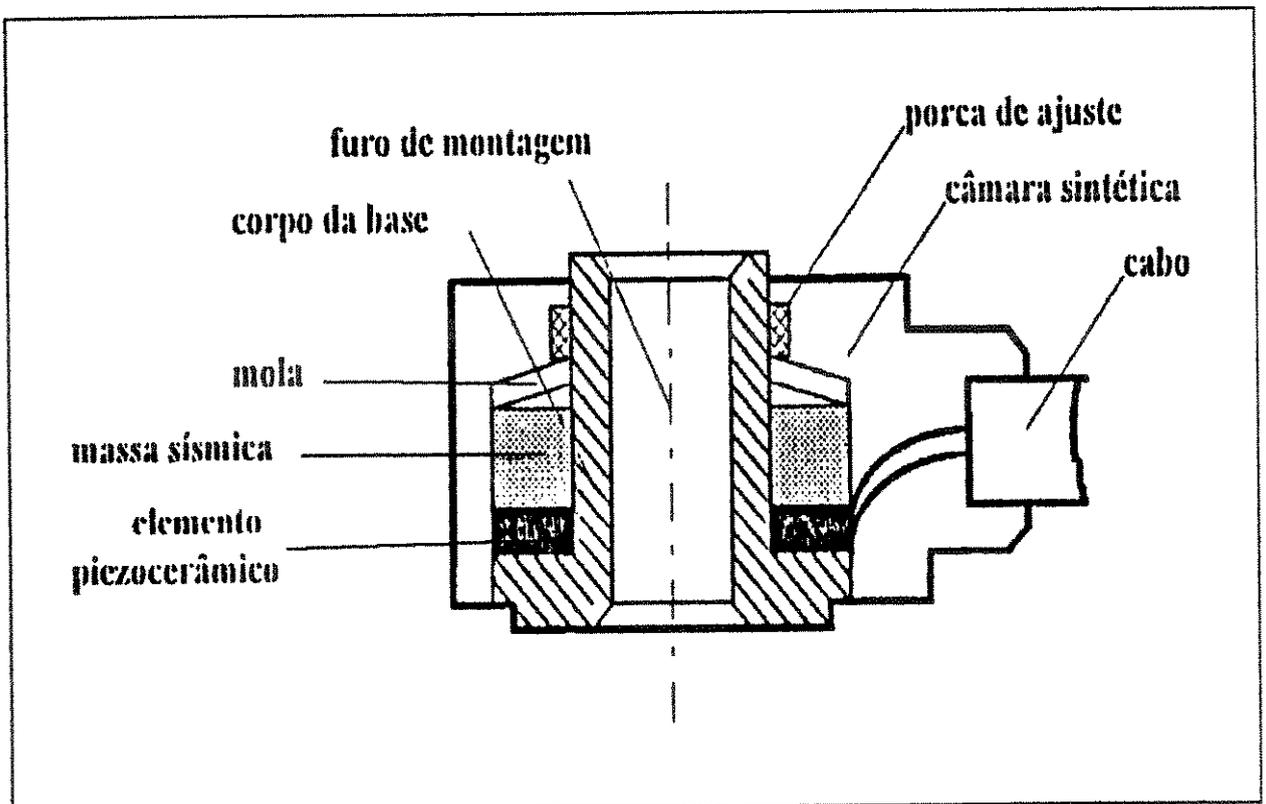


Figura 3.3 - Esquema de um sensor de EA (BEATTIE, 1983).

O sinal de EA pode ser classificado em dois tipos (BLUM, 1988; BLUM and INASAKI, 1990; BEATTIE, 1983): **sinal contínuo** (continuous type) e **sinal de pico** (burst type). Quando o sinal é produzido pela deformação da peça ou cavaco, pelo atrito cavaco/ferramenta na superfície de saída da ferramenta ou pelo atrito peça/ferramenta na superfície de folga, tem-se a emissão contínua. Este tipo de sinal não pode ser detectado isoladamente, pois chega ao sensor em grande número. A emissão de pico, é produzida por eventos localizados, como trinca, quebra ou lascamento da ferramenta e quebra ou colisão do cavaco (LAN and DORNFELD, 1986). O sinal de pico possui uma energia maior que o sinal contínuo, podendo ser diferenciado facilmente durante o processo de corte. A figura 3.4, mostra um sinal típico de EA, mostrando sinais contínuos e de pico.

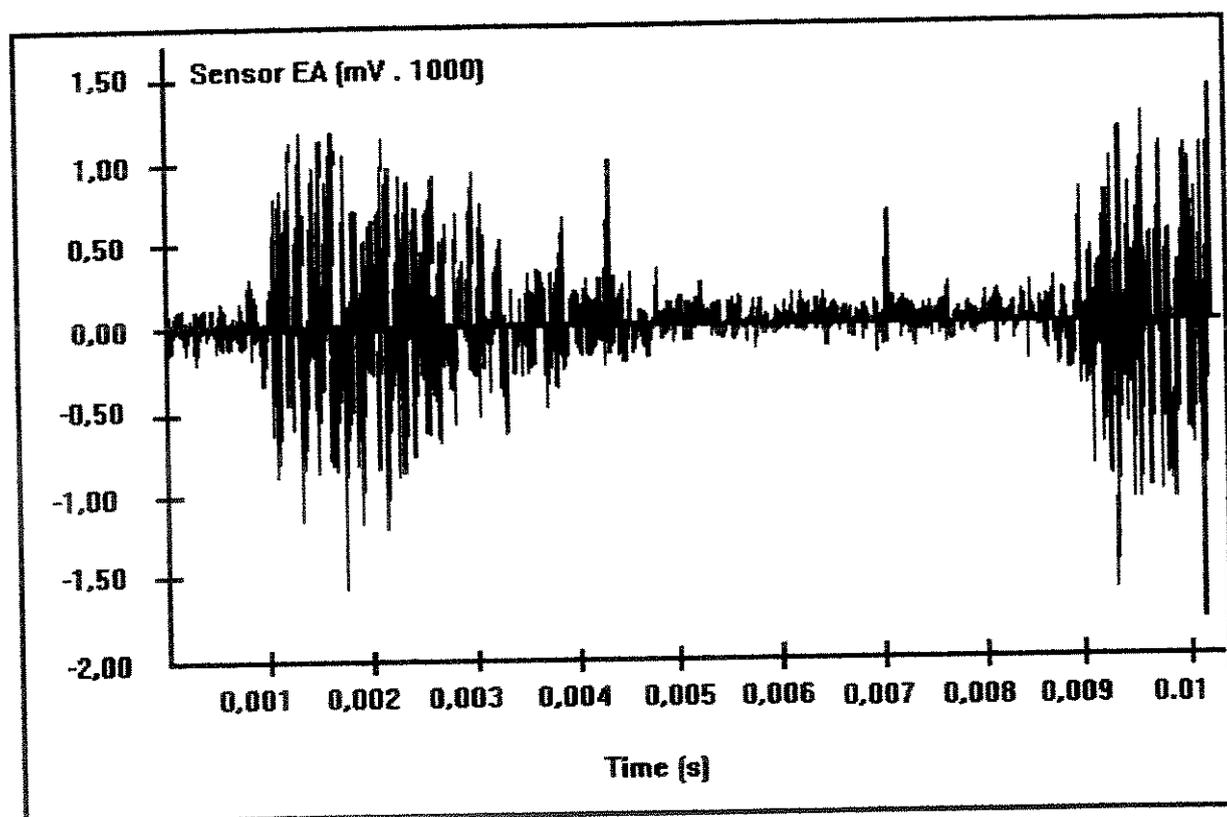


Figura 3.4 - Típico sinal de EA (BEATTIE, 1983)

O monitoramento via geração de ondas de emissão acústica tem sido bastante usado durante a usinagem dos metais (torneamento, fresamento, furação e retificação). O método é

sensível à remoção de material, ao escorregamento de um material sobre o outro, à transformação de fase, à deformação plástica, a micro-quebras, a fraturas e impactos. As técnicas de monitoramento via emissão acústica usam informações contidas nas ondas de tensão elásticas transientes, as quais são geradas pela rápida liberação de energia dentro do material, fornecendo conhecimento a respeito do processo (LIU, 1991).

As ondas de tensão caminham no meio sólido à mesma velocidade do som. Estas ondas não são audíveis, pois sua faixa de frequência vai de 15 KHz a 1200 KHz (KONIG and MEYEN, 1990) ou de 50 KHz a 1000 KHz (BLUM and DORNFELD, 1990). A figura 3.5, mostra a faixa de frequência do sinal de EA em comparação com frequências de diversas outras ondas.

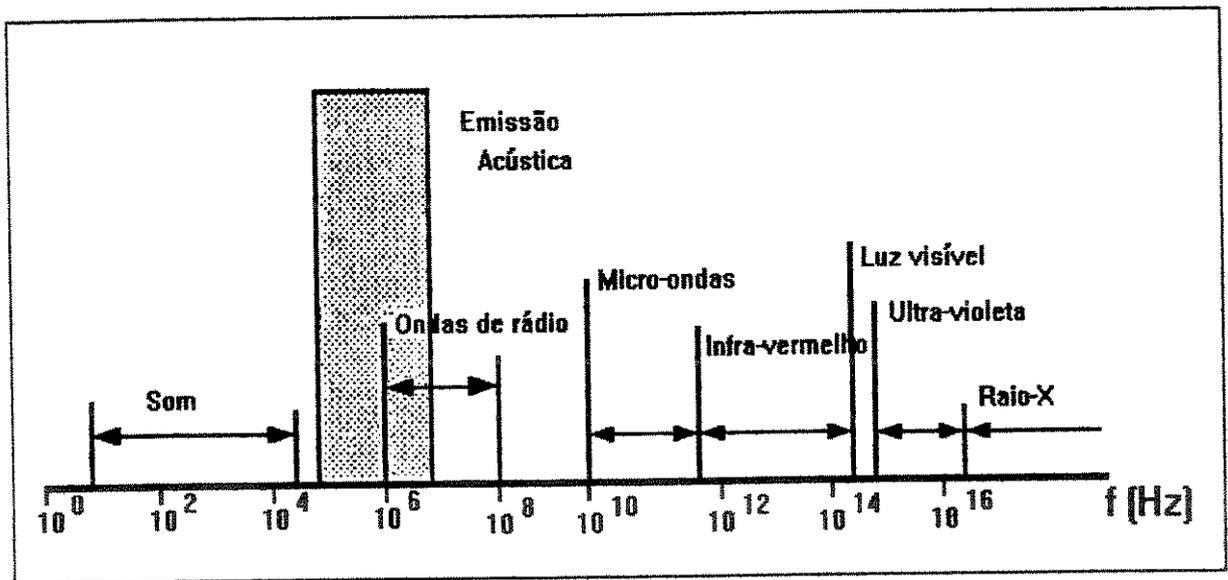


Figura 3.5 - Faixa de frequência da onda de EA em comparação com as demais ondas (DORNFELD and BLUM, 1990).

Estando a faixa de frequência do sinal de EA aproximadamente entre 50 KHz a 1000 KHz, ela está bem acima da frequência de vibrações mecânicas ou outros ruídos envolvidos em um ambiente de manufatura, sendo isto, uma das principais vantagens da utilização do sinal de EA no monitoramento do processo de usinagem, pois o sinal pode ser facilmente descontaminado dos ruídos com a utilização de um filtro passa-alta (LIANG and DORNFELD, 1987).

Também pode ser considerado como vantagem o fato de que a emissão acústica, pode ser captada e transformada em sinal elétrico (sinal de EA) por um sensor piezoelétrico relativamente pequeno e de baixo custo (figura 3.3), quando comparado com outros sensores, como por exemplo, o sensor de força (dinamômetro). Pelo fato do sensor ser bastante pequeno, a intrusividade na medição da emissão acústica é muito pequena, facilitando a implementação do monitoramento "on-line" (LIANG and DORNFELD, 1987).

A principal desvantagem do sistema, é que a alta frequência dificulta a amostragem e o armazenamento do sinal digitalizado durante o processo, pois em um pequeno intervalo de tempo, uma quantidade muito grande de pontos deve ser captada para que a amostra do sinal seja confiável. Por exemplo, um sinal com frequência de 500 KHz deve ser digitalizado a uma frequência de pelo menos 1000 KHz, para que o sinal mostrado seja representativo do sinal real (sem "aliasing") e isto significa 1.000.000 de pontos armazenados em 1 (um) segundo de tempo de corte (DINIZ, 1991). Com esta alta taxa de amostragem seria necessário a utilização de uma placa A/D muito rápida e a capacidade de memória do computador utilizado precisaria ser bastante alta, para se poder armazenar uma porção razoável de todo o processo.

Para resolver este problema utiliza-se de dois expedientes: uma opção é passar o sinal bruto (sinal que sai do amplificador) por um instrumento cuja saída é o valor médio quadrático (RMS) do sinal de entrada. Assim, o sinal de saída tem uma frequência menor, pois o instrumento possui o que se chama de constante de tempo (time constant), que é o tempo que ele passa amostrando o sinal bruto de entrada e calculando o RMS para proporcionar a saída. O inconveniente deste processo é que a análise não mais vai ser feita em cima do sinal bruto, o que inviabiliza uma análise espectral, dificultando a filtragem dos ruídos. Uma segunda opção é a gravação do sinal bruto em um gravador de vídeo, para posterior análise do sinal.

3.5.3. SENSOR DE EMISSÃO ACÚSTICA

Os sensores de emissão acústica, são dispositivos que geram um sinal elétrico quando estimulado por uma onda de emissão acústica. Um sensor ideal produz uma curva de tensão x tempo proporcional à curva amplitude x tempo da onda, no ponto em que o sensor está

localizado. Este é baseado principalmente em piezoelectricidade, sendo o último o tipo de sensor mais comum e também o utilizado neste trabalho.

Um sensor piezoelétrico de emissão acústica (figura 3.3), é composto basicamente de um disco circular de um transdutor piezoelétrico de diâmetro 10 mm e espessura 0,3 mm, que é colocado em uma fina base de epoxi. O diâmetro e espessura afetam a sensibilidade e a frequência característica do sensor. Quanto mais espesso é o transdutor, geralmente, maior é sua sensibilidade, mas a frequência de ressonância, ou seja, sua faixa sensível de frequência torna-se menor. Também a frequência de ressonância diminui com o aumento do diâmetro (IWATA et al, 1977).

A fixação do sensor de emissão acústica nas operações de fresamento, pode ser feita na própria peça a ser usinada (normalmente estática em relação à mesa da fresadora), pois a atenuação do sinal em função de sua localização em relação à distância de corte, é insignificante (IWATA et al, 1977). É aconselhável o uso de fluidos acoplantes entre o sensor e o sólido a que ele está acoplado, pois isto permite detectar um sinal de EA de baixo nível. O contato entre a superfície do material e do sensor, não é intimamente perfeito, em escala microscópica, havendo um espaço livre entre eles e isto faz com que a tensão transmitida por unidade de área seja pequena. Se este espaço for preenchido por um fluido, a onda de tensão poderá ser transmitida de modo mais uniforme (BEATTIE, 1983).

Quando em aplicação industrial, um sensor deve apresentar algumas características principais que melhoram a sua utilização, tais como (BALDO, 1994): alta resistência ao meio agressivo de trabalho (resistência aos fluidos refrigerantes e temperatura de trabalho), resistência aos esforços presentes nas operações que estão sendo monitoradas, custo reduzido, fácil manuseio e baixa intrusividade ao processo monitorado.

3.5.4. -INSTRUMENTAÇÃO DO SINAL DE EA

A captação e o tratamento do sinal de EA, depende logicamente, do que se pretende analisar. Mas, normalmente a instrumentação básica utilizada está mostrada na figura 3.6. (BEATTIE, 1983; KAKINO, 1984; KANNATEY-ASIBU and DORNFELD, 1981; DINIZ, LIU and DORNFELD, 1992).

Após ser captada pelo sensor piezoelétrico, a emissão acústica é transformada em um sinal elétrico alternado de alta frequência. A análise deste sinal é geralmente pouco informativa, dada a dificuldade de se interpretar um sinal de tal natureza, além dos ruídos existentes. Torna-se, então, necessário efetuar o tratamento deste sinal através de alguns dispositivos como: pré-amplificadores, amplificadores, filtros e voltímetros conforme mostrado no esquema da figura 3.6.

Saindo do sensor, o sinal é primeiramente amplificado em um amplificador de ganho fixo, geralmente 40 ou 60 dB (ampliando 100 ou 1000 vezes, respectivamente) e depois se necessário, é novamente amplificado em um amplificador de ganho variável. Isto é feito quando se deseja elevar o nível do sinal a um valor pré-estabelecido. O sinal também pode ser gravado em um gravador de vídeo para análise posterior, se o trabalho requerer. Também pode ser instalado um osciloscópio, para o acompanhamento do sinal durante o monitoramento, pois uma alteração anormal pode indicar problemas na instrumentação, que devem ser observados e corrigidos cuidadosamente (PIGARI, 1995).

Para selecionar as faixas de frequência de maior interesse na observação, pode-se usar filtros passa-baixa, passa-alta ou passa-banda, os quais também podem ser utilizados para filtrar os sinais indesejáveis de baixa frequência, como vibração mecânica e ruídos do meio ambiente.

O voltímetro RMS é um instrumento bastante utilizado, pois ele transforma o sinal de entrada, de altíssima frequência, em um sinal de saída que é proporcional à raiz quadrada da média do sinal de entrada ao quadrado, cuja frequência depende da constante de tempo usada no voltímetro. Isto é normalmente necessário, porque em geral as placas A/D não têm velocidade de amostragem suficiente para amostrarem sinais de alta frequência e nem o computador tem memória suficiente para armazenar dados que cubram uma parcela razoável do processo.

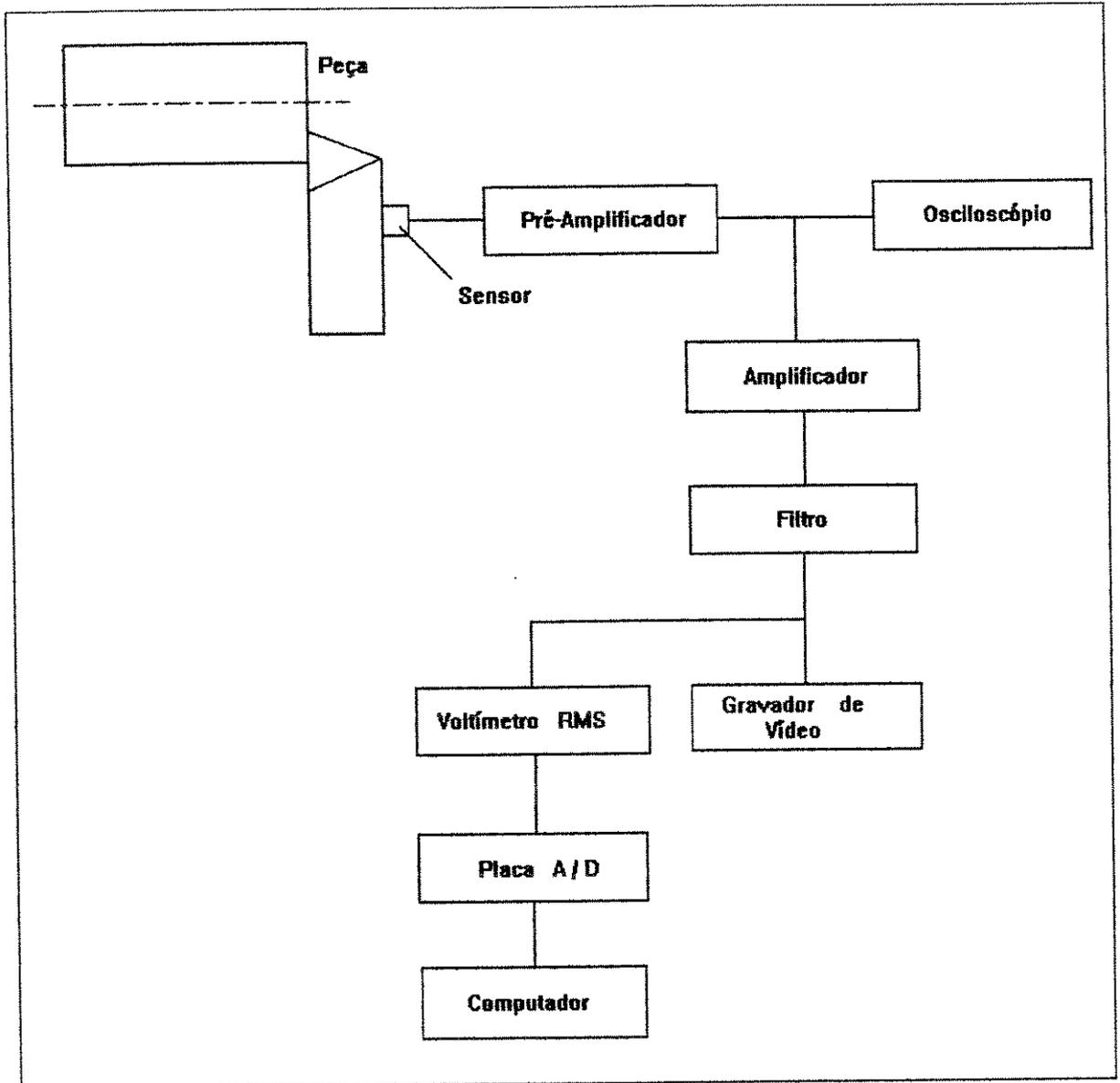


Figura 3.6 - Montagem experimental para a medição de Emissão Acústica (PIGARI, 1995).

3.5.5. ANÁLISE DO SINAL DE EA

O método de monitoramento via emissão acústica, apresenta alguns problemas quanto à análise e interpretação dos sinais emitidos, devido à aleatoriedade da emissão acústica gerada no processo de corte. Este sinal não é periódico, contém muitas frequências e não pode ser explicitamente descrito por equações matemáticas, a não ser com grandes simplificações (TETI and DORNFELD, 1989). Por isso o método de análise do sinal de EA precisa ser cuidadosamente selecionado, de modo que seja representativo do fato a ser observado.

O sinal de EA, como qualquer outro, pode ser analisado no domínio do tempo ou no domínio da frequência.

Os principais parâmetros, para análise no domínio do tempo são (PIGARI, 1995):

- **Voltagem RMS (V_{RMS})**

É a raiz quadrada da média da voltagem ao quadrado do sinal de EA (V_{RMS}). É um modo de avaliar a energia contida no sinal de EA. O valor RMS pode ser quantitativamente expresso como (TETI and DORNFELD, 1989):

$$V_{RMS} = \left\{ (1 / \Delta T) \left[\int_0^{\Delta T} V^2 (t) . dt \right] \right\}^{1/2} \quad (3.3)$$

sendo:

$V (t) =$ função do sinal

$\Delta T =$ constante de tempo.

- **Número de picos, taxa do número de picos e taxa de cruzamento do zero**

O número de picos do sinal de EA é o número de vezes que o sinal ultrapassa um determinado valor pré-estabelecido de tensão (threshold), conforme mostrado na figura 3.7.. Se esta contagem é feita durante um dado período de tempo, a quantidade máxima do número de picos para cada período é a taxa do número de picos. A dependência do número de picos com o “threshold” pode trazer problemas quando as condições de corte são alteradas. Quando isto acontece, a amplitude do sinal muda e o número de picos torna-se sem sentido se o “thershold” não for alterado. Uma maneira de se evitar este problema é estabelecer o padrão em zero. O parâmetro resultante é chamado de taxa de cruzamento do zero (DINIZ et al, 1992).

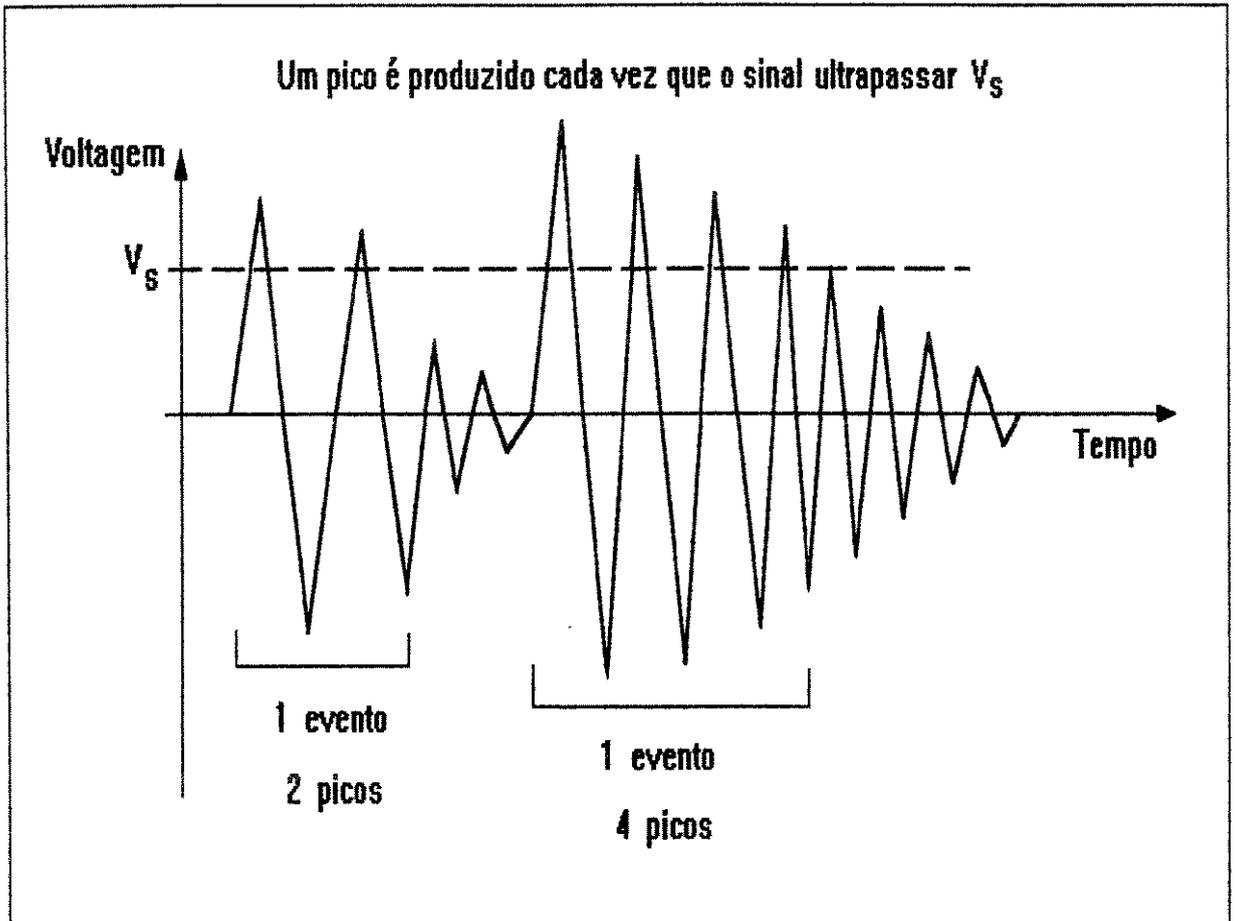


Figura 3.7 - Representação esquemática do parâmetro Número de Picos (BEATTIE, 1983).

- Desvio padrão, Skew e Kurtosis

São frequentemente usados para caracterizarem a distribuição estatística dos dados. O desvio padrão mede a dispersão dos dados em relação à média. O Skew mede a simetria da função densidade de probabilidade em torno da sua média, enquanto o Kurtosis é uma medida da dispersão da função. Um Skew negativo indica que a maior parte dos pontos encontram-se à esquerda da média e um Skew positivo indica o oposto. Um Kurtosis alto indica pequena dispersão dos pontos, ao passo que um valor pequeno indica que os pontos estão mais distribuídos (BALDO, 1994).

O Skew (S) e o Kurtosis (K), são aplicados sobre o sinal bruto, ou sobre o RMS do sinal, sendo definidos respectivamente como os momentos normalizados de terceira e quarta ordem da distribuição de amplitude. São expressos por:

$$S = M_3 / (M_2)^{3/2} \quad e \quad K = M_4 / (M_2)^2 \quad (3.4)$$

onde M_2 é o momento de segunda ordem da distribuição.

-Função autocorrelação

Um sinal é comparado com um outro sinal defasado da mesma forma de onda a fim de se identificar os componentes periódicos presentes no sinal.

- Análise da distribuição de amplitude

É uma indicação do número de sinais cuja amplitude cai numa faixa pré-definida. Vários valores padrões são escolhidos e o número de eventos que ocorre em cada intervalo padrão é identificado.

No domínio da frequência, a técnica utilizada para analisar o sinal é a construção do espectro de frequência.

O espectro de frequência de um sinal é composto de um número muito grande de parâmetros (cada frequência tem sua própria amplitude), que ajuda na caracterização das fontes dos fenômenos e mostra a contribuição de cada componente da frequência na potência total. IWATA et al (1977), mostrou que a faixa de frequência do sinal de EA que é sensível ao crescimento do desgaste da ferramenta de corte é de 50 KHz a 250 KHz.

3.5.6. INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE USINAGEM NO SINAL DE EA

A totalidade das pesquisas desenvolvidas para verificar a influência de parâmetros como velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e ângulo de saída da ferramenta, dizem respeito ao processo de torneamento. É objetivo deste trabalho, confirmar se os resultados encontrados para o torneamento por diversos pesquisadores (BLUM, 1988; BLUM and INASAKI, 1990; TETI and MICHELETTI, 1990; LAN and DORNFELD, 1986; IWATA et al, 1977), são também válidos para o fresamento.

Segundo estes autores, a intensidade do sinal de EA, cresce linearmente com o aumento da velocidade de corte, decresce com o crescimento do avanço e do ângulo de saída da ferramenta e quase não é influenciada pela profundidade de usinagem.

O crescimento da velocidade de corte ocasiona o crescimento da energia consumida pelo processo de usinagem e, portanto, o crescimento da energia acústica gerada. Já o comportamento da emissão acústica com o avanço, profundidade de usinagem e ângulo de saída da ferramenta é explicado pela mudança do nível de deformação do material em usinagem. O crescimento do avanço e/ou ângulo de saída da ferramenta, proporciona um decréscimo da deformação do material sendo cortado e, conseqüentemente, diminui o valor de V_{RMS} (BLUM, 1988; BLUM and INASAKI, 1990). O crescimento da profundidade de usinagem também proporciona um decréscimo da deformação, que é compensado pelo aumento do volume de material sendo cortado, fazendo com que a influência deste parâmetro de corte no valor da emissão acústica seja desprezível. Este ultimamente é discutível, pois FIGARI e DINIZ (1996) concluíram exatamente o contrário, isto é, que o sinal de EA cresce proporcionalmente à profundidade de usinagem.

LAN and DORNFELD (1986), através da usinagem de alumínio com ferramentas diamantadas, demonstram que à medida que o processo se aproxima de um processo ideal (arestas afiadas, pouco atrito, secção de corte muito pequena, etc), a influência do avanço e da profundidade de usinagem na taxa de deformação do material é diferente e que a energia acústica gerada passa a depender somente do volume de material sendo cortado e a velocidade com que este volume de material é retirado da peça.

3.5.7. INFLUÊNCIA DO MATERIAL DA PEÇA NO SINAL DE EA

A intensidade do sinal de EA, cresce com o aumento da dureza do material da peça, pois aumentam-se os esforços de corte (CALDEIRANI FILHO, 1995) e as tensões nas regiões de corte.

Duas pesquisas diferentes mostraram que tanto o aumento da dureza da peça, através de tratamento térmico, conforme figura 3.8 (LAN and DORNFELD, 1986), como o uso de

materiais diferentes, com durezas diferentes, usinados nas mesmas condições de usinagem, fizeram crescer o sinal de EA.

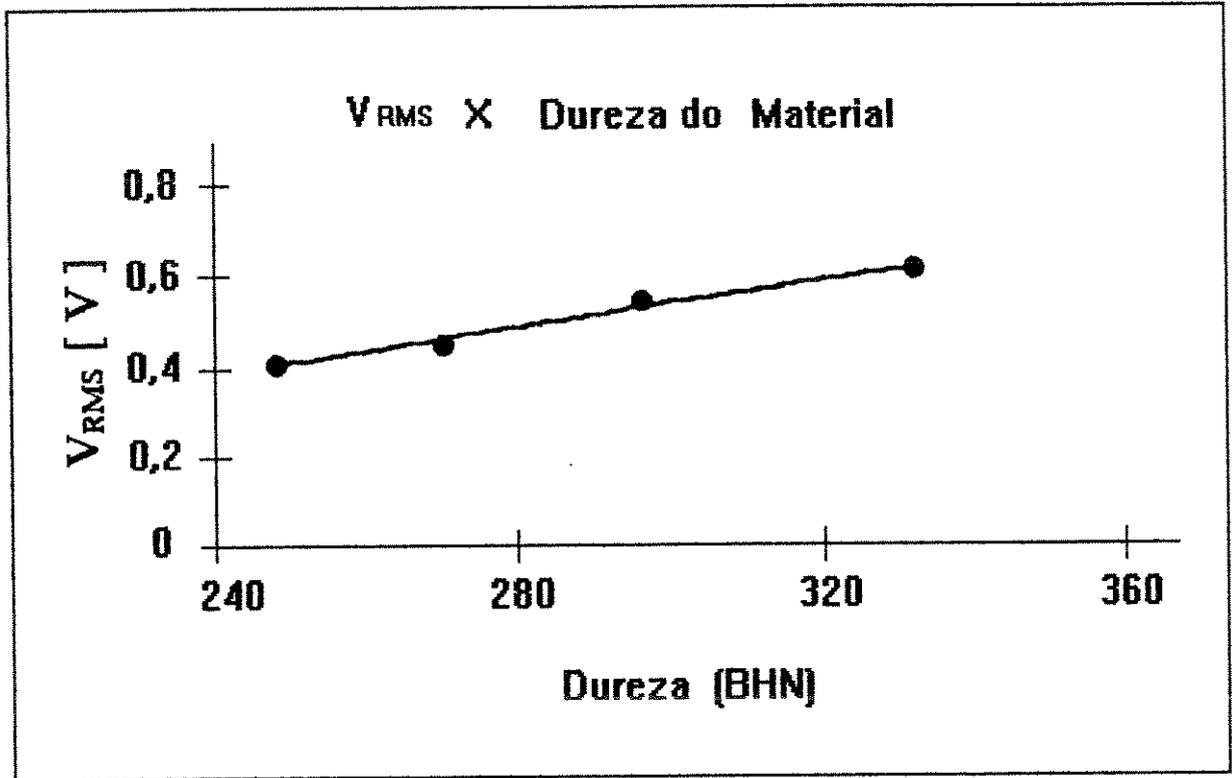


Figura 3.8 - O sinal de EA em função da dureza (Brinell) do material da peça - aço SAE 1045 (LAN and DORNFELD, 1986).

3.5.8. INFLUÊNCIA DO FLUIDO DE CORTE NO SINAL DE EA

NAERHEIN and LAN (1988), usaram CCl_4 (tetracloreto de carbono) para pesquisarem a influência do fluido de corte no sinal de EA, usando aço SAE 4340 com ferramentas de metal duro sem revestimento. A figura 3.9, mostra o resultado de um corte realizado, indicando-se o instante em que o fluido foi aplicado com a consequente redução do sinal de EA.

Estes autores verificaram uma redução de 9% no sinal de EA quando o fluido de corte foi aplicado sobre o cavaco. Quando o fluido de corte inundava toda a região de corte, a redução era de 19%, pois, além da redução da deformação plástica na zona de cisalhamento primária, há também redução do atrito cavaco/ferramenta na zona de cisalhamento secundária.

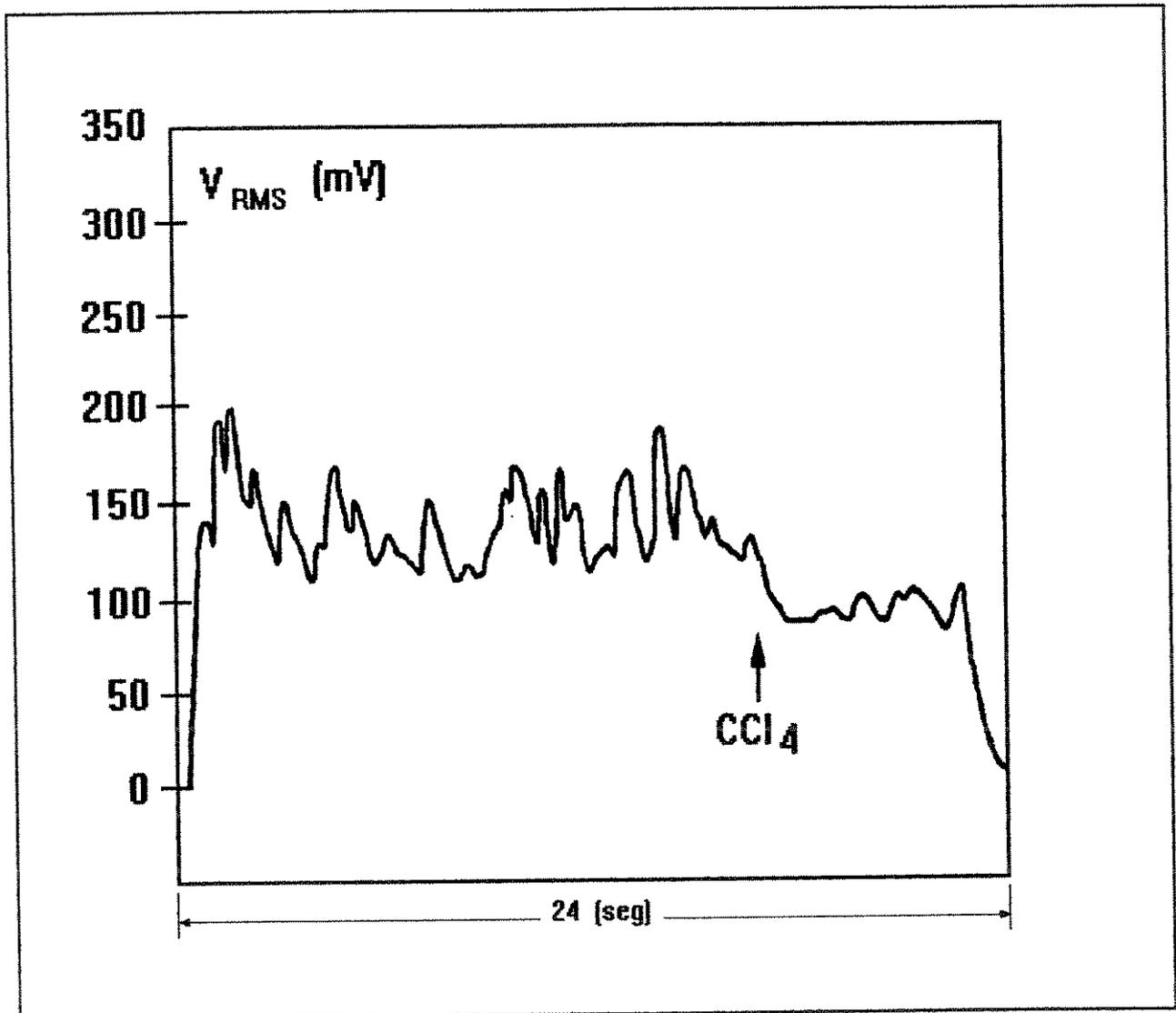


Figura 3.9 - Efeito da aplicação de fluido (CCl_4) no sinal de EA, para o aço SAE 4340 com ferramenta de metal duro (NAERHEIM and LAN, 1988)

3.5.9. INFLUÊNCIA DO DESGASTE DA FERRAMENTA NO SINAL DE EA

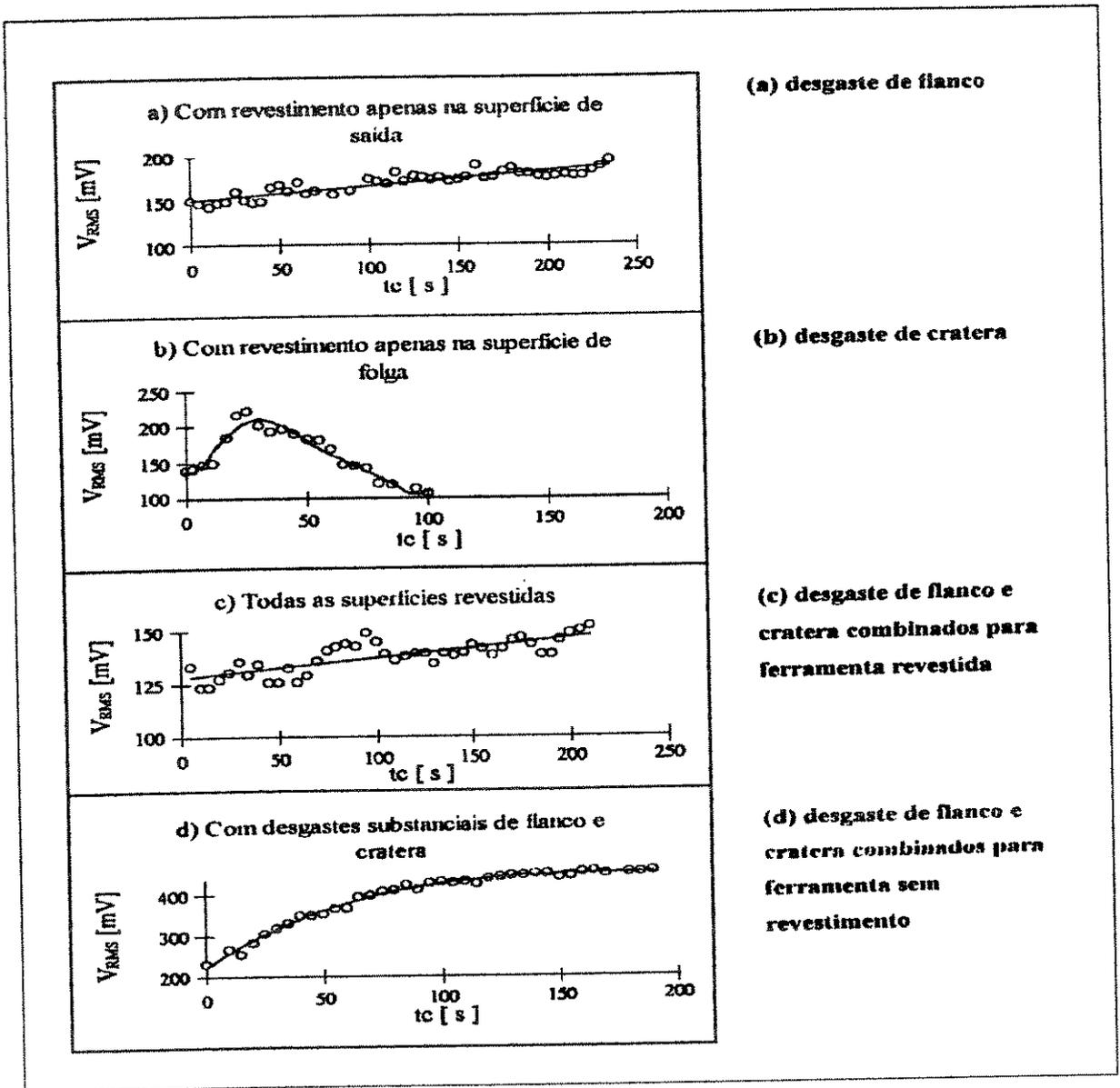
No presente trabalho, as ferramentas utilizadas são ferramentas de metal duro com revestimento e sabe-se (DINIZ, 1992) que o desgaste de cratera neste tipo de ferramenta é desprezível, principalmente se uma das camadas de cobertura for o óxido de alumínio. Por esta razão, faz-se uma abordagem somente em relação ao desgaste de flanco da ferramenta, no sinal de EA, que é o principal objetivo deste trabalho, ou seja, monitorar o desgaste de ferramentas de metal duro, com revestimento, usando a emissão acústica.

Segundo pesquisadores como LAN and DORNFELD (1982); NAERHEIN and LAN (1988) e BLUM and INASAKI (1990), o crescimento do desgaste de flanco, aumenta a energia do sinal de EA.

A figura 3.10., mostra esta tendência através de usinagens efetuadas por NAERHEIN and LAN (1988), ao usinarem aço SAE 4340, com ferramentas de metal duro, alternando-se o revestimento. Ora se tinha revestimento somente na superfície de folga e ora somente na superfície de saída da ferramenta, para evitarem respectivamente o desgaste de flanco e o desgaste de cratera, verificando assim, o comportamento de sinal de EA em função de cada desgaste separadamente. Também utilizaram ferramentas totalmente revestidas e outras sem nenhum revestimento.

Com o crescimento do desgaste de flanco, a área de contato peça/ferramenta aumenta, fazendo com que o atrito nesta região seja maior. Isto faz crescer o sinal de EA. A figura 3.10a, mostra o comportamento ascendente do sinal de EA ao longo do tempo de corte, à medida que cresce o desgaste de flanco. Nenhum desgaste de cratera ou entalhe foi observado neste ensaio. Quando se teve apenas desgaste de cratera (figura 3.10b), houve tendência de queda do sinal com o tempo de corte, já que o desgaste de cratera proporciona um crescimento do ângulo efetivo de saída da ferramenta.

PIGARI e DINIZ (1996) estudaram o comportamento do sinal de EA no torneamento de peças de aço com ferramenta de metal duro com tripla camada de cobertura. Eles concluíram que o RMS do sinal de EA altera-se substancialmente quando o fim da vida da ferramenta está próximo. A inclinação da curva EA(RMS) x comprimento usinado muda bruscamente depois de um determinado valor de desgaste de flanco, sendo este um bom indicador do fim da vida da ferramenta.



(a) desgaste de flanco

(b) desgaste de cratera

(c) desgaste de flanco e cratera combinados para ferramenta revestida

(d) desgaste de flanco e cratera combinados para ferramenta sem revestimento

Figura 3.10 - O sinal de EA em função do tempo de corte para diferentes condições da ferramenta (NAERHEIM and LAN, 1988).

CAPÍTULO 4

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

O Laboratório de Pesquisa e Estudos de Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia (LEPU-UFU), foi o laboratório escolhido para a realização de todos os ensaios práticos constantes deste trabalho, pois o mesmo era o laboratório disponível que mais oferecia condições em termos de equipamentos para as operações de fresamento frontal utilizada.

Todos os ensaios foram realizados em uma fresadora CNC modelo Interact 4 (Romi) com controle variável de velocidade e com motores independentes para o acionamento da mesa e rotação da ferramenta. A potência do motor principal da máquina ferramenta era 22 CV. As ferramentas utilizadas foram Sandvik modelo SEKR 12 04 AZ-WM, GC-A, P25, acopladas em uma fresa também Sandvik modelo R260 22-125-157, com 8 dentes e $\phi = 125$ mm.

Os desgastes das ferramentas foram medidos em um equipamento desenvolvido e construído no próprio LEPU-UFU, possuindo movimentos em 3 direções, acoplado a um microscópio (aumento de 10x), o que facilitava as medições e dava precisão de centésimos de mm em função do relógio comparador (0,01 mm) que fazia parte do equipamento, conforme mostra a figura 4.1. Os desgastes das ferramentas eram medidos individualmente e o fim de vida era estabelecido quando uma ou mais ferramentas ultrapassavam o critério de fim de vida estabelecido que era $V_{B \text{ máx}} = 0,7$ mm, quando então era trocado todo o jogo de ferramentas da fresa.

As fotografias dos desgastes, figuras 5.2 a 5.4, foram tiradas num microscópio de varredura (Digital Scanning Electron Microscope DSM 940 A - ZEISS), pertencente ao laboratório do Departamento de Ciências Físicas da Universidade Federal de Uberlândia.

As rugosidades das superfícies usinadas foram medidas através de um rugosímetro portátil Mitutoyo Surf-test-211, o que facilitou bastante as medições, pois o mesmo podia ser levado até o local do experimento e facilmente utilizado. O $R_{\text{máx}}$ era determinado através da

média de quinze medições efetuadas ao longo de toda a superfície usinada, sendo a mesma dividida em cinco regiões de medição e em cada região eram feitas três leituras, sendo uma na lateral, uma no centro e uma na outra lateral.

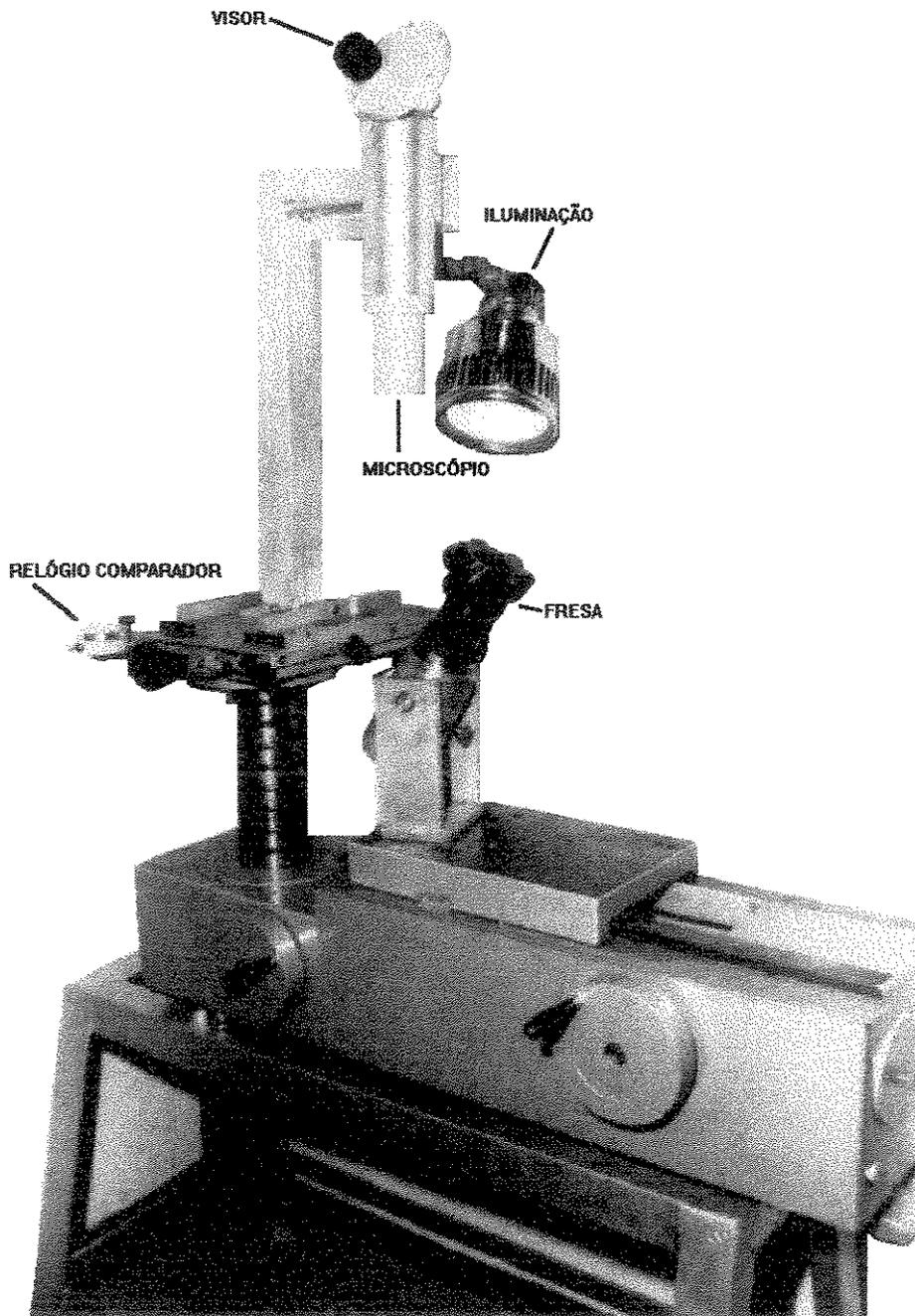


Figura 4.1 - Equipamento utilizado para medição dos desgastes das ferramentas de corte.

Os sinais de EA e corrente elétrica foram adquiridos através do auxílio de um micro computador IBM 586, com uma placa de aquisição de sinais e um software desenvolvido pela Área de Vibração do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (DEEME-UFU).

4.1. MONITORAMENTO DO SINAL

Para a aquisição do sinal de EA, foi acoplado ao corpo de prova o sensor de Emissão Acústica, dentro de um dispositivo metálico especialmente construído para comportar o mesmo.

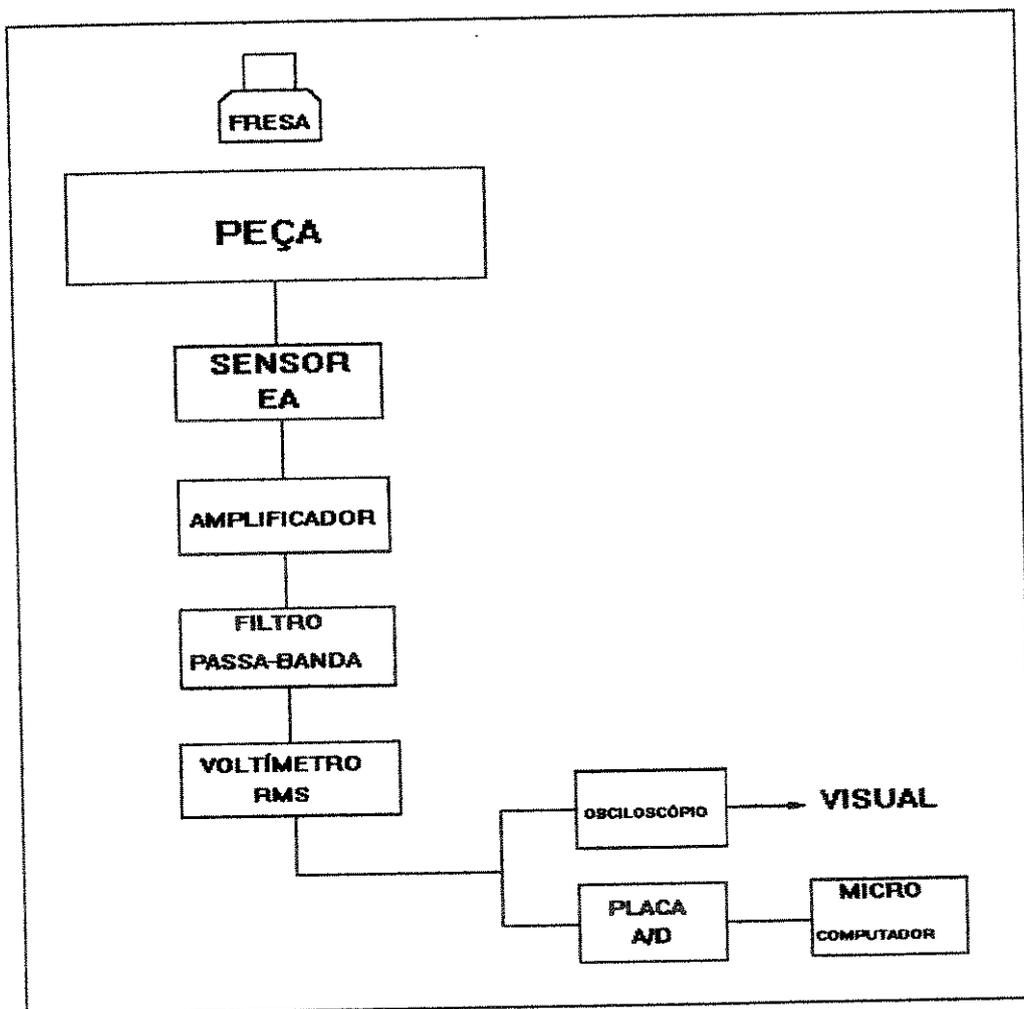


Figura 4.2 - Esquema de montagem dos equipamentos para medição do sinal de EA.

O sensor foi ligado a um amplificador e este foi ligado ao voltímetro RMS. O sinal que saía do voltímetro RMS foi distribuído para um osciloscópio (Tektronix 5111, 4 canais), para que se pudesse controlar visualmente a existência ou não do sinal durante as medições para a placa de aquisição de sinais que enviava os sinais para serem armazenados na memória do micro computador, conforme figura 4.2.

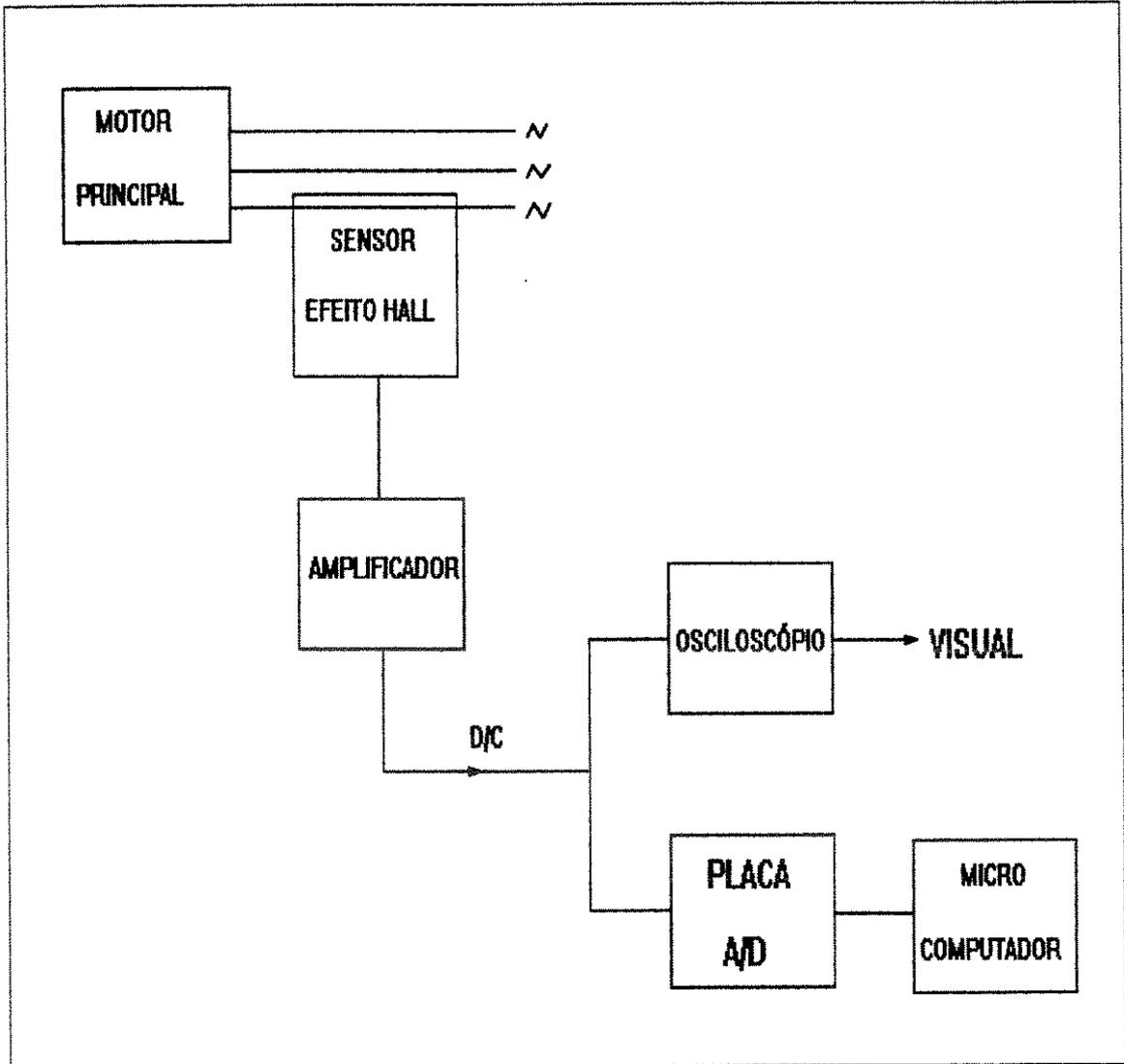


Figura 4.3 - Esquema de montagem do equipamento para medição de corrente elétrica.

Conectado ao amplificador havia um filtro passa-banda que permitia a passagem de sinais na faixa de frequência de 100 a 300 KHz. A constante de tempo do voltímetro RMS foi de 2 ms e a taxa de amostragem na placa A/D foi de 2048 Hz.

O sinal de corrente elétrica foi adquirido através de um sensor de efeito Hall ligado à entrada do motor principal da máquina fresadora, que enviava o sinal a um amplificador e daí era enviado à placa de aquisição de sinais para ser armazenado na memória do microcomputador, conforme figura 4.3 abaixo. A calibração da medição da corrente foi executada de modo que $1A = 100\text{ mV}$ na placa.

O software utilizado para aquisição dos dados dividiu o percurso de corte utilizado no corpo de prova, em três blocos com 10 medições em cada bloco, tanto para o sinal de EA como para a corrente elétrica, sendo que cada medição correspondia à média de 2048 medidas. Como a taxa de amostragem foi de 2048 Hz, cada medição tinha duração de 1 s. Estes valores foram armazenados na memória do microcomputador e posteriormente transferidos para disquetes, onde se pode ter acesso aos dados de Emissão Acústica e corrente elétrica em cada um destes pontos ao longo de toda a vida da ferramenta.

4.2. - OS CORPOS DE PROVA

Para os ensaios experimentais foram utilizados corpos de prova confeccionados de aço ABNT 1045, laminado, quadrado de 88,9 mm, dureza $HV_{30} = 206\text{ kgf/mm}^2$, que após serem preparados para usinagem, tinham as dimensões finais conforme figura 4.4.

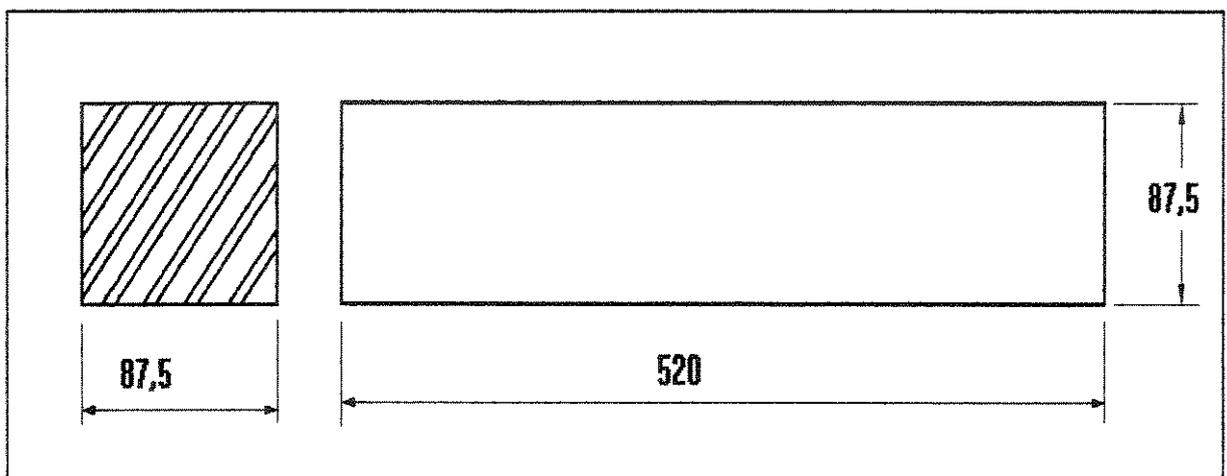


Figura 4.4 - Dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios experimentais.

O comprimento de 520 mm foi escolhido em função das características do deslocamento da mesa da máquina fresadora, de modo a facilitar as operações de fixação e retirada do corpo de prova da mesa da máquina.

A fixação dos corpos de prova à mesa da fresadora, foi feita de maneira indireta, sendo estes primeiramente fixos através de soldagem à uma placa de aço e esta fixada à mesa da fresadora através de parafusos, reduzindo assim, significativamente as vibrações durante a usinagem, como é mostrado na figura 4.5.

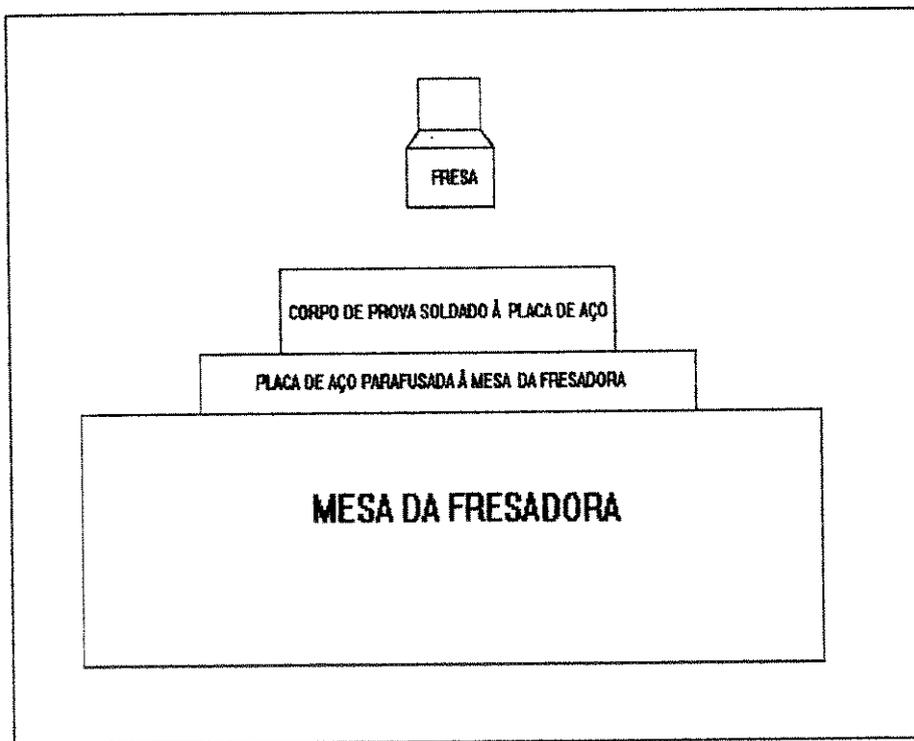


Figura 4.5 - Sistema de fixação do corpo de prova à mesa da fresadora.

4.3. - OS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Inicialmente foram feitos ensaios experimentais onde se buscou uma relação entre a posição da Fresa e a vida da ferramenta, variando-se a distância de ajustagem “j”, figura 4.6, e medindo-se os desgastes da ferramenta de corte, de trecho em trecho, até o fim da vida da ferramenta para cada “j” escolhido.

A tabela 4.1 mostra as condições de usinagem utilizadas nos ensaios

Tabela 4.1 - Condições de usinagem utilizadas nos ensaios experimentais.

CONDIÇÕES DE USINAGEM				
	v_c m/min	f_z mm/dente	v_f mm/min	j mm
USI-1	240	0,12	587	4,75 (j_5)
				11,75 (j_4)
				18,75 (j_3)
				25,75 (j_2)
				32,75 (j_1)
USI-2	192,4	0,15	587	4,75 (j_5)
USI-3	288,6	0,10	587	4,75 (j_5)
USI-4	288,6	0,12	705	4,75 (j_5)
USI-5	331,4	0,12	810	4,75 (j_5)

O primeiro ensaio foi efetuado com a ferramenta centrada em relação à peça, $j_3 = 18,75$ mm (corte simétrico), e condições de usinagem USI-1. As medições de desgaste da ferramenta foram efetuadas para os percursos de corte, $L_f = 3120$ mm, $L_f = 5200$ mm, $L_f = 6720$ mm e $L_f = 7800$ mm, onde se detectou o fim de vida da ferramenta, para o critério de fim de vida escolhido. A ferramenta era considerada em fim de vida quando seu desgaste de flanco V_{Bmax} ultrapassava 0,7 mm em um ou mais dentes da fresa (ISO 3685, 1977). Neste ponto o ensaio era interrompido e todas as ferramentas eram trocadas.

Posteriormente deslocou-se a ferramenta de modo a aumentar o valor de “j”, tendo-se $j_2 = 25,75$ mm e também $j_1 = 32,75$ mm, ainda com condições de usinagem USI-1, medindo-se os desgastes em $L_f = 3120$ mm e $L_f = 5200$ mm, onde se detectou o fim de vida das ferramentas para ambas as posições “j” da ferramenta de corte.

Também deslocou-se a ferramenta no sentido de diminuir o valor de “j”, tendo-se $j_4 = 11,75$ mm, com medição dos desgastes em $L_f = 3120$ mm, $L_f = 5200$ mm, $L_f = 6720$ mm e $L_f = 7800$ mm, onde se detectou o fim de vida da ferramenta e também para $j_5 = 4,75$ mm,

medindo-se os desgastes em $L_f = 3120$ mm, $L_f = 5200$ mm, $L_f = 6720$ mm, $L_f = 7800$ mm e $L_f = 8840$ mm, onde se detectou o fim de vida da ferramenta.

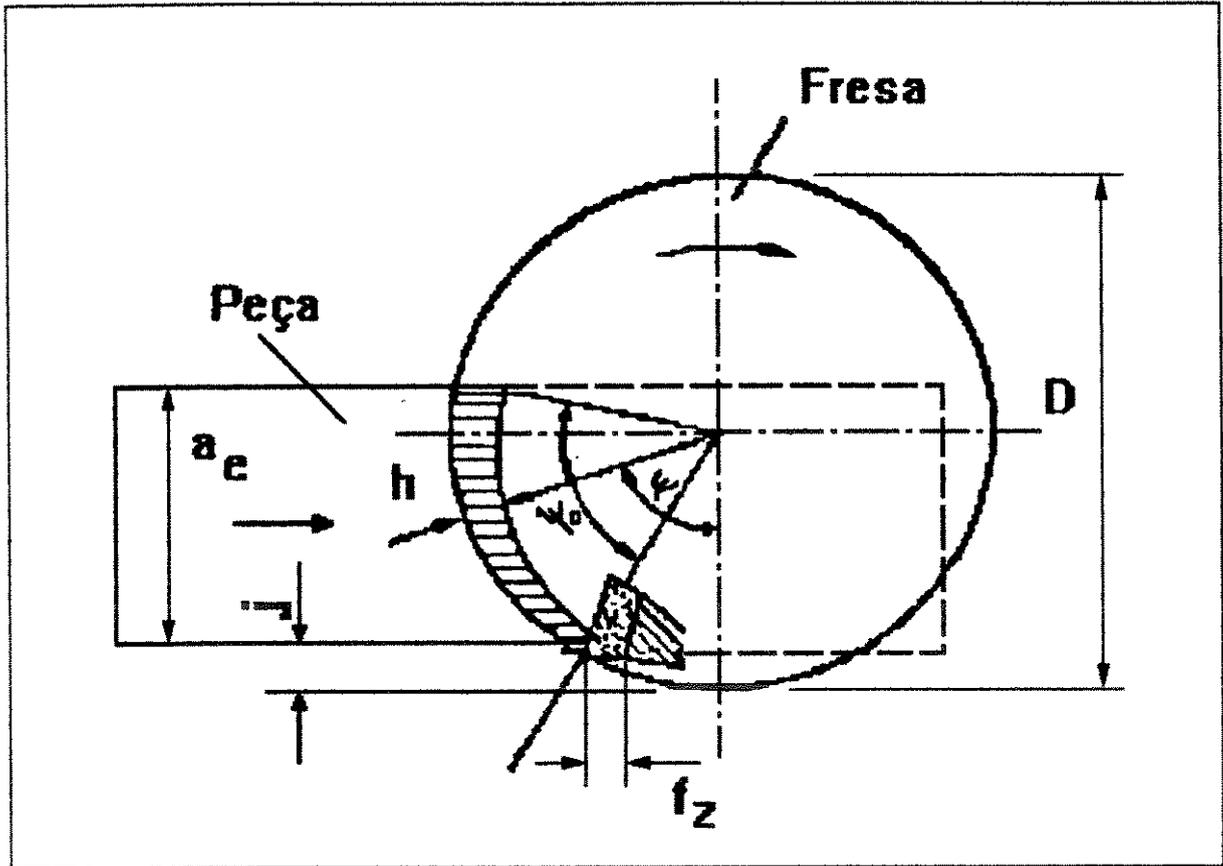


Figura 4.6 - Fresamento frontal assimétrico, mostrando a distância de ajustagem “ j ” (FERRARESI et al, 1972).

À medida que se realizavam os ensaios, a ferramenta era retirada da máquina e media-se o desgaste da ferramenta e a rugosidade da peça, nos pontos correspondentes aos percursos de avanço anteriormente citados. Paralelamente a este controle, a placa de aquisição de dados registrava todos os dados relativos ao sinal de EA e à corrente elétrica. Todos estes ensaios foram realizados na condição de usinagem USI-1.

Após a realização de todos os ensaios de posicionamento da fresa, a condição usada com $j_s = 4,75$ mm, mostrou-se a melhor em termos de vida da ferramenta, de modo que esta posição relativa fresa-peça foi adotada para os demais ensaios experimentais. Primeiramente,

foram realizados mais dois ensaios até o fim da vida da ferramenta, com j_5 e USI-1, para se ter uma idéia em termos de repetibilidade e dispersão da vida da ferramenta.

Na posição “ j_5 ” foram realizados mais dois ensaios com condições de usinagem diferentes, USI-2 e USI-3, variando-se v_c em relação à USI-1 e mantendo-se v_f constante, o que automaticamente provocava variação de f_z . O critério de fim de vida da ferramenta permaneceu o mesmo, ou seja, $V_{Bmax} = 0,7$ mm, com medições de desgaste em $L_f = 3120$ mm, $L_f = 5200$ mm, $L_f = 11440$ mm, $L_f = 15600$ mm, $L_f = 17680$ mm e $L_f = 19760$ mm para a condição de usinagem USI-2 e em $L_f = 3120$ mm e $L_f = 5200$ mm para a condição de usinagem USI-3, para se chegar ao fim da vida das ferramentas, respectivamente. O ensaio com a condição de usinagem que proporcionou a maior vida da ferramenta, USI-2, foi repetido mais duas vezes, também com o mesmo objetivo citado no parágrafo anterior.

Ainda na posição “ j_5 ” variou-se v_c e v_f simultanea e proporcionalmente em relação à condição USI-1, a fim de que f_z permanecesse constante e realizou-se mais dois ensaios em novas condições de usinagem, USI-4 e USI-5, também com o mesmo critério de fim de vida da ferramenta, $V_{Bmax} = 0,7$ mm, medindo-se os desgastes em $L_f = 4160$ mm, $L_f = 6240$ mm e $L_f = 7800$ mm para a condição de usinagem USI-4 e em $L_f = 3120$ mm e $L_f = 4160$ mm para a condição de usinagem USI-5, respectivamente, para se chegar ao fim de vida das ferramentas. A melhor condição de usinagem com variação de v_c e v_f constante, USI-1, já tinha sido repetida por mais duas vezes.

Em todos os ensaios experimentais realizados, as ferramentas eram trocadas por ferramentas novas, sempre que se iniciava uma nova condição de usinagem e uma nova medição de desgastes para uma nova vida da ferramenta. Quanto se colocava ferramentas novas, era efetuada uma medição com relógio comparador, para verificar o posicionamento vertical axial das mesmas em relação à mesa da fresadora, sendo que esta variação apresentava-se com o máximo de 0,04 mm entre os oito dentes da fresa. Todos os testes foram realizados sem utilização de fluido de corte.

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são mostrados os resultados experimentais obtidos utilizando-se dos procedimentos descritos no capítulo anterior, conjuntamente com uma discussão item por item destes resultados.

5.1 - VIDA DA FERRAMENTA DE CORTE EM FUNÇÃO DA POSIÇÃO RELATIVA FRESA-PEÇA

A figura 5.1 mostra o comportamento do desgaste de flanco (V_{Bmax}) das arestas da fresa contra o comprimento usinado (comprimento de avanço - L_f), para a condição de usinagem USI-1 (ver tabela 4.1) de diversas distâncias de ajustagem “j”. Vê-se nesta figura que a posição da ferramenta em relação à peça no fresamento frontal, exerce influência marcante no desgaste de flanco e, conseqüentemente, na vida da ferramenta. A medida que a distância de ajustagem “j” cresce, cresce também o valor do desgaste, ao longo de toda a vida da ferramenta.

Os menores desgastes da ferramenta foram conseguidos com o menor “j”, contrariando a literatura (FERRARESI et al, 1972), que afirma que o corte simétrico (valor de “j” intermediário dentre os testados) deveria apresentar os menores desgastes, devido ao seu menor ângulo de contato fresa-peça (ψ_0) e conseqüentemente menor tempo de contato.

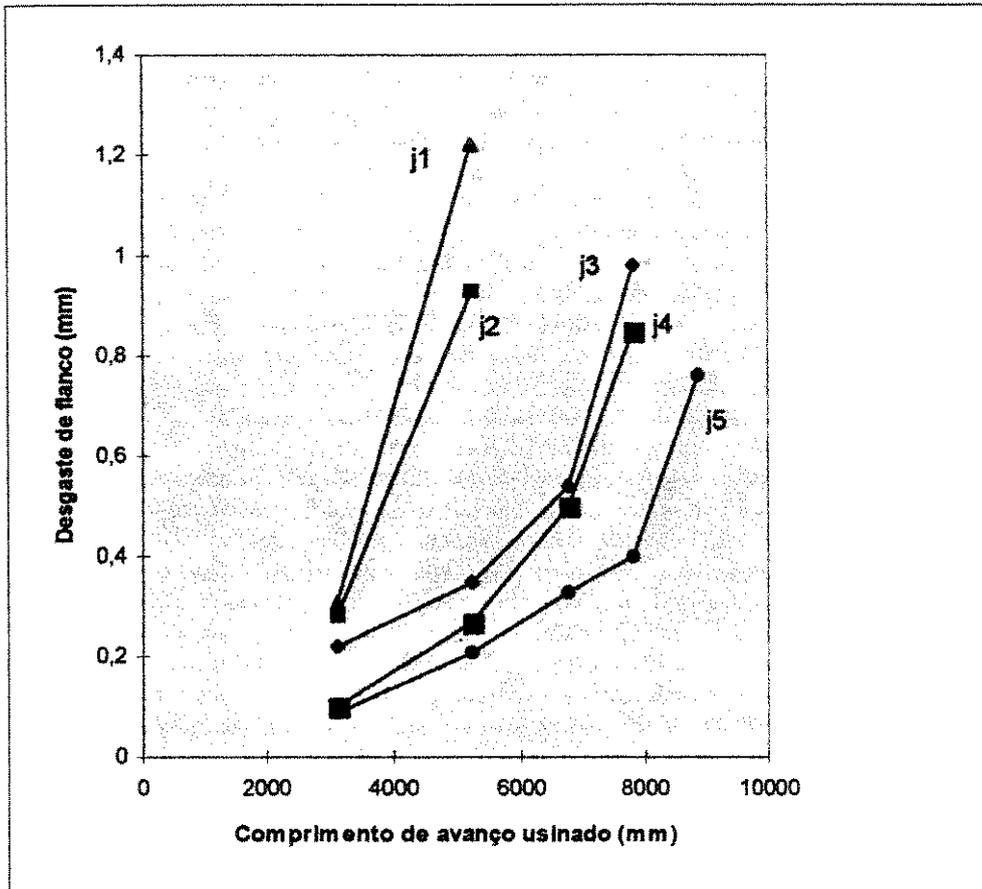


Figura 5.1 - Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento de avanço usinado (L_f), para diferentes distancias de ajustagens (j), na condição de usinagem USI-1.

Para se tentar explicar este acontecimento, os ensaios com j_1 , j_3 e j_5 foram repetidos e várias fotos de uma das arestas de corte foram tiradas em diversos momentos da vida da ferramenta. Nas fotos das figuras 5.2 a 5.4 vê-se a superfície de folga de uma das arestas da fresa em 3 instantes diferentes da vida da ferramenta (aproximadamente a 1/3 da vida, 2/3 da vida e no fim da vida da ferramenta, assim que o desgaste ultrapassou $V_{Bmax} = 0,7$ mm), para $j_1 = 32,75$ mm (figura 5.2), $j_3 = 18,75$ mm (figura 5.3) e $j_5 = 4,75$ mm (figura 5.4), respectivamente.

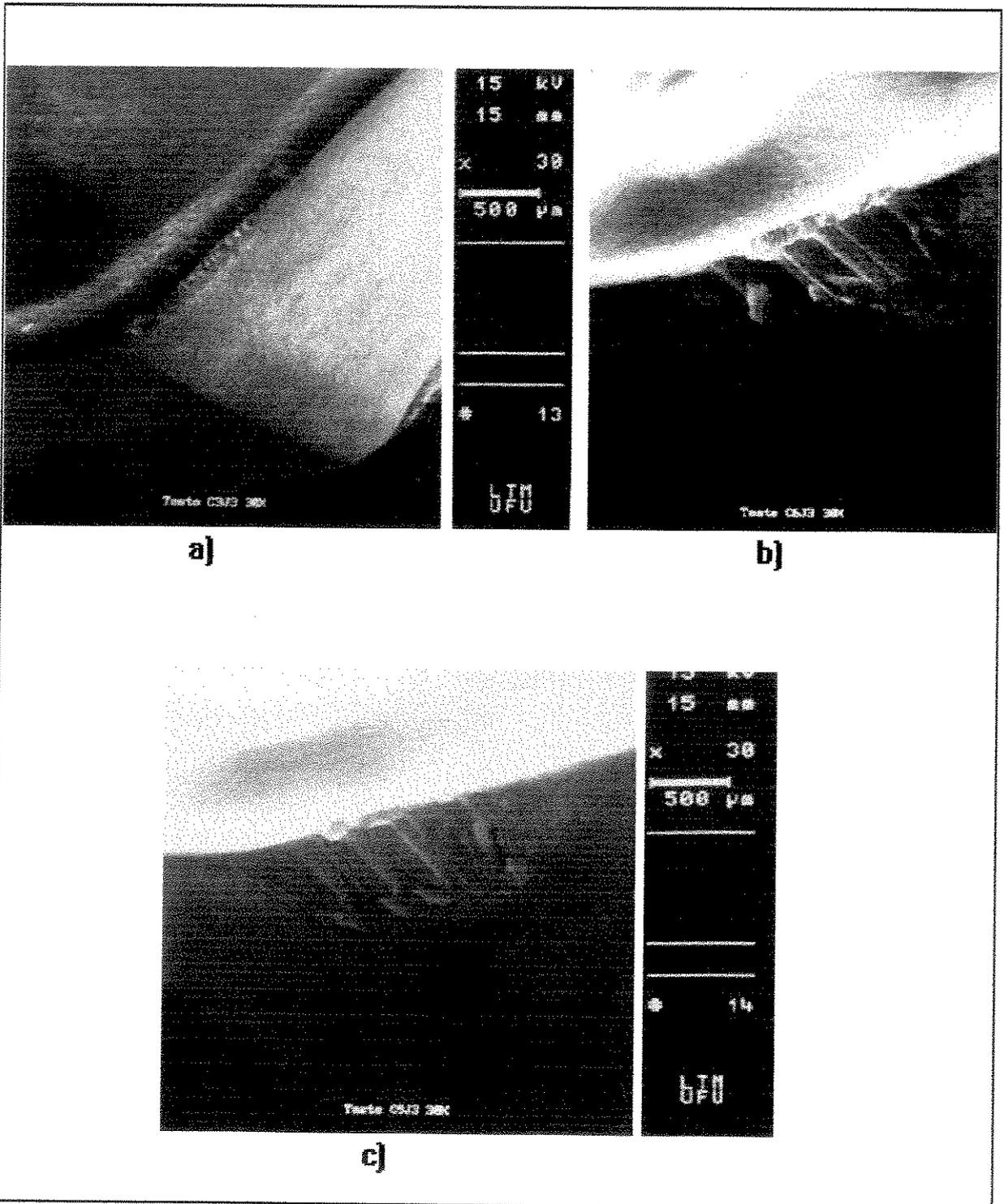


Figura 5.2 - Evolução do desgaste da ferramenta de corte na condição de usinagem USI-1, com $j_3 = 32,75$ mm, sendo a figura 5.2a correspondendo a 1/3 da vida; figura 5.2b correspondendo a 2/3 da vida e a figura 5.2c correspondendo ao final da vida da ferramenta.

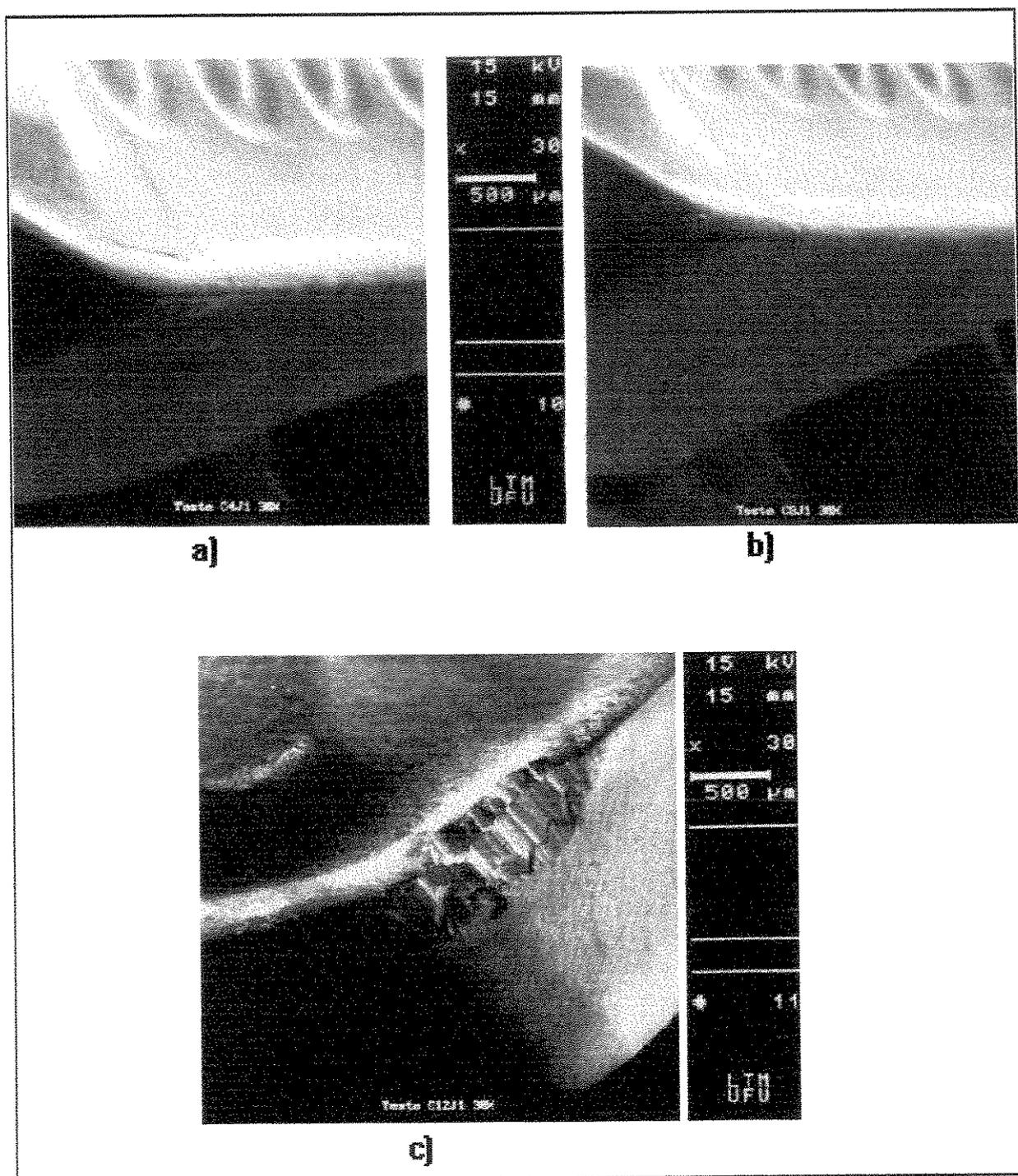


Figura 5.3 - Evolução do desgaste da ferramenta de corte na condição de usinagem USI-1, com $j_1 = 18,75$ mm (corte simétrico), sendo a figura 5.3a correspondendo a 1/3 da vida; figura 5.3b correspondendo a 2/3 da vida e a figura 5.3c correspondendo ao final da vida da ferramenta.

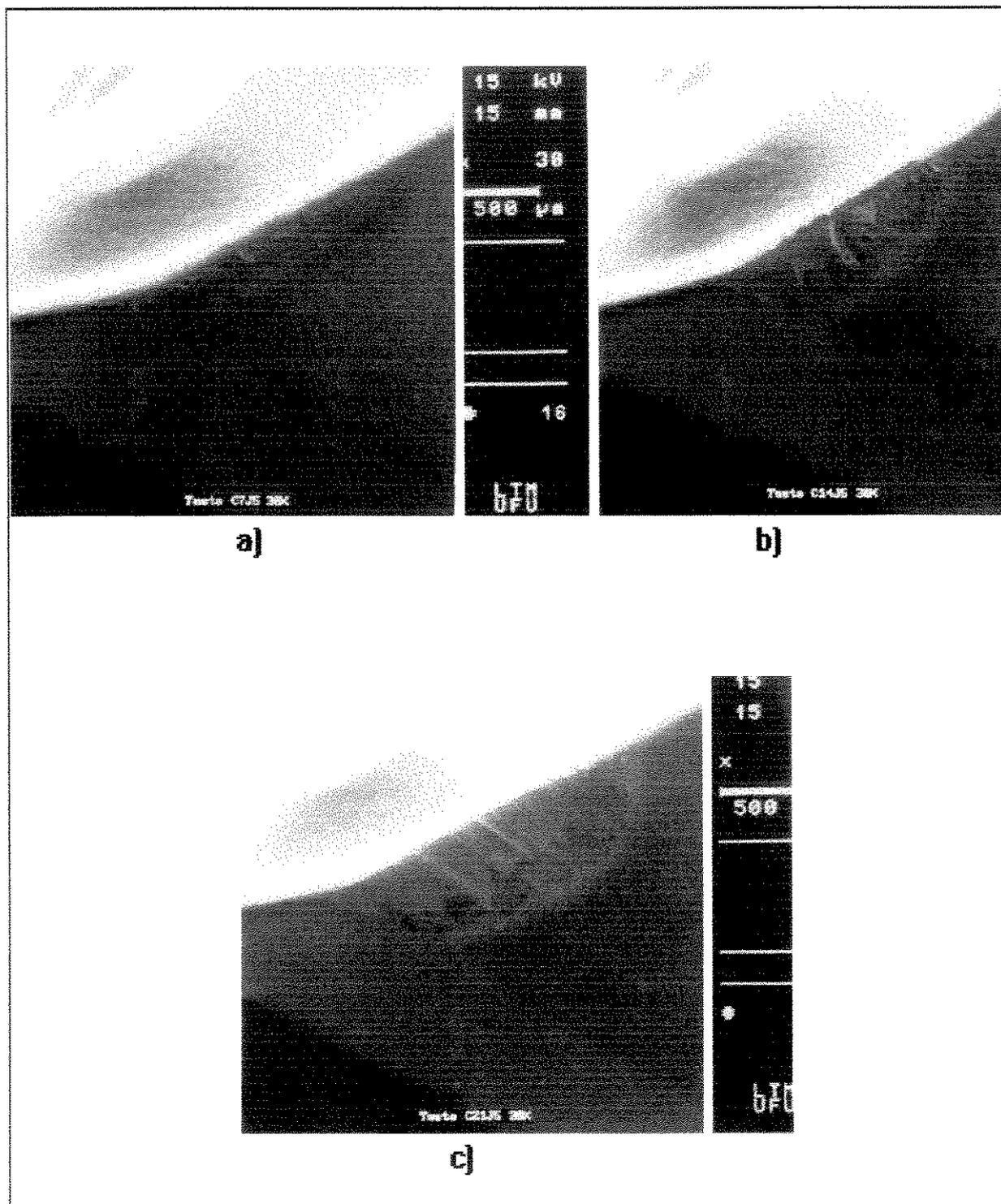


Figura 5.4 - Evolução do desgaste da ferramenta de corte na condição de usinagem USI-1, com $j_5 = 4,75$ mm, sendo a figura 5.4a correspondendo a 1/3 da vida; figura 5.4b correspondendo a 2/3 da vida e a figura 5.4c correspondendo ao fim da vida da ferramenta.

Com o valor de “j” intermediário (figura 5.3 - corte simétrico) e com o maior “j” de todos os testados (figura 5.2), percebe-se que a aresta da ferramenta está muito mais lascada do que desgastada e também apresentando sulcos desenvolvidos em forma de pente, enquanto que para o menor “j” de todos (figura 5.4), praticamente nenhum lascamento aconteceu com o crescimento do comprimento de avanço, somente se verificando a ocorrência de desgaste na aresta, principalmente o desgaste de flanco na superfície de folga. Portanto, quando “j” é grande, o choque entre fresa e peça na entrada do corte também é grande (maior área da secção de cavaco no instante de entrada do corte), o que gerou lascamentos da aresta, com consequente crescimento rápido de V_{Bmax} . Com valor de “j” pequeno, o choque era menor, diminuindo bastante a ocorrência de lascamento. Assim, V_{Bmax} crescia mais vagarosamente, devido principalmente ao desgaste gerado pelo atrito da ferramenta com a peça. Conclui-se então que, pelo menos para condições similares às testadas neste trabalho, o corte assimétrico com um valor bem pequeno de “j” é o mais recomendado em termos de vida da ferramenta, pois nesta condição, o choque na entrada da aresta no corte e o lascamento da aresta, que foram preponderantes na determinação do fim da vida da ferramenta em outras posições da fresa, são minimizados. Provavelmente, se o material das pastilhas fosse mais tenaz e menos resistente ao desgaste do que aquele utilizado nos testes (ISO P25, seguindo recomendação do fabricante da ferramenta), os choques na entrada da aresta do corte não causariam tanto lascamento e o desgaste propriamente dito das arestas seria predominante, fazendo com que o corte simétrico obtivesse maior vida da ferramenta. Isto porém não foi objeto de experimento neste trabalho e fica como sugestão para um trabalho futuro.

Feitas estas considerações, pode-se analisar o comportamento das curvas mostradas na figura 5.1. A curva com “j” pequeno (j_s) apresentou crescimento do desgaste bem lento com o comprimento de avanço, até próximo do fim de sua vida, onde o valor do desgaste cresce rapidamente. Isto pode ser explicado com a ajuda do que já foi afirmado anteriormente. Como praticamente somente desgaste da ferramenta está acontecendo e como esta ferramenta é bastante resistente ao desgaste (possui três camadas de cobertura), inicialmente o desgaste cresce lenta e continuamente. A partir de um determinado valor de desgaste, já não se tem mais camada de cobertura no contato cavaco-ferramenta e, principalmente, no contato ferramenta-peça e o corte passa a ser realizado pelo substrato da pastilha. Como este substrato é muito menos resistente ao desgaste que o material de cobertura, o desgaste de flanco passa a

crescer rapidamente e em pouco tempo atinge valores bem altos. Nas curvas com valores de “j” maiores, onde o lascamento predominou sobre o desgaste, o padrão de crescimento do desgaste com o comprimento de avanço deveria ser de crescimentos em degraus, isto é, crescimento súbito (devido ao lascamento da aresta), seguido de um intervalo de taxa de crescimento bem pequena (desgaste), logo após um outro crescimento súbito, seguido por outro intervalo de pequena taxa de crescimento e assim por diante. Este comportamento não pôde ser detectado nestas curvas, não porque ele não tenha acontecido realmente, mas devido ao número pequeno de vezes em que se mediu o desgaste da ferramenta durante o transcorrer de sua vida. Assim, o comportamento que se verifica é de crescimento rápido e contínuo até o fim da vida da ferramenta

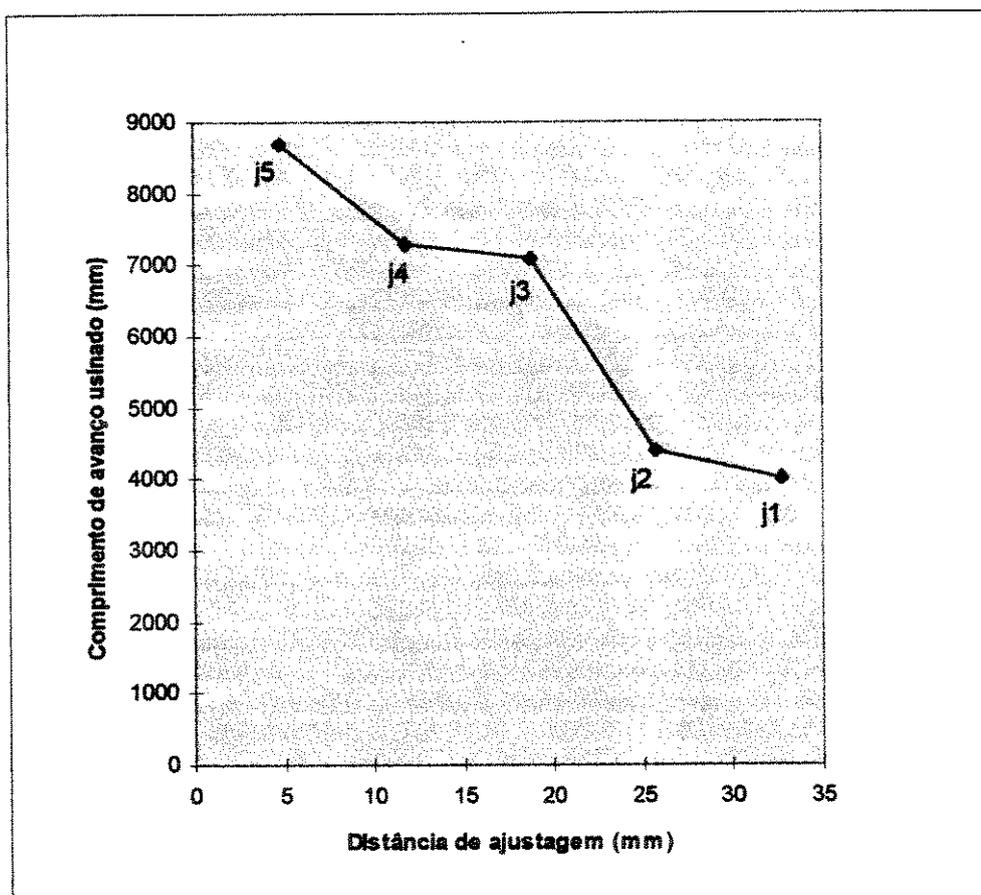


Figura 5.5 - Vida da ferramenta em comprimento de avanço (L_f) x Distância de ajustagem (j), na condição de usinagem USI-1.

A figura 5.5 mostra a vida da ferramenta em comprimento de avanço (L_f) contra a posição relativa fresa-peça, representada pela distância de ajustagem “j”. Como já citado no

capítulo anterior, considerava-se fim de vida da ferramenta quando V_{Bmax} atingia 0,7 mm. Os ensaios eram interrompidos após um certo intervalo de tempo para que o desgaste das arestas pudesse ser medido, mas nenhum deles foi interrompido exatamente no instante em que o valor de V_{Bmax} era 0,7 mm. Assim, os valores de vida da ferramenta colocados nesta figura foram extrapolados dos valores mostrados na figura 5.1.

Esta figura foi construída para que se pudesse, a partir dela, estabelecer a relação $L_f = f(j)$ mostrada na equação 5.1 e, a partir desta a tabela 5.1.

$$L_f = a_1 \cdot j + k_1 = -175,71 \cdot j + 9594,6 \quad R = 0,999998 \quad (5.1)$$

Tabela 5.1 - Valores de comprimentos de avanço (L_f) em função da distância de ajustagem “j”.

j (mm)	L_f (mm)
5	8716
10	7837,5
20	6080,4
30	4323,3
40	2578,2

É lógico que esta equação carece de rigor estatístico pois poucos ensaios foram realizados para que se tivesse uma confiança alta nos valores de K_1 e a_1 . Porém, ela serve para que se tenha uma idéia qualitativa da influência da posição da fresa em relação à peça na vida da ferramenta. A tabela 5.1 mostra uma simulação dos valores de vida da ferramenta em função de “j”, baseada na equação 5.1. Assim, quando o valor de “j”, por exemplo passa de 5 para 10 mm, a vida da ferramenta diminui de aproximadamente 10%. Portanto, somente com o posicionamento correto da fresa em relação à peça, pode-se ter um substancial aumento da vida da ferramenta, isto sem implicar em nenhum custo adicional e nem em prejuízo substancial para outros parâmetros de saída do processo como rugosidade da peça e esforços de corte.

5.2 - VIDA DA FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE DE CORTE

Como a posição “j₅” foi a que apresentou maior vida dentre todas as testadas, conforme mostrado no item anterior, todos os ensaios cujos resultados são mostrados e discutidos a seguir, foram realizados utilizando-se esta posição da fresa em relação à peça. A análise da variação da vida da ferramenta em função da velocidade de corte foi realizada em duas condições diferentes.

Na primeira condição, variou-se v_c através da variação da rotação (η), mantendo-se a velocidade de avanço (v_f) e, conseqüentemente, o volume de cavaco retirado na unidade de tempo constantes. Com isso, o avanço por dente f_z e o avanço por volta f diminuíam a medida que v_c crescia, pois, como já visto:

$$v_f = f \cdot \eta = f_z \cdot z \cdot \eta \quad (5.2)$$

onde z é o número de arestas (ou dentes) da fresa, que também não variou. Nesta condição procurou-se examinar como a maior freqüência de passagem da aresta da fresa na peça gerada pela maior velocidade de corte, sem aumento do volume de cavaco removido, influencia a vida da ferramenta.

Na segunda condição, variou-se v_c e v_f simultaneamente e na mesma proporção, a fim de que f_z e f fossem mantidos constantes. Nesta condição o volume de cavaco variava como conseqüência da variação de v_f . Aqui procurou-se examinar a influência de v_c na vida da ferramenta, com o avanço por volta constante, comum em outros processos como o torneamento por exemplo.

A figura 5.6 mostra curvas de V_{Bmax} contra o comprimento usinado (comprimento de avanço - L_f) para 3 velocidades de corte diferentes, mantendo-se a velocidade de avanço constante e, com isso, variando-se o avanço por dente. Vê-se nesta figura que, a medida que a v_c cresce, os desgastes das ferramentas crescem substancialmente, mesmo com a diminuição proporcional do avanço. Isto confirma a literatura, que afirma que a velocidade de corte influencia mais os desgastes e a vida da ferramenta que o avanço por volta ou por dente.

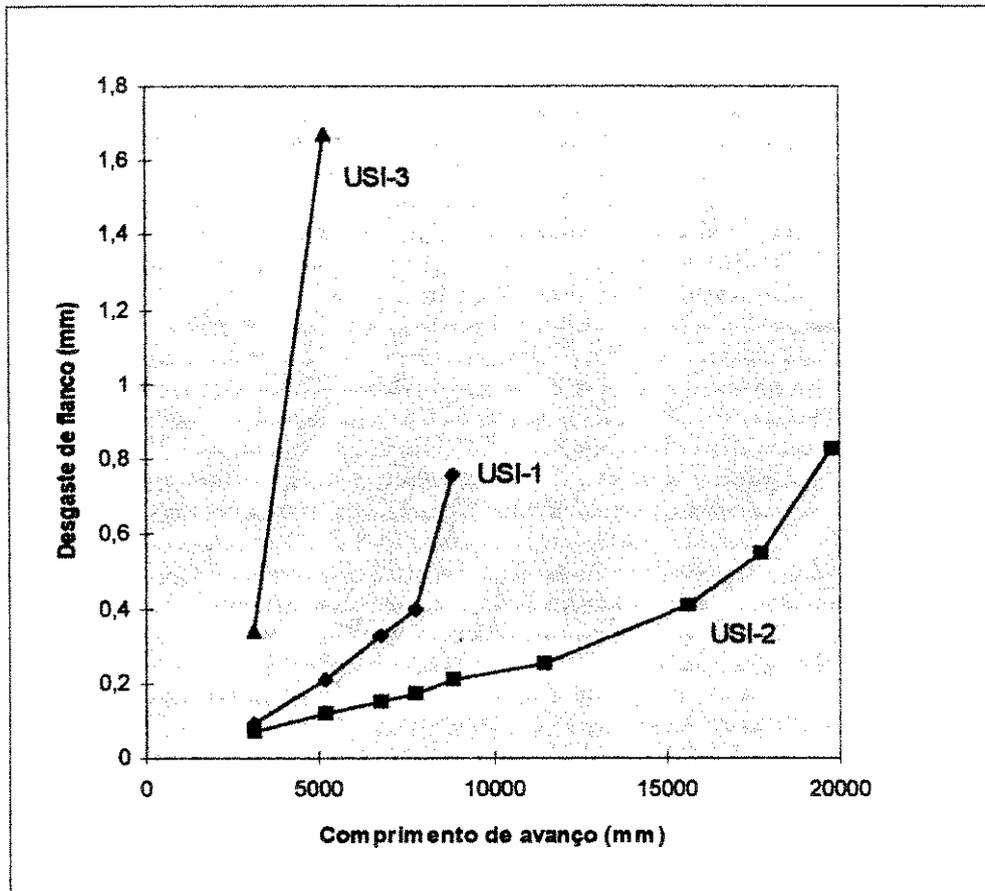


Figura 5.6 - Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento de avanço usinado (L_f), com variação do avanço por dente f_z e mantendo-se constante a velocidade de avanço (v_f).

A figura 5.7 mostra a vida da ferramenta (em comprimento de avanço - L_f) contra a velocidade de corte, baseado no mesmo critério de fim de vida utilizado no item anterior. Esta figura foi construída para que se pudesse estabelecer a relação $L_f = f(v_c)$ mostrada na equação 5.3. As mesmas considerações feitas na equação 5.1 sobre confiabilidade dos parâmetros da equação, podem também ser feitas aqui.

$$L_f = a_2 \cdot v_c + k_2 = -154,17 \cdot v_c + 47335 \quad R = 0,999999 \quad (5.3)$$

A tabela 5.2 mostra uma simulação dos valores de vida da ferramenta em função de v_c , baseada na equação 5.3. Nesta tabela pode-se ver que, quando, por exemplo multiplica-se a velocidade de corte por 1,25 (de 200 para 250 m/min), a vida da ferramenta cai quase pela metade, mostrando a forte influência da velocidade na vida da ferramenta.

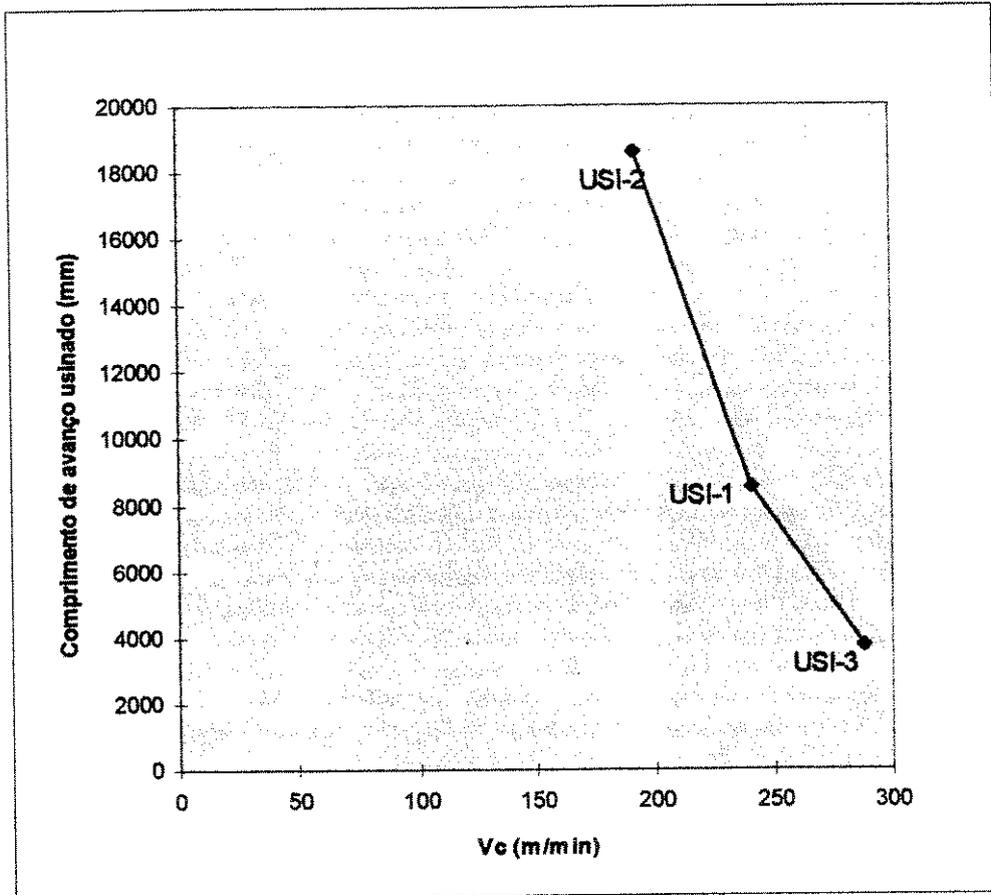


Figura 5.7 - Vida da ferramenta em comprimento de avanço usinado (L_f) x Velocidade de corte (v_c)

Tabela 5.2 - Comprimento de avanço (L_f) em função da velocidade de corte (v_c), com v_f constante.

v_c (m/min)	L_f (mm)
150	24209,5
200	16501
250	8792,5
300	1093

A figura 5.8 mostra curvas de V_{Bmax} contra o comprimento usinado (comprimento de avanço - L_f) para 3 velocidades de corte diferentes, com variação simultânea da velocidade de avanço. Assim, o avanço por volta e por dente permanecem constantes. Vê-se nesta figura que, outra vez, a velocidade de corte influenciou fortemente os desgastes e a vida da ferramenta. Resta saber quanto desta influência foi devido ao crescimento da velocidade de

corte propriamente dita e quanto foi devido ao crescimento do volume de cavaco removido na unidade de tempo (gerado pelo crescimento simultâneo e proporcional de v_f).

Para se ter esta resposta se construiu a figura 5.9 que mostra a vida da ferramenta (em comprimento de avanço - L_f) contra a velocidade de corte, com variação também da velocidade de avanço, baseado no mesmo critério de fim de vida utilizado no item anterior. Esta figura foi construída para que se pudesse estabelecer a relação $L_f = f(v_c)$ mostrada na equação 5.4. As mesmas considerações feitas na equação 5.1 sobre confiabilidade dos parâmetros da equação, podem também ser feitas aqui.

$$L_f = a_3 \cdot v_c + k_3 = -57,331 \cdot v_c + 22802 \quad R = 0,999986 \quad (5.4)$$

A tabela 5.3 mostra uma simulação dos valores de vida da ferramenta em função da velocidade de corte, baseada na equação 5.4. Comparando-se os valores de L_f da tabela 5.3 com os valores da tabela 5.2, vê-se que para velocidades de corte baixas (velocidades menores que 250 m/min) os valores da tabela 5.3 são menores que os da tabela 5.2, enquanto que para velocidades de corte altas (maiores que 250 m/min) isto se inverte. Porém pode-se dizer que quando a velocidade de corte está próxima de 250 m/min (região próxima à recomendada pelos manuais de condições de usinagem e pelos fabricantes de ferramentas), os valores das duas tabelas são bem próximos. Assim, pode-se concluir que a variação da velocidade de avanço (ou do volume de material removido na unidade de tempo) que ocorreu nos ensaios relativos à tabela 5.3 e não ocorreu nos ensaios relativos à tabela 5.2 tem influência pequena na vida da ferramenta. Por outro lado, os valores mostrados na tabela 5.3 novamente comprovam a forte influência da velocidade de corte na vida da ferramenta.

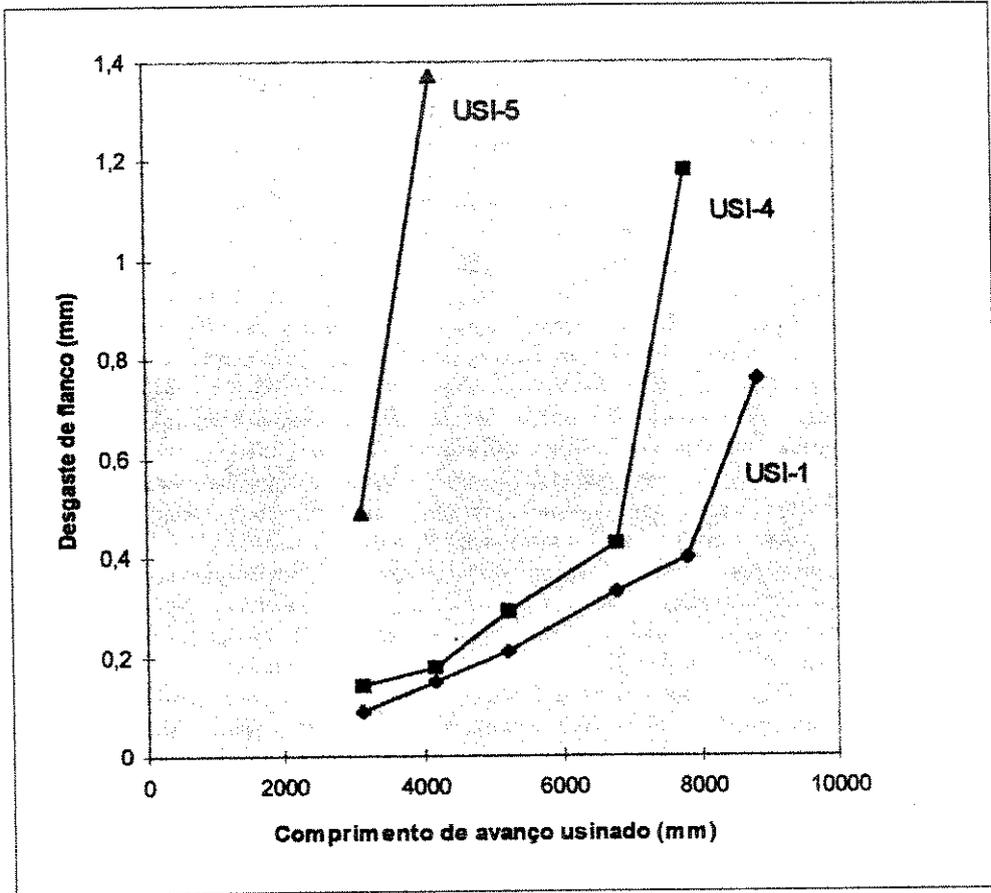


Figura 5.8 - Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Comprimento usinado (L_f), com variação da velocidade de avanço v_f e avanço por dente f_z constante.

Tabela 5.3 - Variação do comprimento usinado (L_f) em função da velocidade de corte (v_c), com f_z constante.

v_c (m/min)	L_f (mm)
150	14202,35
200	11335,80
250	8469,25
300	5602,70

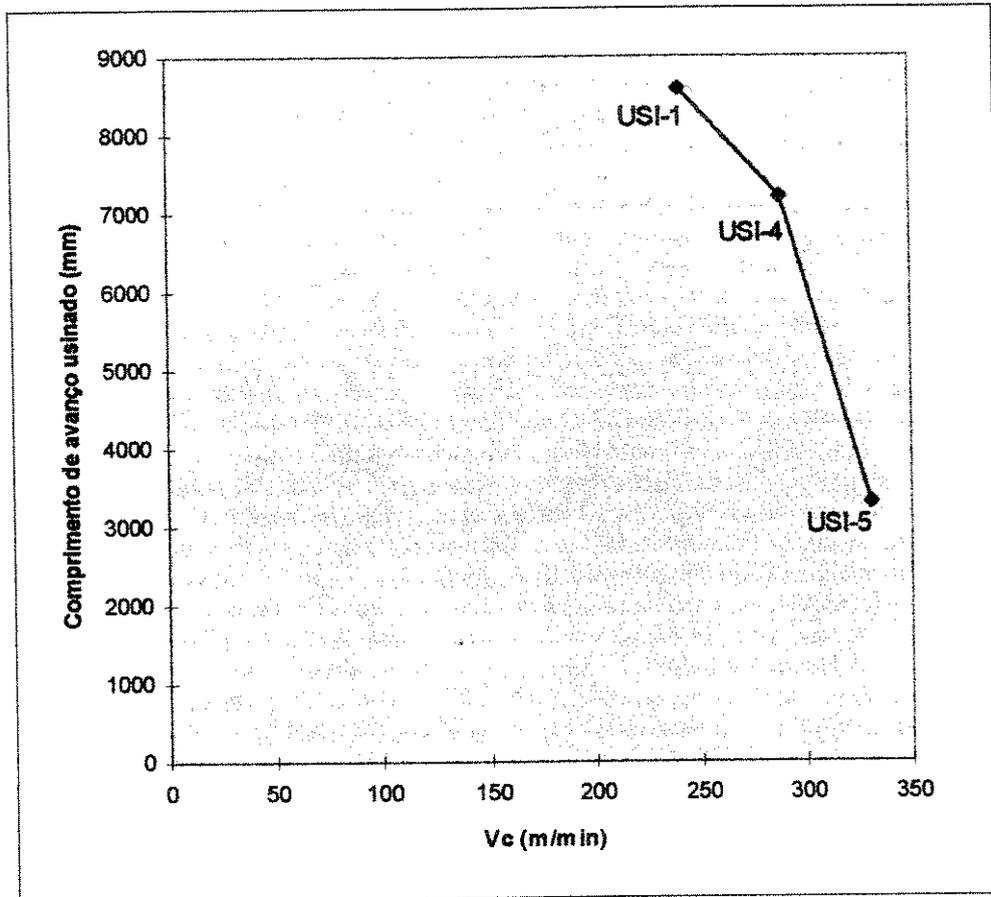


Figura 5.9 - Vida da ferramenta em comprimento de avanço (L_f) x Velocidade de corte (v_c), com variação de v_f e mantendo-se constante f_z .

Na primeira condição, o aumento da velocidade de corte proporcionou somente o aumento da frequência de entrada de dentes no corte e o aumento da velocidade com que este dente atritava com a peça (com conseqüente aumento da temperatura), mas com diminuição da secção transversal e do volume de cavaco formado cada vez que o dente passava pela peça, já que o avanço por dente diminuía com o aumento de v_c . Na segunda condição, o aumento da velocidade de corte, proporcionava, como na primeira condição, um aumento da frequência de entradas do dente no corte e da velocidade do atrito dente-peça, mas o volume de cavaco retirado por cada dente permanece constante, já que a velocidade de avanço aumentava proporcionalmente. O resultado obtido com a comparação feita acima mostra que o tamanho da secção de cavaco ou o volume de cavaco retirado por dente não é tão importante para o fim da vida da ferramenta. O que é de fundamental importância é o número de vezes que este dente entra no corte e o calor gerado pelo atrito cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, que é incentivado pelo crescimento da velocidade de corte. Baseado neste resultado, combinado com os resultados descritos no item 5.1, que mostram que a ferramenta se desgastou mais pelo

choque com a peça do que pelo atrito, pode-se afirmar que a frequência de entrada dos dentes no corte é mais importante que o calor gerado pelo atrito cavaco-ferramenta e ferramenta-peça para determinação do fim da vida da ferramenta, pelo menos em condições similares às utilizadas neste trabalho.

5.3 - DISPERSÃO DA VIDA DA FERRAMENTA

Com o fim de se verificar a confiabilidade dos resultados mostrados até aqui, repetiu-se por 3 vezes, dois dos ensaios realizados com o valor mínimo de "j". A figura 5.10 mostra os resultados destes ensaios realizados nas condições de usinagem chamadas de USI-1 e a figura 5.11 mostra os resultados obtidos nas condições de usinagem USI-2.

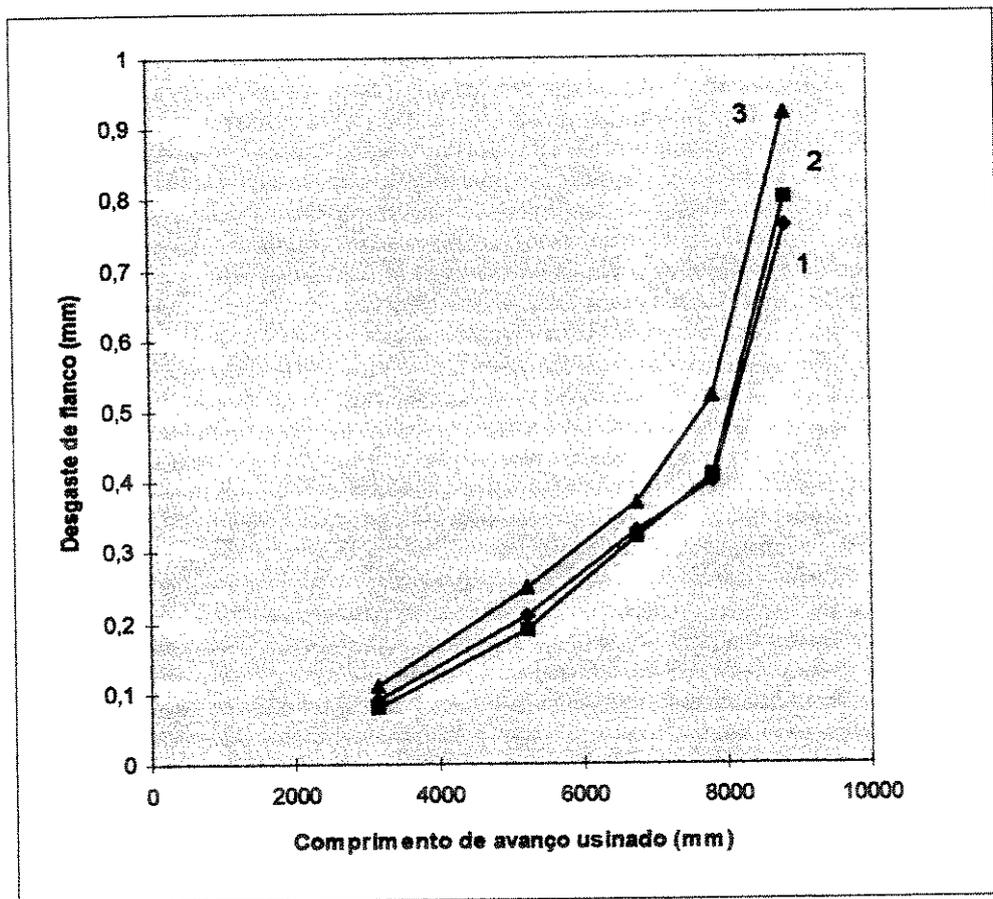


Figura 5.10 - Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Vida da ferramenta em comprimento usinado (L_f), para distância de ajustagem j_5 e condição de usinagem USI-1.

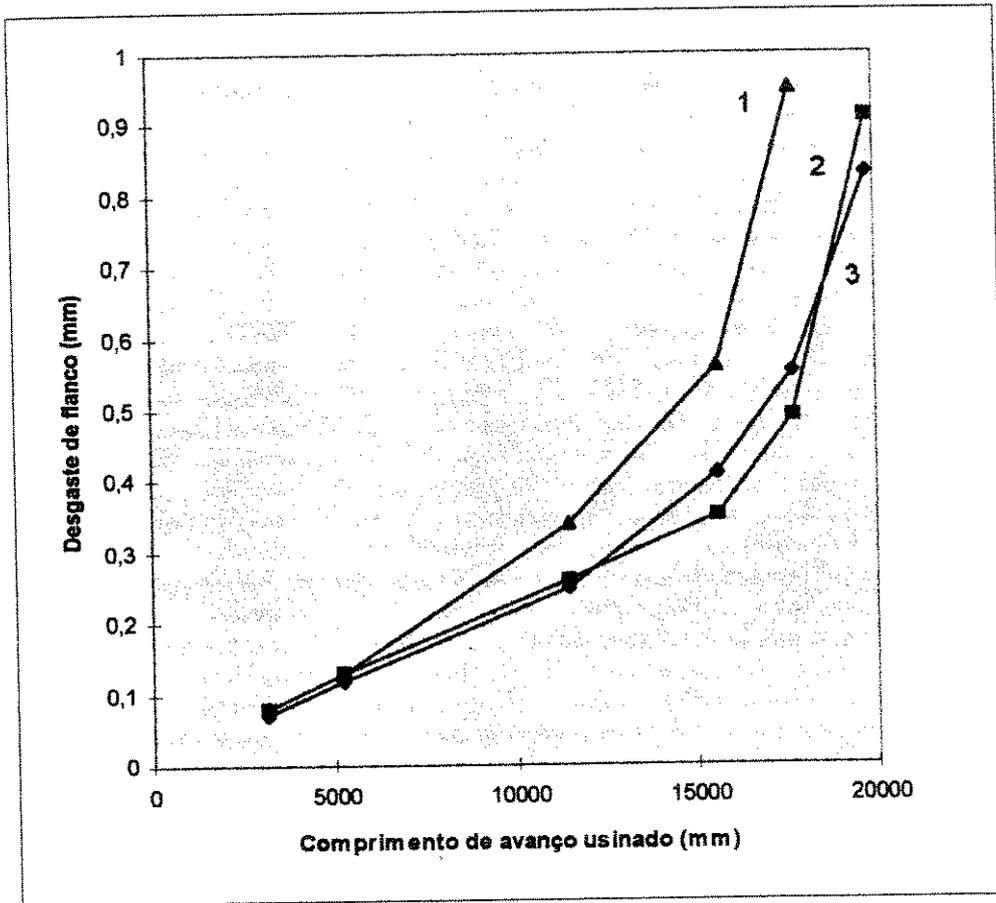


Figura 5.11 - Desgaste de flanco (V_{Bmax}) x Vida da ferramenta em comprimento usinado (L_f), para a distância de ajustagem j_s e condição de usinagem USI-2.

Pode-se ver nestas duas figuras que as curvas tem comportamentos semelhantes (os padrões de crescimento das curvas dentro de cada figura são similares) e caminham próximas umas das outras. Em termos de dispersão da vida da ferramenta (critério de fim de vida - $V_{Bmax} = 0,7$ mm), tem-se que a diferença entre a maior vida e a menor, para os ensaios com USI-1, foi da ordem de 6% e para os ensaios com USI-2, foi da ordem de 16%, conforme pode ser visto na tabela 5.4. Com relação à razão desvio padrão/média, obteve-se 2,5% para a condição de usinagem USI-1 e, 6,7% para a condição de usinagem USI-2.

Estes valores de dispersão da vida da ferramenta podem ser considerados baixos em processos de usinagem. DINIZ (1989) constatou dispersões maiores da vida da ferramenta em seu trabalho. Esta baixa dispersão é devido às condições favoráveis de ataque da ferramenta à peça (BYRNE and BIENA, 1991), proporcionadas nesta posição relativa fresa-peça, não resultando em grandes lascamento da ferramenta, conforme mostrado anteriormente. Estes

valores baixos da dispersão reforçam as conclusões retiradas dos resultados obtidos neste trabalho, pois com baixa dispersão se tem maior confiança nos resultados.

Tabela 5.4 - Relação Desvio Padrão/Média da vida da ferramenta para a posição j_s , nas condições de usinagem USI-1 e USI-2.

CONDIÇÕES USINAGEM	VIDA FERRAMENTA (mm)	MÉDIA DE VIDA	DESVIO PADRÃO	RELAÇÃO DP / VIDA
USI-1	8250	8533,4	209,5	0,025
	8600			
	8750			
USI-2	16200	17900	1202,8	0,067
	18700			
	18800			

5.4 - COMPORTAMENTO DA RUGOSIDADE DA PEÇA

Como já foi citado no capítulo 4, freqüentemente os ensaios eram interrompidos para que se pudesse medir a rugosidade da peça fresada, durante o transcorrer da vida da ferramenta. Estas medições tinham por objetivo a obtenção de resultados que pudessem propiciar o estudo do comportamento da rugosidade ao longo da vida da ferramenta quando se variava a posição relativa fresa-peça, a velocidade de corte (sem variação da velocidade de avanço, tendo, portanto, a variação do avanço por dente) e as velocidades de corte e de avanço na mesma proporção e simultaneamente (mantendo-se assim o avanço por dente constante). Um outro objetivo inicial da medição da rugosidade era utilizá-la também como parâmetro de definição do fim da vida da ferramenta. AGOSTINHO et all. (1977) mostram que, em processos de fresamento, a rugosidade da peça deve estar entre $R_a = 1,6 \mu\text{m}$ e $6,3 \mu\text{m}$ (utilizando-se ferramenta sem fase plana). Então, estabeleceu-se inicialmente que o R_a que definiria o fim da vida seria $3,2 \mu\text{m}$, já que este é um valor intermediário desta faixa. Também se tinha outro critério de fim de vida que, como já visto anteriormente, era o desgaste de flanco ($V_{B\text{máx}}$) da aresta principal da fresa. Assim, quando $V_{B\text{máx}}$ atingisse $0,7 \text{ mm}$ ou quando R_a atingisse $3,2 \mu\text{m}$, o ensaio deveria ser terminado, pois o fim da vida da fresa tinha chegado. Acontece que este valor de $V_{B\text{máx}}$ sempre aconteceu antes que o valor de R_a . Assim, o fator

determinante do fim da vida da ferramenta foi sempre o desgaste de flanco da aresta principal da fresa.

A seguir, passar-se-á a analisar os resultados obtidos.

5.4.1 - RUGOSIDADE DA PEÇA (R_a) CONTRA POSIÇÃO RELATIVA FRESA-PEÇA

A figura 5.12 mostra o comportamento da rugosidade da peça contra o comprimento de avanço usinado, para as cinco posições relativas fresa-peça testadas. Todos estes ensaios foram realizados na condição de usinagem USI-1. Pode-se ver nesta figura os seguintes pontos:

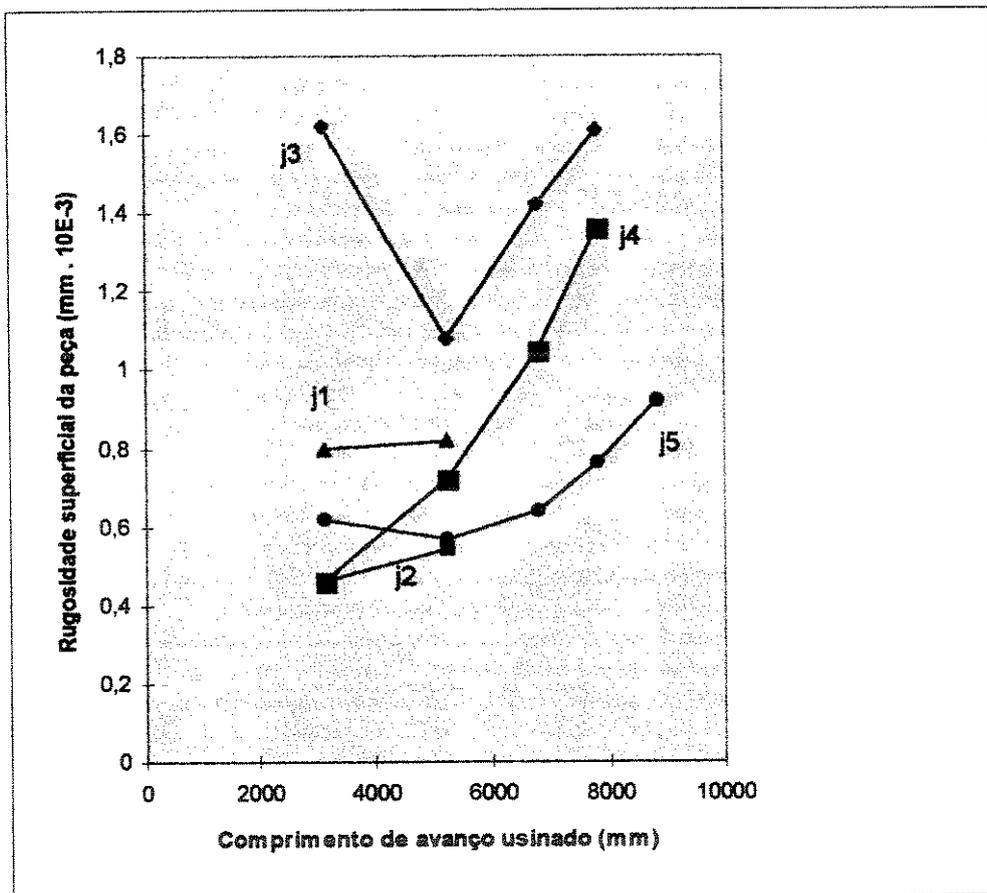


Figura 5.12 - Rugosidade da peça (R_a) x Comprimento usinado (L_f), variando-se a distância de ajustagem "j", na condição de usinagem USI-1.

- a) os valores de R_a perto do início da vida da ferramenta foram muito próximos, pelo menos para as posições j_5 , j_2 e j_4 . Isto mostra que a posição da fresa em relação à peça não influencia a rugosidade da peça, ao menos no início da vida. O primeiro valor de rugosidade mostrado no gráfico, quando a posição fresa-peça é j_1 é mais alto que os outros. Acontece que, devido ao rápido crescimento do desgaste nesta posição (como mostrado anteriormente), o desgaste da fresa nesta primeira medição de rugosidade já era acentuado, o que fez com que a rugosidade neste ponto fosse alta. Quando a posição relativa fresa-peça era j_3 o primeiro ponto de medição de rugosidade foi bem mais alto que o segundo. Alguma coisa não perceptível deve ter ocorrido para que a rugosidade tivesse tal valor, pois se a tendência da curva $R_a \times L_f$ fosse seguida, este primeiro valor de R_a seria bem menor. Assim, crê-se que este ponto não invalida a principal conclusão deste item que é, a posição relativa fresa-peça influencia pouco a rugosidade da peça no início da vida da ferramenta;
- b) a medida que o comprimento de avanço cresce, a rugosidade aumenta, devido aos desgastes da ferramenta. Mas algumas observações precisam ser feitas com relação a este ponto. A primeira delas é que as rugosidades obtidas foram bastante baixas (não somente nestes ensaios, mas também nos ensaios cujos resultados serão mostrados e discutidos nos itens 5.4.2 e 5.4.3). Inicialmente, quando praticamente não se tem desgaste nem na aresta principal, nem na aresta secundária (chamada fase plana da pastilha), os valores de R_a estão em torno de $0,4 \mu\text{m}$, bem menores do que os valores típicos para operação de fresamento (conforme mostrado por AGOSTINHO et al (1977)) e comparáveis aos da operação de retificação. Isto se deu principalmente devido à ação da fase plana da pastilha. Esta fase tem comprimento de $2,0 \text{ mm}$, enquanto o avanço por dente foi de $0,12 \text{ mm}$. Isto significa que a mesma porção de material da peça entra em contato com a fase plana 16 vezes em repetidas rotações da fresa, depois de removido o cavaco daquela região. Assim, cada região da peça foi bastante alisada por esta aresta da ferramenta, resultando nos baixos valores de R_a obtidos. A medida que o comprimento de corte cresceu, a rugosidade da peça também cresceu, mas nunca ultrapassou $1,6 \mu\text{m}$, que, segundo AGOSTINHO et al (1977) era o menor valor esperado para uma operação de fresamento. Isto aconteceu porque os desgastes ocorreram principalmente na aresta principal da ferramenta e não na aresta secundária (fase plana) que, como visto, era responsável pelo acabamento superficial da peça. Como pode ser visto nas fotos das figuras 5.2 a 5.4, enquanto o desgaste da aresta principal era bem grande e bem visível nas fotos, as vezes ultrapassando $V_{B\text{max}} = 0,7 \text{ mm}$, o desgaste da aresta secundária era praticamente imperceptível com o nível de ampliação da

foto utilizado. Quando acontecia desgaste significativo na aresta secundária era porque o desgaste da aresta principal, depois de ter crescido bastante, adentrava a região da aresta secundária. Assim, a rugosidade cresce com o crescimento dos desgastes, mas como os desgastes da aresta secundária nunca atingiram valores muito altos, a rugosidade também permanece em valores considerados baixos, apesar de bem maiores que os iniciais.

5.4.2 - RUGOSIDADE (R_a) CONTRA VELOCIDADE DE CORTE COM CRESCIMENTO SIMULTÂNEO DA VELOCIDADE DE AVANÇO (f_z constante)

A figura 5.13 mostra a variação de R_a em função do comprimento de avanço usinado para três diferentes valores de velocidade de corte. Nesta figura, a medida que a velocidade de corte variou, a velocidade de avanço também variou na mesma proporção, de modo a manter o avanço por dente constante. O objetivo da realização destes ensaios era verificar se a influência do avanço por dente na rugosidade é predominante, ou se um aumento no volume de cavaco removido na unidade de tempo, causado pelo aumento da velocidade de avanço, geraria modificações na rugosidade da peça, mesmo mantendo-se constante o volume de cavaco retirado por cada dente em cada volta da fresa.

Pode-se ver nesta figura que a curva com condição de usinagem USI-5 apresenta um valor inicial de R_a alto. Isto ocorreu, não porque esta condição retirava o maior volume de cavaco na unidade de tempo (maior v_f), mas porque, devido às altas velocidades de corte e de avanço utilizadas, o desgaste da ferramenta quando da primeira medição da rugosidade (feita com $L_f = 3000$ m) já era alto. Isto pode ser comprovado pelo fato de que, o fim da vida da ferramenta nesta condição, aconteceu logo após, com L_f em torno de 4200 mm.

As outras duas curvas resultantes de ensaios com velocidades mais baixas e que não apresentavam desgastes acentuados quando da primeira medição de rugosidade, apresentaram valores iniciais de R_a bem próximos. Isto mostra que nem o volume de cavaco removido na unidade de tempo (ou velocidade de avanço) e nem a velocidade de corte influenciam fortemente a rugosidade da peça, mas sim o avanço por dente (e, portanto, a área da seção do cavaco), que nos dois casos é o mesmo. Portanto, outros fatores além da área da seção do cavaco que poderiam também ser importantes na formação da rugosidade, como força de corte total do processo (não força de corte por dente) ou vibração do sistema (que não foi medida,

mas que com certeza teve alguma variação com a variação da velocidade de corte), não fizeram sentir a sua influência.

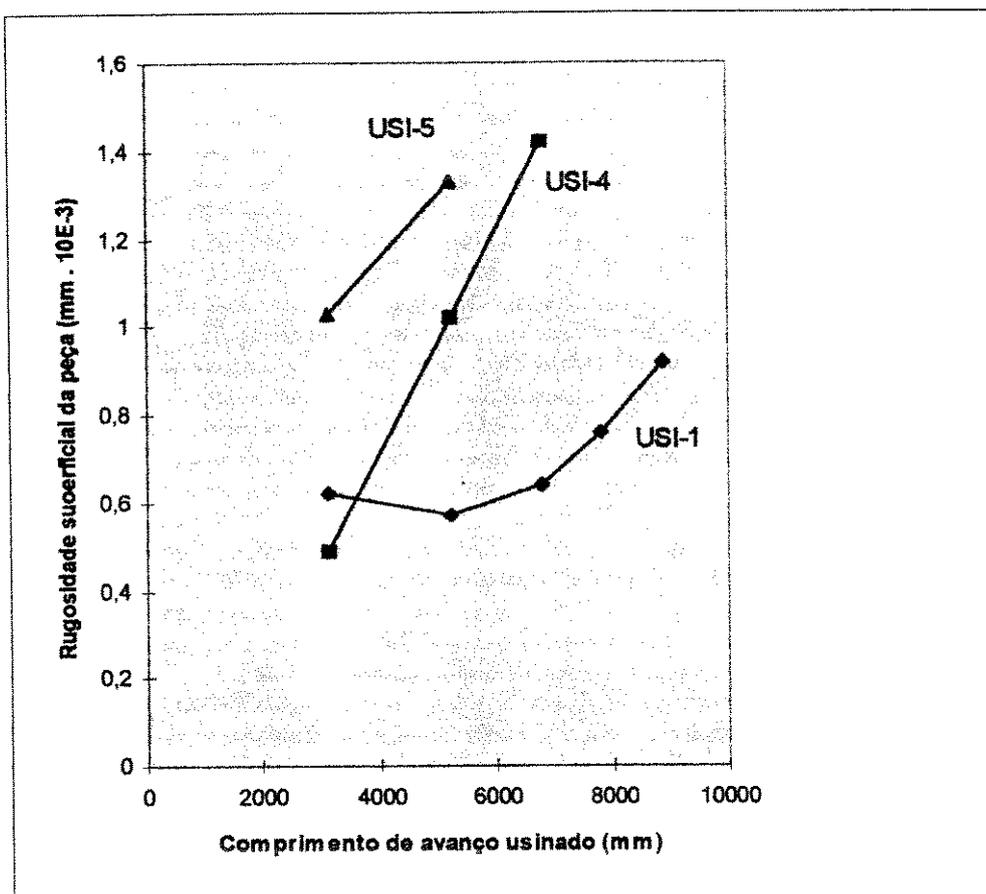


Figura 5.13 - Rugosidade da peça (R_a) x Comprimento usinado (L_f), variando-se v_c (v_f variável e f_z constante)

Com relação ao crescimento de R_a com o comprimento de avanço, pode ser visto que, quanto maiores as velocidades de corte e de avanço, maior a inclinação da curva $R_a \times L_f$ e, portanto, mais rapidamente a ferramenta chega ao seu fim de vida. Resta saber qual das duas velocidades é mais importante para o crescimento dos desgastes da ferramenta e, conseqüentemente, para o crescimento da rugosidade da peça e obtenção do fim de vida da ferramenta. Este ponto já foi discutido anteriormente neste capítulo, mas será novamente abordado no próximo item, onde serão discutidos os ensaios com velocidade de corte variando e velocidade de avanço constante.

5.4.3 - RUGOSIDADE (R_a) CONTRA VELOCIDADE DE CORTE COM VELOCIDADE DE AVANÇO CONSTANTE (f_z variando)

A figura 5.14 mostra as curvas de $R_a \times L_f$ para três valores diferentes de velocidade de corte, com velocidade de avanço constante e, portanto, com valores diferentes de avanço por dente.

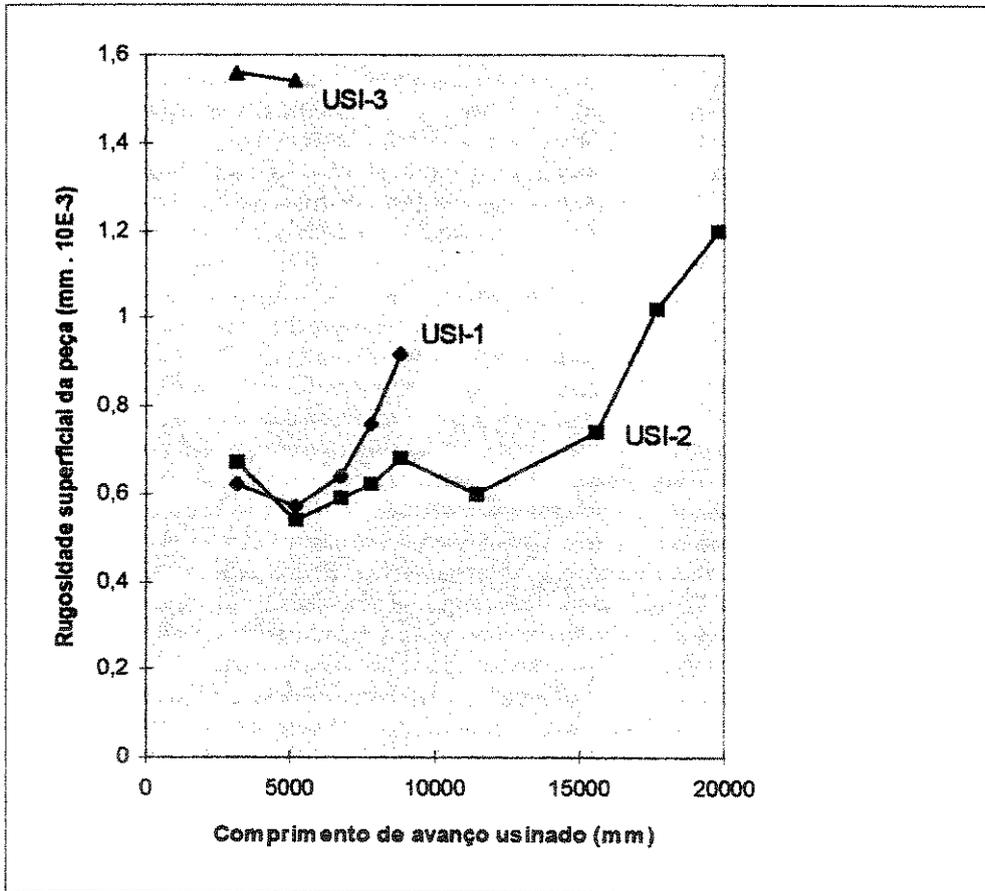


Figura 5.14 - Rugosidade da peça (R_a) \times Comprimento de avanço (L_f), variando-se v_c (v_f constante e f_z variável).

Novamente, a curva relativa à condição USI-3 inicia-se com valor de R_a muito alto, devido ao alto valor de desgaste quando da primeira medição de rugosidade. Isto se deveu à alta velocidade de corte desta condição.

O resultado inesperado foi o fato da curva com $f_z = 0,12$ mm (USI-1) apresentar valores iniciais de rugosidade muito próximos àqueles da curva com $f_z = 0,15$ mm (USI-2).

Portanto, não se confirmou aquilo afirmado pela literatura (SANDVIK, 1989) que diz que um aumento de f_z acarreta um aumento da rugosidade da peça. Isto se deve ao fato de que a relação largura da fase plana da fresa / avanço por dente ser bastante grande. Como a largura da fase plana da pastilha utilizada era 2,0 mm, quando f_z era 0,12 mm, esta relação era 16,7 vezes (pela mesma porção de material da peça, as arestas da ferramenta passava cerca de 16 vezes), enquanto que, quando f_z era 0,15 mm, esta relação foi de 13,3. Assim, conclui-se que, quando a fase plana é bem maior que o avanço por dente, a peça é suficientemente alisada pela fase plana da aresta após a remoção do cavaco, removendo as cristas de rugosidade e anulando a influência do avanço por dente na rugosidade da peça. Isto é, o fato de uma porção da peça receber de 13 ou 16 vezes a ação das arestas da ferramenta, não significa uma incremento no acabamento da peça, pois 13 vezes já são suficientes para remover todas as cristas de rugosidade que por ventura pudessem ser removidas. Verificar qual é o valor limite da relação largura da fase plana / avanço por dente que ainda não influencia a rugosidade da peça, fica como uma sugestão para trabalho futuro.

Com o crescimento do comprimento de avanço, a curva com USI-1 ($v_c = 240$ m/min) cresce rapidamente, enquanto a curva com USI-2 ($v_c = 192,4$ m/min) cresce bem mais lentamente embora as duas curvas apresentem a mesma velocidade de avanço. Isto demonstra a forte influência da velocidade de corte no crescimento do desgaste da ferramenta e da rugosidade da peça e na diminuição da vida da ferramenta e demonstra também que a velocidade de avanço não tem forte influência na rugosidade da peça.

5.4.4 - APLICAÇÃO DAS CONCLUSÕES DESTES ITENS

Para concluir este item resta a pergunta:

Quais são as condições de usinagem adequadas para uma operação de fresamento de acabamento, considerando-se que os insertos da fresa tenham fase plana bem maior que o avanço por dente?

Já que nestas condições o avanço por dente praticamente não influencia a rugosidade da peça, ele deve ser bastante alto, perto do limite onde começa a haver influência na rugosidade. Para se conseguir isto sem modificar-se a fresa, deve-se ter velocidade de corte

baixa e velocidade de avanço alta. A velocidade de corte baixa vai fazer com que a vida da ferramenta seja alta e a velocidade de avanço alta com que o tempo de corte de uma peça seja pequeno. Assim o número de peças usinadas por vida da ferramenta vai ser maximizado. Um outro limitante deste procedimento é a força de corte e, conseqüentemente, a potência de corte consumida pelo processo, já que com o aumento do volume de cavaco removido na unidade de tempo gerado pelo alto valor da velocidade de avanço, ter-se-á altos valores de força e potência de corte.

5.5. COMPORTAMENTO DO SINAL DE EA

Como foi descrito no capítulo 4, o sinal de EA foi armazenado na memória de um micro computador, sendo que em cada passada da ferramenta sobre a peça eram tomados trinta pontos de leitura dos dados, sendo os valores do sinal de EA em cada ponto, obtidos através da média de 2048 medições efetuadas naquele ponto, a uma taxa de amostragem de 2048 Hz.

Com estas medições foi possível fazer a análise do comportamento do sinal de EA em função da posição da fresa (j), do sinal de EA em função da velocidade de corte variando-se f_z (v_f constante) e em função da velocidade de corte variando-se v_f (f_z constante).

5.5.1. RMS (EA) X POSIÇÃO DA FRESA

A figura 5.15 mostra o comportamento do sinal de EA em função do comprimento de avanço usinado, em cada uma das cinco posições relativas (j) fresa-peça aqui testadas, sendo que todos os ensaios foram realizados na condição de usinagem USI-1.

O primeiro fato digno de nota na figura 5.15 é a diferença de comportamento entre estas curvas e as curvas mostradas de $R_a \times L_f$ mostradas na figura 5.12. Isto demonstra que, o fenômeno causador do crescimento da rugosidade da peça à medida que o comprimento de avanço usinado cresce (o desgaste da aresta secundária de corte), não teve forte influência nos valores da emissão acústica gerada pelo processo e sim outros fenômenos que serão discutidos a seguir.

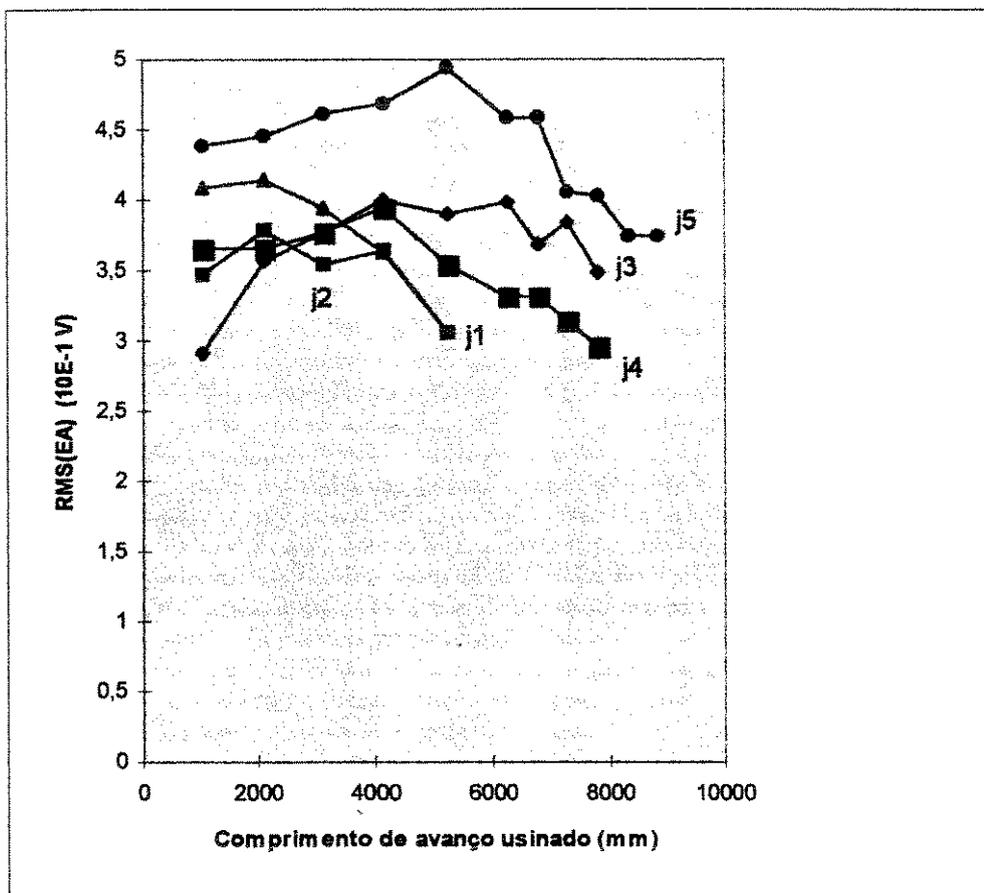


Figura 5.15 - Sinal de EA x Comprimento de avanço usinado para diferentes posições da fresa em relação à peça, na condição de usinagem USI-1.

Para os ensaios que proporcionaram vidas mais longas da ferramenta, o comportamento do sinal foi de um pequeno crescimento inicial, seguido por uma certa estabilidade na fase intermediária até um determinado ponto da vida da ferramenta (ou valor de desgaste), seguido por uma tendência de queda do sinal de EA perto do fim da vida da ferramenta. Isto pode ter ocorrido devido à diminuição da profundidade de usinagem efetiva, causada pelo desgaste. A influência do aumento do atrito foi menor que a influência da diminuição da profundidade de usinagem (a_p) devido ao desgaste da aresta secundária. Explicando isto melhor, pode-se dizer que quando acontece um aumento de desgaste da ferramenta, há um aumento no atrito entre a ferramenta e a peça e entre a ferramenta e o cavaco, o que provocaria um aumento no sinal de EA, pois o atrito é uma das fontes de EA. Por outro lado, quando o desgaste acontece a aresta se retrai e a_p diminui, provocando uma tendência de queda do sinal de EA. Assim se o desgaste não é tão grande, estes fatores se equilibram e o sinal de EA permanece praticamente constante. Para desgastes mais acentuados

(e, no fim da vida da ferramenta o desgaste acentuado da aresta principal invadia a aresta secundária), a diminuição de a_p predomina.

Para os ensaios com vida pequena da ferramenta (posições j_1 e j_2), o desgaste acontece muito rapidamente e não se chega a notar a fase em que o sinal permanece estável, só ocorrendo queda do sinal, desde o início até o fim da vida da ferramenta.

Este tipo de comportamento do sinal pode conduzir a uma estratégia de determinação do fim da vida da ferramenta baseada na inclinação da curva $RMS(EA) \times L_f$. Poder-se-ia ter um sistema que automaticamente calculasse a inclinação da curva. Quando esta inclinação passasse a ser negativa, ter-se-ia chegado o momento de interromper o processo e substituir-se a ferramenta. Devido ao fato do valor limite de desgaste utilizado nestes ensaios não ser muito alto ($V_B = 0,7$ mm), o tempo que a curva passa com inclinação negativa antes de se atingir o fim do ensaio é curto, fazendo com que esta estratégia proposta careça um pouco de confiabilidade (o sinal pode cair temporariamente devido à alguma outra causa que não o desgaste das arestas, enganando o sistema). Assim, esta estratégia é mais adequada para operações de desbaste, onde se tolera maiores valores de desgaste das arestas. Em operações de acabamento, pode-se utilizar o sinal de EA como um dos parâmetros de entrada de uma rede neural que, utilizando também sinais de outros sensores, estabeleceria com maior confiança o fim da vida da ferramenta. Porém, mesmo com o auxílio das redes neurais, crê-se que, em operações de acabamento é necessário a utilização de um processamento mais complexo do sinal, como a análise do sinal no domínio da frequência que retiraria ruídos indesejados do sinal. Neste caso, porém, deve-se ressaltar que a análise do sinal de emissão acústica no domínio da frequência não é uma tarefa das mais fáceis, pois a mesma deve ser realizada sobre o sinal bruto (não o RMS do sinal), que como já citado no capítulo 3, é de altíssima frequência, o que dificulta sua amostragem e armazenagem.

Utilizando-se esta estratégia de estabelecimento do fim da vida da ferramenta baseada na inclinação da curva $RMS(EA) \times L_f$ também perder-se-ia em confiabilidade nas condições em que a vida da ferramenta fosse muito curta, como nos casos da posição j_2 e j_1 , pois nestes casos a inclinação da curva seria negativa desde o início da vida da ferramenta e não ter-se-ia valores suficientes para a comparação entre um ponto e outro da curva. Porém, pode-se argumentar que condições como esta, não devem ser utilizadas na prática industrial.

O RMS do sinal de EA para a posição j_5 é o maior de todos no início do corte, seguido pelo sinal na posição j_1 . Cada ponto mostrado na figura 5.15 (e também nas outras) é como visto, uma média de 30 pontos amostrados em uma peça. Cada um destes pontos, por sua vez, é uma média de 2048 pontos amostrados durante 1 segundo. Então, cada ponto na figura é um valor médio do RMS (que por sua vez também é um tipo de valor médio) da emissão acústica gerada durante uma passada da fresa na peça. As posições j_5 e j_1 são aquelas que tem maior comprimento de contato fresa-peça da aresta. Assim, como cada aresta passa mais tempo em contato com a peça, o valor médio da emissão acústica também é maior.

5.5.2. - RMS(EA) X VELOCIDADE DE CORTE COM VARIAÇÃO DE v_f (f_z constante).

A figura 5.16 mostra a variação do sinal de EA em função do comprimento usinado para três diferentes velocidades de corte, mantendo-se o avanço por dente (f_z) constante. Outra vez se vê a diferença de comportamento entre estas curvas e aquelas da figura 5.13, confirmando que os fenômenos causadores do crescimento da rugosidade são diferentes dos fenômenos causadores do crescimento de EA.

Nota-se a partir da figura, um crescimento acentuado do valor do sinal de EA, de uma condição para outra. Isto é devido ao crescimento do volume de cavaco removido na unidade de tempo gerado pelo crescimento da velocidade de avanço e também devido ao crescimento da velocidade de corte..

Próximo ao final da vida da ferramenta nota-se, como no item anterior, uma tendência de queda nos valores do sinal de EA pelo mesmo motivo explicado anteriormente. Isto confirma a viabilidade de utilização da estratégia de estabelecimento automático do fim da vida da ferramenta utilizando o sinal de emissão acústica proposta anteriormente. Novamente, quando a vida da ferramenta é muito curta, como no caso da condição USI-5, esta estratégia fica prejudicada.

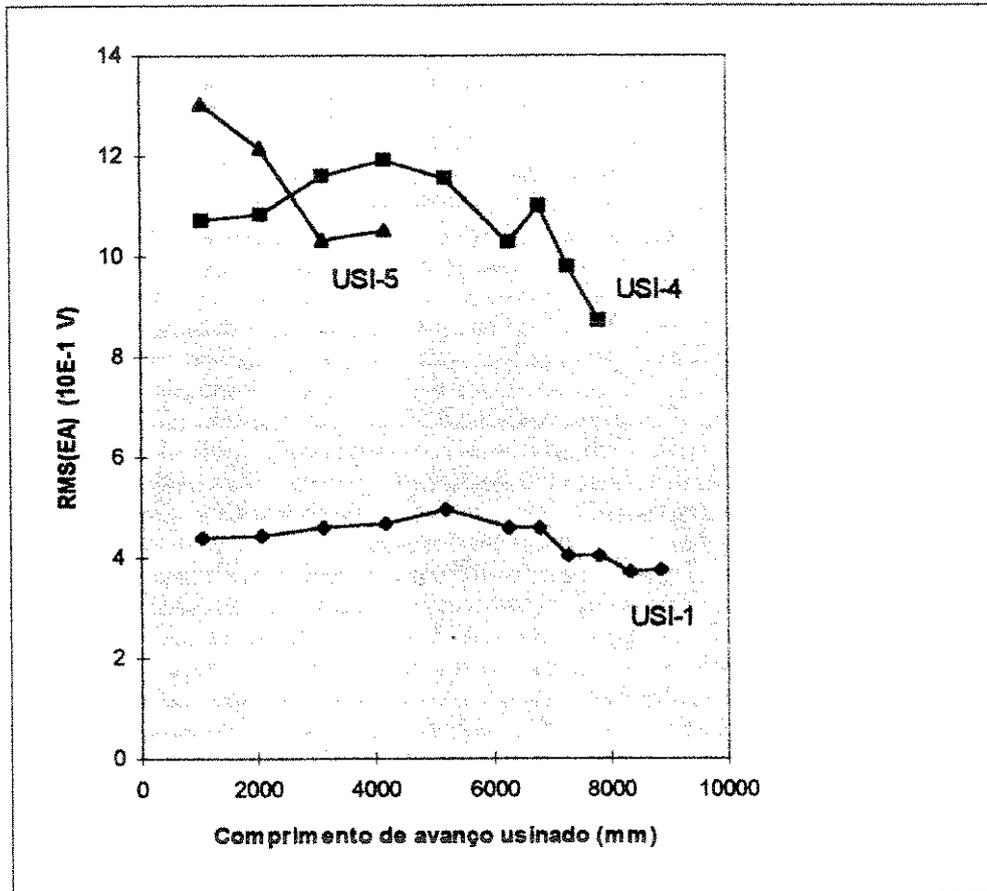


Figura 5.16 - Variação do sinal de EA x Comprimento de avanço usinado, com variação de v_c e v_f (f_z constante).

5.5.3. - RMS(EA) X VELOCIDADE DE CORTE COM VARIAÇÃO DO AVANÇO POR DENTE (v_f constante).

A figura 5.17 mostra a variação do sinal de EA, em função do comprimento usinado, para três diferentes velocidades de corte, mantendo-se a velocidade de avanço constante. A comparação entre esta figura e a figura 5.14 confirma a conclusão tirada quando da comparação das figuras 5.15 e 5.12 e das figuras 5.16 e 5.13, isto é, os fenômenos causadores do crescimento da rugosidade da peça não tem forte influência no comportamento da emissão acústica gerada pelo processo ao longo da vida da ferramenta.

O crescimento do valor do sinal de EA no início da vida da ferramenta, com a velocidade de corte é maior que o crescimento da própria velocidade de corte, como mostram as relações:

$$EA_3 / EA_1 = 1,31 \qquad v_{c3} / v_{c1} = 1,20 \qquad (5.5)$$

$$EA_3 / EA_2 = 2,07 \qquad v_{c3} / v_{c2} = 1,50 \qquad (5.6)$$

$$EA_1 / EA_2 = 1,57 \qquad v_{c1} / v_{c2} = 1,25 \qquad (5.7)$$

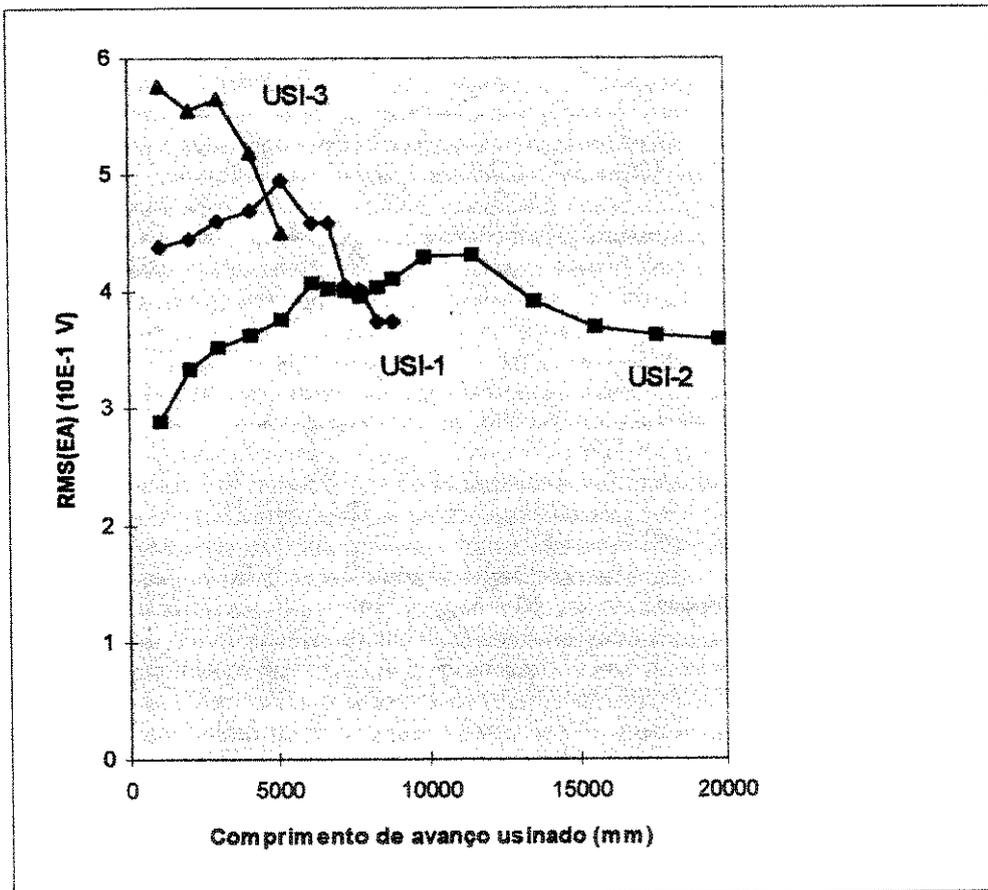


Figura 5.17 - RMS(EA) x Comprimento de Avanço Usinado, com variação de f_z (v_f constante).

Fazendo-se estas mesmas relações utilizando-se os valores retirados da figura 5.16 (onde a variação da velocidade de corte veio acompanhada pela variação simultânea e proporcional da velocidade de avanço), tem-se:

$$EA_5 / EA_1 = 2,95 \qquad v_{c5} / v_{c1} = 1,38 \qquad (5.8)$$

$$EA_4 / EA_1 = 2,45 \qquad v_{c4} / v_{c1} = 1,20 \qquad (5.9)$$

$$EA_5 / EA_4 = 1,20 \qquad v_{c5} / v_{c4} = 1,15 \qquad (5.10)$$

Vê-se que, da mesma maneira que na figura 5.17, o crescimento de EA foi maior (e desta vez, muito maior) que o crescimento da velocidade de corte. Isto demonstra que o crescimento da velocidade de avanço (com conseqüente crescimento do volume de cavaco removido na unidade de tempo) também influencia fortemente o valor da emissão acústica gerada pelo processo, o que fez com que a relação entre os valores de emissão acústica fosse proporcionalmente maior do que quando se tinha v_f constante.

Novamente nota-se que a tendência de queda do sinal de EA ao longo do comprimento usinado continua, pela mesma razão comentada no item 5.5.1, o que novamente possibilita a utilização da estratégia para determinação do fim de vida da ferramenta através do sinal de EA proposta no item 5.5.1, com as mesmas ressalvas lá citadas.

5.5.4. DISPERSÃO DO SINAL DE EA

A figura 5.18 mostra a dispersão do valor do sinal de EA, para a posição mais vantajosa em termos de vida da ferramenta (j_5) na condição de usinagem USI-1.

No início da vida da ferramenta os valores do sinal de EA estão muito próximos, acontecendo um pequeno distanciamento destes valores no final da vida da ferramenta (aproximadamente 30 %), porque a forma e o tamanho dos desgastes são aleatórios, o que faz com que sua influência na variação de a_p (que causou a queda do sinal de EA no fim da vida) também o seja.

Mais uma vez, a tendência de queda no fim de vida está confirmado, o que novamente confirma a estratégia de estabelecimento automático do fim da vida da ferramenta, com as mesmas ressalvas lá citadas.

Mas, a conclusão mais óbvia que se retira das curvas mostradas na figura 5.18 é que o sinal de EA é bastante repetitivo e confiável. Três ensaios feitos em momentos diferentes, apresentaram valores de RMS(EA) pouco diferentes uns dos outros e com comportamento das curvas RMS(EA) x L_f muito similares.

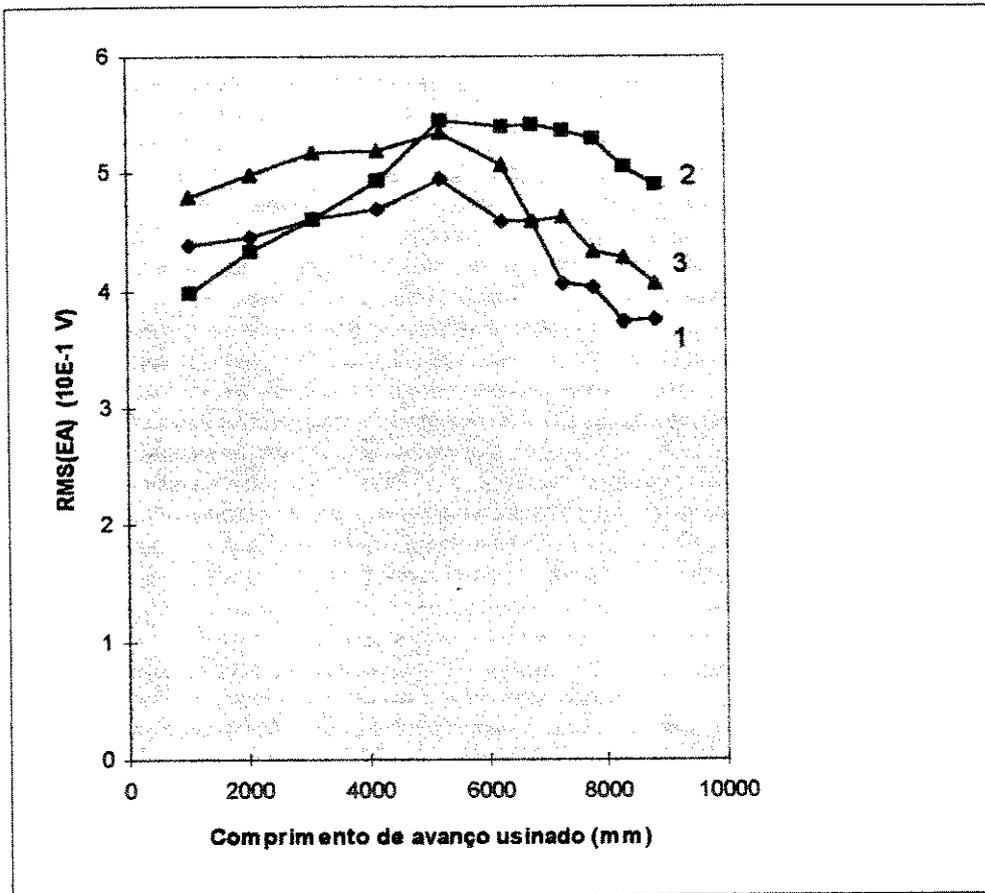


Figura 5.18 - Dispersão do sinal de EA x Comprimento de Avanço usinado para a posição j_5 (USI-1).

5.5.5 - CONCLUSÕES SOBRE A APLICAÇÃO DA EMISSÃO ACÚSTICA NO MONITORAMENTO DO FRESAMENTO FRONTAL PARA ESTABELECIMENTO DO FIM DA VIDA DA FERRAMENTA

Baseado nos resultados descritos e discutidos neste item 5.5 do trabalho, pode-se concluir que a emissão acústica gerada pelo processo não deve ser descartada como parâmetro para estabelecimento do fim da vida da ferramenta e que, um tratamento pouco mais complexo do sinal deve ser realizado, para que a abrangência de sua utilização e também sua confiabilidade na determinação do fim da vida da ferramenta possam ser melhoradas. Isto implica em se utilizar, além da estratégia já proposta neste trabalho de acompanhamento da inclinação da curva $RMS(EA) \times L_f$, outras estratégias, que podem ser:

- a) utilização de redes neurais, onde sinais advindos de outros sensores poderiam se juntar ao sinal de EA na entrada da rede - esta possibilidade já foi brevemente discutida anteriormente. Após o item 5.6, onde vai se discutir a viabilidade de utilização da corrente elétrica do motor principal da máquina como parâmetro para definição do fim da vida da ferramenta, voltar-se-á a tocar neste assunto;
- b) análise do sinal no momento do choque da aresta da fresa com a peça e no momento da saída da aresta da peça - até este momento somente se utilizou os valores médios da emissão acústica gerada por uma passada da fresa na peça. Porém, crê-se que muita informação pode ser retirada da emissão acústica gerada pelo choque da aresta da fresa com a peça e pelo sinal gerado quando a aresta sai da peça.
- c) análise do sinal de emissão acústica no domínio do tempo e no domínio tempo-frequência (waveletes)

A verificação da viabilidade de utilização destas e de outras estratégias não foi realizada neste trabalho e fica como sugestão para trabalhos futuros.

5.6. COMPORTAMENTO DA CORRENTE ELÉTRICA DO MOTOR PRINCIPAL DA FRESADORA.

Os valores da corrente elétrica do motor principal da máquina fresadora foram armazenados na memória de um micro computador (ver Capítulo 4), para que se pudesse fazer a análise de seu comportamento ao longo das vidas das ferramentas de fresamento deste trabalho.

Este comportamento foi estudado em função do comprimento usinado, quando se variava a posição da ferramenta de corte em relação à peça, ou seja, a distância de ajustagem “j”, quando se variava a velocidade de corte com variação simultânea e proporcional da velocidade de avanço v_f (com f_z constante) e quando se variava a velocidade de corte, mas sem variação da velocidade de avanço (com conseqüente variação de f_z).

5.6.1. CORRENTE ELÉTRICA DO MOTOR (I_{motor}) DURANTE A VIDA DA FERRAMENTA COM VARIAÇÃO DA POSIÇÃO RELATIVA FRESA-PEÇA

A figura 5.19 mostra a variação da corrente elétrica do motor principal da máquina fresadora contra o comprimento de avanço usinado (L_f), para a condição de usinagem USI-1 com 5 diferentes posições relativas fresa-peça.

Pode-se ver nesta figura que no início da vida da ferramenta, os valores de corrente de todas as curvas são bem próximos, mostrando que a posição relativa fresa-peça em si não influencia a corrente elétrica (e, conseqüentemente a potência elétrica e a força de corte) do motor da máquina. No entanto, durante o transcorrer da vida da ferramenta, à medida que seu desgaste de flanco cresce, as curvas se distanciam, influenciadas por este desgaste. Interessante destacar que a posição das curvas na figura, segue a ordem de crescimento da distância de ajustagem “j”, isto é, a curva com valores mais baixos de corrente é aquela com menor “j” e a curva com valor mais alto é aquela com maior “j”. Isto comprova a forte influência do desgaste da ferramenta no crescimento da corrente, já que a curva de desgaste (V_B) contra comprimento de avanço (figura 5.1) também segue a mesma ordem.

Dada esta influência do desgaste na corrente elétrica, conclui-se que ela é adequada para ser utilizada no estabelecimento do fim da vida da ferramenta. Resta saber qual estratégia de definição do fim da vida vai ser utilizada, já que é desejável que esta estratégia seja adequada para todas as condições de usinagem.

A estratégia mais simples e mais comum é se utilizar um valor fixo de corrente, o qual, uma vez ultrapassado definiria o fim da vida da ferramenta. Fica óbvio, analisando-se a figura, que qualquer valor fixo estabelecido para uma determinada posição relativa fresa-peça não pode ser utilizado para outra, sob pena de ou se desperdiçar bastante a vida da ferramenta, ou se retirar a ferramenta bem depois dela ter ultrapassado o valor limite de desgaste estabelecido para a vida da ferramenta e, assim, correr-se o risco de dano à peça e à própria ferramenta (porta-ferramenta e outras arestas da pastilha). Por exemplo, para a curva correspondente à distância de ajustagem “j₅” o desgaste de flanco atinge 0,7 mm quando a corrente está em 10,2 A. Este valor, se for utilizado quando a distância de ajustagem for “j₁”, determinará a substituição da ferramenta muito tempo antes do término adequado de sua vida ($V_B = 0,7$

mm). Este valor de corrente elétrica é alcançado na condição “ j_1 ” quando o comprimento de avanço é 2500 mm e a vida da ferramenta nesta condição se estendeu até $L_f = 4000$ mm. Portanto, se ele for utilizado para este fim, causará um desperdício de cerca de 37,5% da vida da ferramenta. Da mesma maneira, a utilização deste valor de corrente como limite da vida da ferramenta também causará desperdício, embora menor, em todas as outras posições relativas fresa-peça. Por outro lado, quando a distância de ajustagem é “ j_i ”, o fim da vida da fresa é atingido quando o valor de corrente elétrica é 11,9 A. Este valor, se utilizado como parâmetro para a substituição da ferramenta, fará com que, em todas as outras posições, a substituição se dê depois (e as vezes muito depois) do desgaste da ferramenta ter ultrapassado o valor $V_B = 0,7$ mm. Portanto, este tipo de estratégia somente pode ser utilizado em um processo de lotes grandes de fabricação, onde a posição relativa fresa-peça não varie. Assim, estabelecer-se-ia este valor fixo nas primeiras vezes que se utiliza a ferramenta, que seria depois utilizado em suas vidas posteriores. Porém, ela não é adequada para o que se deseja aqui, que é se conseguir uma estratégia que seja utilizável em diversas condições de usinagem.

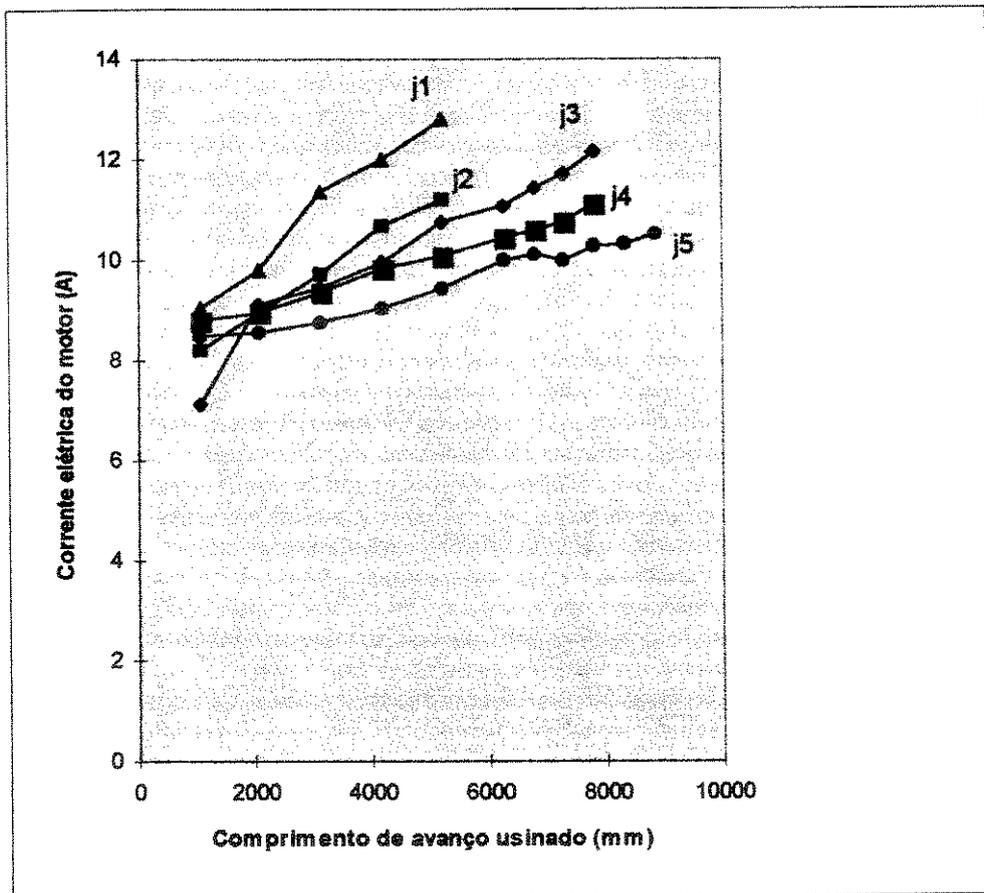


Figura 5.19 - Variação da corrente do motor x Comprimento usinado em função da posição relativa ferramenta-peça, para a condição de usinagem USI-1.

Uma segunda estratégia bastante utilizada no monitoramento da vida de ferramentas de usinagem é a de se estabelecer um percentual fixo de crescimento em relação ao valor de início de vida do parâmetro. Uma vez ultrapassado este percentual devido ao desgaste da ferramenta, é chegado o momento dela ser substituída. A tabela 5.2 mostra o percentual de crescimento em relação ao valor inicial de todas as curvas mostradas na figura 5.19, no momento em que o desgaste de flanco das arestas da fresa atingiu o valor de 0,7 mm..

Tabela 5.5 - Valores de Corrente Elétrica no Início e no Fim da Vida da Ferramenta e Relação entre elas, para Cada Distância de Ajustagem

Distância de Ajustagem "j"	I_{IV}	I_{FV}	I_{FV} / I_{IV}
j_1	9,0	11,9	1,32
j_2	8,2	10,8	1,32
j_3	7,2	11,7	1,63
j_4	8,8	10,9	1,24
j_5	8,5	10,5	1,24
j_5	8,6	10,5	1,23
j_5	8,7	10,5	1,20

A partir da tabela 5.5, tomando-se a maior relação $I_{FV} / I_{IV} = 1,63$, correspondente à posição j_3 , se fosse aplicado em todos os outros casos o acréscimo de 63% sobre o valor inicial da corrente para a troca da ferramenta, ocorreria um desgaste excessivo da ferramenta em todos as demais posições, já que as relações I_{FV} / I_{IV} para as demais posições fresa-peça estão bem abaixo do valor 1,63 encontrado na posição j_3 . Da mesma forma tomando-se o valor $I_{FV} / I_{IV} = 1,20$, correspondente à posição j_5 e considerando este acréscimo de 20% sobre o valor inicial da corrente, se estaria desperdiçando a vida da ferramenta para as demais posições, principalmente para a posição j_3 que é o caso mais crítico.

Apesar desta estratégia também ser mais adequada a grandes lotes de peças, pois para cada posição relativa fresa-peça tem-se valores diferentes da relação I_{FV} / I_{IV} , nota-se uma maior aproximação destes valores para as posições j_1 , j_2 , j_4 e j_5 , permitindo com que esta

estratégia de se determinar o fim de vida da ferramenta através do acréscimo do valor inicial da corrente pode ser aplicado em um número maior de posições relativas fresa-peça.

Um outro fato digno de nota mostrado por esta tabela é que, quando se realizou três vezes um mesmo ensaio (mesma posição relativa fresa-peça e mesmas condições de usinagem - USI-1), conforme mostra a figura 5.20, a relação I_{FV} / I_{IV} permaneceu praticamente constante (1,24, 1,23 e 1,20), mostrando que esta estratégia é bastante válida quando se tem condições de usinagem fixas em lotes grandes de fabricação, onde várias ferramentas são substituídas dentro de um mesmo lote.

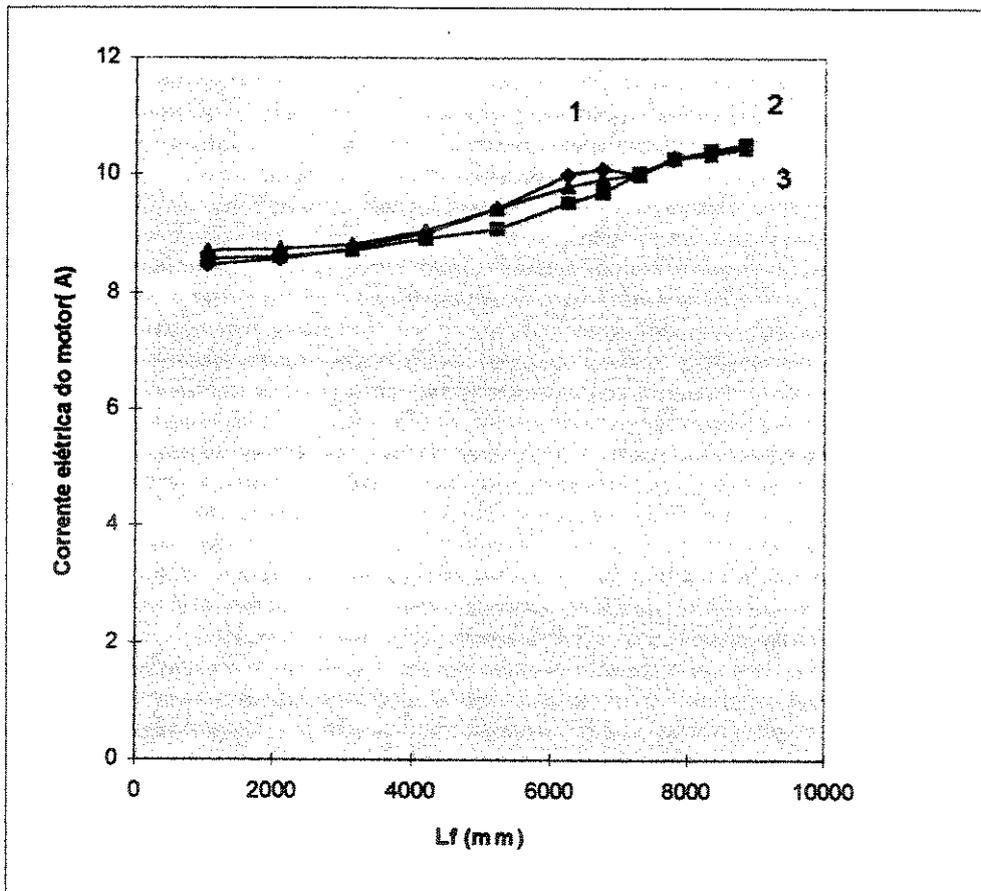


Figura 5.20 - Dispersão da corrente elétrica do motor principal da fresadora x Comprimento de avanço usinado, para a posição j_5 (USI-1).

5.6.2. CORRENTE ELÉTRICA DO MOTOR (I_{MOTOR}) X VELOCIDADE DE CORTE ($V_f = 587 \text{ mm/min} = \text{cte}$ e f_z variável)

A figura 5.21 mostra a variação da corrente do motor contra o comprimento usinado L_f , quando varia-se a velocidade de corte com uma conseqüente variação no avanço por dente f_z , mantendo-se a velocidade de avanço v_f constante.

Nota-se novamente um crescimento de I_{motor} com o comprimento usinado L_f , ou seja, com o desgaste da ferramenta.

Os mesmos comentários feitos no item anterior sobre estratégia para a utilização da corrente elétrica do motor como parâmetro para definição do fim da vida da ferramenta, podem ser aqui feitos. A utilização de um valor fixo da corrente para esta definição, incorreria nos mesmos problemas citados naquele item.

A tabela 5.6 mostra os valores da corrente elétrica tanto no início, quanto no fim da vida da ferramenta ($V_B = 0,7 \text{ mm}$), bem como a relação entre elas.

Tabela 5.6 - Valores de Corrente Elétrica no Início e no Fim da Vida da Ferramenta e Relação entre elas, para a posição j_5 e condições de usinagem diferentes.

Condições de usinagem	I_{IV}	I_{FV}	I_{FV} / I_{IV}
USI - 1	8,5	10,2	1,20
USI - 2	8,9	11,7	1,31
USI - 3	7,3	9,6	1,32

Utilizando-se sempre a menor relação $I_{FV} / I_{IV} = 1,20$ (USI-1), haveria um desperdício de ferramenta nas demais condições de usinagem (USI-2 e USI-3), já que esta relação é maior. Do mesmo modo, utilizando-se sempre a maior relação $I_{FV} / I_{IV} = 1,32$ (USI-3 e USI-2), estaria sendo ultrapassado o instante de troca de ferramenta podendo causar sérios danos à peça e à própria ferramenta. A diferença entre a menor relação e a maior relação é de 10%, o que pode fazer com que esta estratégia possa ser aprimorada para que possa ser utilizada sempre nesta posição de usinagem j_5 , mesmo em diferentes condições de usinagem.

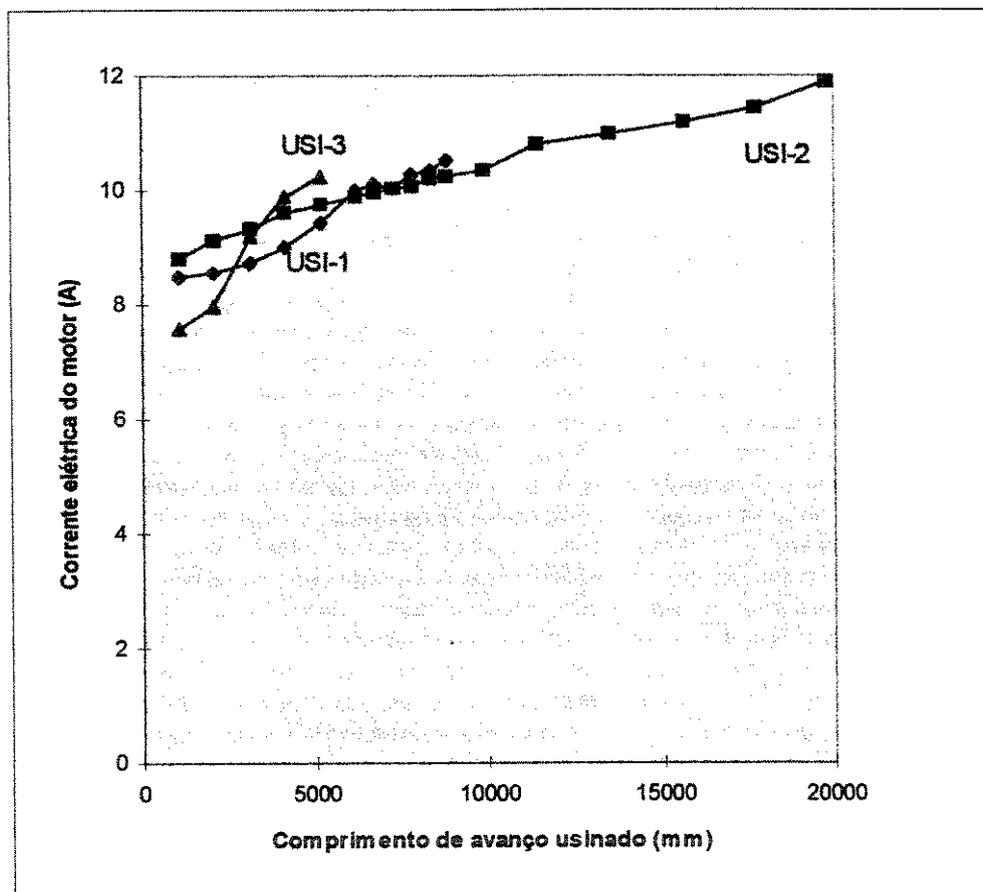


Figura 5.21 - Corrente do motor (I_{motor}) x Comprimento de avanço (L_f), variando-se a velocidade de corte v_c ($v_f = cte$ e f_z variável)

Segundo o que afirma a literatura que foi citada no capítulo 2 deste trabalho, a potência consumida pelo processo no início da vida da ferramenta (e conseqüentemente a potência e a corrente elétrica consumidas pelo motor da máquina) deveria cair com o aumento de f_z causado pela diminuição da velocidade de corte, pois, como visto na equação 2.22.

$$P_c = 2,22 \cdot 10^{-7} \cdot k_m \cdot a_e \cdot b \cdot v_f \quad (5.11)$$

Todos os parâmetros desta equação foram mantidos constantes nestes ensaios, exceto a pressão específica média de corte (K_m) que deveria diminuir com o crescimento da espessura média de corte (h_m) causado pelo crescimento do avanço por dente. Assim, o crescimento do avanço por dente deveria causar a diminuição da corrente elétrica consumida pelo motor, o que não aconteceu. Pelo contrário, quando f_z cresceu a corrente também cresceu.

A explicação para este fato pode ser feita da seguinte maneira: diferentemente do que acontece quando o avanço por dente varia devido à variação do número de dentes da fresa, quando ele cresce devido à diminuição da velocidade de corte, existe também um fator tendendo a aumentar a pressão específica de corte, que é a própria diminuição da velocidade. Isto leva a um aumento do atrito e diminuição da temperatura na região de corte, o que dificulta a formação do cavaco. Assim, o aumento do avanço por dente tenta diminuir K_m , enquanto a diminuição da velocidade de corte tenta aumentá-lo. Portanto, nestes ensaios, este segundo fator foi predominante e a potência elétrica consumida pelo processo cresceu com o crescimento do avanço por dente.

5.6.3.- CORRENTE ELÉTRICA DO MOTOR (I_{MOTOR}) X VELOCIDADE DE CORTE ($f_z = 0,12 \text{ mm/volta} = \text{constante e } v_f \text{ variável}$)

A figura 5.22 mostra a variação da corrente elétrica do motor principal da máquina contra o crescimento do comprimento usinado L_f , quando varia-se a velocidade de corte e a velocidade de avanço (v_f) simultânea e proporcionalmente, mantendo-se assim o avanço por dente f_z constante.

Mais uma vez tem-se o crescimento da corrente consumida pelo motor principal da máquina (I_{motor}) com o aumento de L_f e conseqüentemente do desgaste da ferramenta.

Baseado no exposto pela literatura e citado no capítulo 2 deste trabalho, a variação dos valores de v_f (sem variação de f_z) não deveria influenciar k_m , e portanto, a potência elétrica (ou a corrente elétrica) no início da vida da ferramenta deveria crescer na mesma proporção do crescimento da velocidade de avanço, como mostrado na equação 2.22. Quando as condições de usinagem passaram de USI-1 para USI-4, a velocidade de avanço foi multiplicada por 1,2 e a corrente elétrica no início da vida foi multiplicada por 1,15. Estes valores estão de acordo com aquilo determinado pela equação 2.22, já que esta diferença pode ser creditada à falta de confiabilidade nestes valores de corrente, devido a somente um ensaio ter sido realizado em cada condição. Porém, quando as condições de usinagem passaram de USI-4 para USI-5, a velocidade de avanço cresceu 15%, mas a corrente elétrica inicial permaneceu praticamente constante. Esta diferença tão grande não pode ser creditada somente à falta de confiabilidade estatística dos dados. Neste caso, houve um decréscimo no valor da pressão específica média

de corte quando se passou de USI-4 para USI-5, devido ao crescimento da velocidade de corte conforme explicado no item anterior.

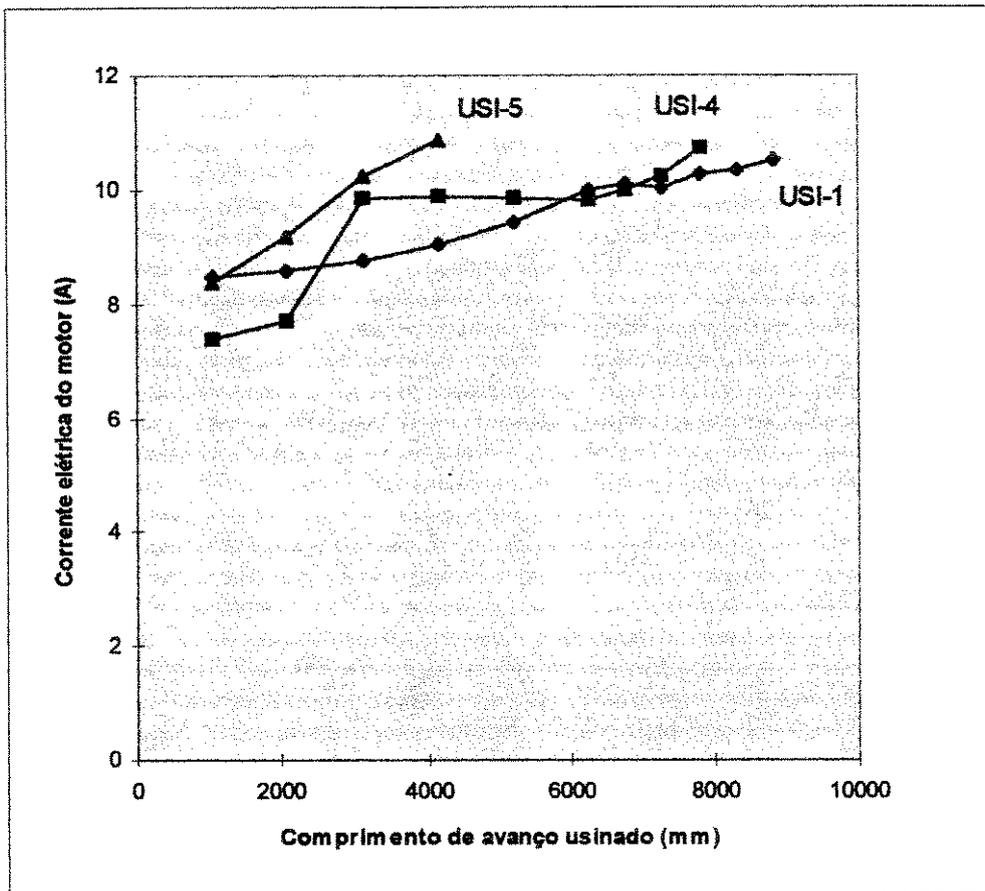


Figura 5.22 - Corrente do motor (I_{motor}) x Comprimento de avanço usinado (L_f), variandi-se a velocidade de corte v_c (f_z constante e v_f variável).

Quanto a uma estratégia para substituição da ferramenta usando a corrente elétrica do motor principal da fresadora, conforme discutido neste ítem, também pode ser aproveitado a mesma estratégia dos dois ítems anteriores, sendo que a utilização de um valor fixo da corrente, apresentaria os mesmos problemas já citados.

A utilização da relação I_{FV} / I_{IV} como parâmetro de fim de vida da ferramenta, também pode ser feita aqui, através da utilização da tabela 5.7 que estabelece valores da corrente elétrica para o início e para o fim da vida da ferramenta, quando $V_{B\text{máx}} = 0,7$ mm, como também a relação I_{FV} / I_{IV} , para as condições de usinagem abordadas neste ítem.

Tabela 5.7 - Valores da corrente elétrica no início e no fim da vida da ferramenta e relação entre elas, para a posição j_5 e condições de usinagem diferentes.

Condições de usinagem	I_{IV}	I_{FV}	I_{FV} / I_{IV}
USI-1	8,3	10,3	1,24
USI-4	7,2	10,2	1,42
USI-5	8,2	10,4	1,27

Mais uma vez, utilizando-se a menor relação $I_{FV} / I_{IV} = 1,24$ (USI-1), tem-se desperdício da ferramenta para as condições de usinagem USI-4 e USI-5, pois para estas duas condições esta relação é maior, embora para a condição de usinagem USI-5 esta diferença seja bastante pequena (2,5%). Também utilizando-se a maior relação $I_{FV} / I_{IV} = 1,42$ (USI-4), o limite de fim de vida estaria sendo ultrapassado para as condições de usinagem USI-1 e USI-5. Também aqui a diferença entre a menor relação e a maior relação é de aproximadamente 15%, podendo também ser aprimorada esta estratégia e a mesma também ser usada novamente para a posição j_5 e novas condições de usinagem.

A partir do exposto nos três últimos itens, pode-se concluir que a estratégia da relação I_{FV} / I_{IV} é mais adequada como estratégia de fim de vida da ferramenta, para várias condições de usinagem, desde que mantendo-se a mesma distância de ajustagem j .

5.6.4 - CONCLUSÕES SOBRE A UTILIZAÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA CONSUMIDA PELO MOTOR DA MÁQUINA NO MONITORAMENTO DO FRESAMENTO FRONTAL PARA ESTABELECIMENTO DO FIM DA VIDA DA FERRAMENTA

Baseado nos resultados descritos neste item 5.6 do trabalho, pode-se dizer que a corrente elétrica consumida pelo motor principal da máquina ferramenta é um parâmetro adequado para o estabelecimento automático e indireto da vida da ferramenta de fresamento frontal. Porém, para se estabelecer a estratégia adequada para este fim, mais experimentos devem ser realizados para que sua aplicação seja a mais abrangente possível, em diversas condições de usinagem e posições relativas fresa-peça. Para isto, as mesmas sugestões feitas quando da análise do sinal de emissão acústica, podem também ser feitas aqui, isto é:

- a) a corrente elétrica do motor da máquina com certeza é um bom parâmetro de entrada de uma rede neural que juntaria o sinal de corrente com outros sinais, a fim de estabelecer com maior confiabilidade o fim da vida da ferramenta;
- b) também o valor da corrente elétrica no momento do choque da aresta de corte com a peça e no momento da saída da aresta da peça devem ser analisados com detalhes, pois muito provavelmente possuem informações preciosas para ajudar no estabelecimento do momento de substituição da ferramenta.

Comparando-se o sinal de corrente elétrica com o sinal de emissão acústica no que diz respeito à adequação para o fim proposto neste trabalho, pode-se dizer que, da maneira como estes sinais foram processados neste trabalho, a corrente elétrica se apresentou melhor que a emissão acústica, já que seu comportamento é bem similar ao comportamento do desgaste de flanco das arestas principais da fresa, isto é, ambos crescem continuamente à medida que o comprimento de avanço cresce. Já a emissão acústica é também influenciada por outros fatores durante o transcorrer da vida da ferramenta, o que faz com que ela não acompanhe o crescimento do desgaste. Somente quando o valor do desgaste já é alto e a ferramenta já está bem próxima do fim de sua vida (pelo menos quando o critério de fim de vida permite que o desgaste atinja um alto valor) é que o sinal de emissão acústica apresenta alguma variação, diminuindo, possibilitando a tomada de decisão com relação à substituição da ferramenta.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste capítulo procura-se sintetizar todas as conclusões que foram possíveis de se detectar a partir do estudo efetuado neste trabalho e também a partir destas conclusões sugere-se novos trabalhos que possam ser desenvolvidos no futuro, para que os mesmos possam completar as informações aqui conseguidas.

6.1. CONCLUSÕES

- Para as condições testadas neste trabalho, o corte assimétrico com um valor pequeno de “j”, é o mais recomendado em termos de vida da ferramenta, para o fresamento frontal.
- Nas condições testadas neste trabalho, valores maiores de “j” implicam em predominância de lascamento sobre o desgaste, enquanto que com valores menores de “j” o desgaste da aresta predomina sobre o lascamento.
- A variação da velocidade de corte tem influência predominante sobre a vida da ferramenta, independentemente se há variação da velocidade de avanço ou do avanço por dente.
- Em condições similares às testadas neste trabalho, pode-se afirmar que a frequência de entrada dos dentes da fresa no corte, é mais importante que o calor gerado pelo atrito cavaco-ferramenta e ferramenta-peça para a determinação do fim de vida da ferramenta.
- A posição relativa fresa-peça, não influencia a rugosidade da peça no início da vida da ferramenta.
- As rugosidades superficiais da peça crescem com o crescimento dos desgastes, mas nunca ultrapassam os valores definidos como fim de vida da ferramenta, sendo portanto o fim de

vida sempre definido pelo critério de $V_{Bmax} = 0,7$ mm e nunca com rugosidade maior que $3,2 \mu\text{m}$, que era o critério de fim de vida estabelecido para a rugosidade.

- Quando a fase plana das arestas da fresa são bem maiores que o avanço por dente, este tem pouca influencia na rugosidade da peça.
- O comportamento do sinal de EA nas condições utilizadas neste trabalho, é bastante repetitivo e confiável, portanto pode ser utilizado com estratégia para o estabelecimento do fim de vida da ferramenta.
- A partir da maneira como os sinais de corrente elétrica e emissão acústica foram processados neste trabalho, pode-se concluir que a corrente elétrica do motor principal da fresadora, se apresenta melhor que a emissão acústica para a determinação de uma estratégia de fim de vida da ferramenta, já que seu comportamento é bem similar ao comportamento do desgaste de flanco das arestas principais da fresa, isto é, ambos crescem à medida que o comprimento de avanço cresce.

6.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Fazer um estudo utilizando material mais tenaz para as pastilhas do que o utilizado neste trabalho (ISO P25, conforme recomendação do fabricante), para verificar como se comportam os choques na entrada das arestas de corte na peça, em relação ao lascamento e ao desgaste propriamente dito
- Verificar qual é o valor limite da relação largura da fase plana da pastilha pelo avanço por dente que ainda não influencia na rugosidade da peça.
- Verificar a viabilidade técnica e econômica da utilização das estratégias de fim de vida através do monitoramento do processo, apresentadas neste trabalho e também sugerir novas estratégias que possam vir a serem aplicadas.

- Estudar a utilização da corrente elétrica do motor principal da máquina-ferramenta como um parâmetro de entrada de uma rede neural que juntaria o sinal de corrente com outros sinais, a fim de estabelecer com maior confiabilidade o fim da vida da ferramenta.
- Estudar o valor de emissão acústica no momento do choque da aresta com a peça e no momento da saída da aresta da peça com mais detalhes, pois provavelmente possuem informações preciosas para ajudar no estabelecimento do momento de substituição da ferramenta.

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. S. e LIRANI, J. (1977). "Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões", Ed. Edgard Blücher Ltda, pp. 213-215.

BALDO, E. D. (1994). "Redução do Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho com Auxílio da Emissão Acústica", Tese de Mestrado, DEF-FEM-UNICAMP, 83 p.

BARROW, G. (1973). "A Review of Experimental and Theoretical Techniques for Assessing Cutting Temperatures", Annals of the CIRP, vol. 22, pp. 203-211.

BEATTIE, A. G. (1983). "Acoustic Emission, Principles and Instrumentation", Journal of Acoustic Emission, vol.2, pp. 95-128.

BHATIA, S. M.; PANDEY, P. C. and SHAW, H. S. (1978). "Thermal Cracking of Carbide Tools During Intermittent Cutting", Wear, vol. 51, pp. 201-211.

BHATIA, S. M.; PANDEY, P. C. and SHAW, H. S. (1986). "The Thermal Condition of the Tool Cutting Edge in Intermittent Cutting", Wear, vol. 61, pp. 21-30.

BLUM, T. (1988). "Study of Acoustic Emission Monitoring in Metal Cutting", PhD Thesis, Keyo University, Tokio, Japan.

BLUM, T. and INASAKI, I. (1990). "A Study on Acoustic Emission from the Orthogonal Cutting Process", Int Jpurnal of Engineering for Industry, vol. 112, pp. 203-211.

BLUM, T. and DORNFELD, D. A. (1990). "Grinding Process Feedback using Acoustic Emission", 4th International Grinding Conference, Technical Paper MR 90-525, SME, Detroit, Michigan.

BONESS, R. J. and McBRIDE, S. L. (1991). "Adhesive and Abrasive Wear Studies using Acoustic Emission Techniques", *Wear*, vol. 149, pp. 41-53.

BONIFÁCIO, M. E. R. e DINIZ, A. E. (1994). "Correlating tool wear, tool life, surface roughness and tool vibration in finish turning with coated carbide tools", *Wear*, vol. 173, pp. 137-144.

BOOTHROYD, G.; EAGLE, J. M. and CHISHOLM, W. J. (1967). "Effects of Tool Flank Wear on the Temperatures Generated During Metal Cutting", *Proceedings of the 8th International Machine Tool Design and Research Conferency*, pp. 667-680.

BRAGA, D. U. (1992). "Monitoramento do Processo de Torneamento via Parâmetros Elétricos do Motor da Máquina", Tese de Mestrado, DEF-FEM-UNICAMP.

BYRNE, G. and BIENIA, B. (1991). "Tool Life Scatter when Milling with TiN-Coated HSS Indexable Inserts", *Institute for Machine Tools and Manufacturing Tecnology, Technical University Berlin, Annals of the CIRP*, vol. 40, pp. 45-48.

CALDEIRANI FILHO, J. (1995). "Efeitos dos Estado de Encruamento do Material da Peça, no Comprimento de Contato Cavaco-ferramenta, na Temperatura de Corte, e na Força de Usinagem", Tese de Mestrado, DEEME-UFU, Uberlândia, 101p.

CHANDRASEKARAM, H. (1985). "Thermal Fatigue on Tool Carbides and its Relevance of Milling Cutters", *Annals of the CIRP*, vol. 34, pp. 125-128.

CHATTOPADHYAY, A. K. and CHATTOPADHYAY, A. B., (1982). "Wear and Performance of Coated Carbide and Ceramic Tools", *Wear*, vol. 80, pp. 239-258.

CHRYSSOLOURIS, G. and DOMROESE, M. (1989). "Some Aspects of Acoustic Emission Modelling for Machining Control", *Proceedings of 17th NAMRC*, may, pp. 228-234.

- CONSTANTINIDES, N. and BENNET, S. (1987). "An Investigation of Methods for the On-line Estimation of Tool Wear", *Int Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 27, pp. 225-237.
- COSTA, C. E. (1995). "Monitoramento do Processo de Torneamento via Corrente Elétrica do Motor Principal e via Vibração da Ferramenta", Tese de Mestrado, DEF-FEM-UNICAMP, 108 p.
- COOK, N. H. and SUBRAMANIAN, K. (1978). "Micro-Isotope Tool Wear Sensor", *Annals of the CIRP*, vol. 27, pp. 73-78.
- DAN, L. and MATHEW, J. (1990). "Tool Wear and Failure Monitoring techniques for Turning - A Review", *Int Journal of Machine Tools an Manufacture*, vol. 30, pp. 579-598.
- DIEI, E. N. and DORNFELD, D. A. (1987). "A Model of Tool Fracture Generated Acoustic Emission During Machining", *Int Journal of Engineering for Industry*, vol. 109, pp. 227-233.
- DINIZ, A. E. (1989). "A Rugosidade Superficial da Peça em Processo de Torneamento: Critério de Fim de Vida e Fatores de Influência", Tese de Doutorado, DEF-FEM-UNICAMP.
- DINIZ, A. E. (1991). "Monitoramento e Controle Automático do Processo de Usinagem", Apostila para o curso de Pós-graduação, DEF-FEM-UNICAMP, 126 p.
- DINIZ, A. E. (1992). "Usinagem dos Materiais", Apostila para o curso de Pós-Graduação, DEF-FEM-UNICAMP, 205 p.
- DINIZ, A. E.; LIU, J. J. B. and DORNFELD, D. A. (1992). "Correlating Tool Life, Tool Wear and Surface Roughness by Monitoring Acoustic Emission in Finish Turning", *Wear*, vol. 152, pp. 395-407.
- DINIZ, A. E. e COSTA, C. E. (1995). "A corrente elétrica do motor da máquina mostra o fim da vida da ferramenta", *Revista Máquinas e Metais*, nº 354, pp.41-52.

DORNFELD, D. A. (1988). "Monitoring of the Cutting Process by Means of AE Sensor", Proceedings of the 3rd International Machine Tool Engineering Conference.

EL GOMAYEL, J. I. and BREGGER, K. D. (1986). "On-line Tool Wear Sensing for Turning Operations", Int Journal of Engineering for Industry, vol. 108, pp. 44-47.

FERRARESI, D.; RUFFINO. R. T. e PALLEROSI, C. A. (1972). "Usinagem dos metais", Apostila da ABM, 71 p.

FERRARESI, D. (1977). "Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blucher Ltda, São Paulo, 751 p.

FILATOV, S. V. (1982). "Acoustic Emission in the Abrasive Wear of Metals", Wear, vol. 3, 138-140.

GIUSTI, F. and SANTOCHI, M. (1979). "Development of a Fibre Optic Sensor for in Process Measurement of Tool Flank Wear", Proceedings of the 20th International Machine Tool Design and Research.

GIUSTI, F.; SANTOCHI, M. and TANTUSSI, G. (1984). "A Flexible Tool Wear Sensor for NC Lathes", Annals of the CIRP, vol. 33, pp. 229-232.

HANCHI, J. and KLAMECKI, B.E. (1991). "Acoustic Emission Monitoring of the Wear Process", Wear, vol. 145, pp. 1-27.

INASAKI, I.; AIDA, S. and FUKUOKA, S. (1987). "Monitoring System for Cutting Tool Failure Using an Acoustic Emission Sensor", Int Journal of the Japan Society of Mechanical Engineering, vol. 30, n^o 261, pp. 523-528.

ISO 3685 (1977). "Tool Life Testing with Single-point Turning Tools".

IWATA, K.; MORIWAKI, T. and TAKENAKA, N. (1977). "An Application of Acoustic Emission Measurement to In-process Sensing of Tool Wear", Annals of the CIRP, vol. 25, pp. 21-26.

JETTY, S. (1984). "Measuring Cutting Tool Wear On-line: Some Practical Considerations", *Manufacturing Engineering*, pp. 55-60.

JIANG, C.; ZHANG, Y. and XU, H. (1987). "In-process Monitoring of Tool Wear Stage by the Frequency Band-energy Method", *Annals of the CIRP*, vol. 36, pp. 45-48.

KABALDIN, Y. G. (1980). "Temperature and Adhesion in Continuous and Interrupted Machining", *Machines and Tooling*, vol. 51, pp. 33-36.

KAKINO, Y. (1980). "In-process Detection of Tool Breakage by Monitoring Acoustic Emission", *Proceedings of the International Conference on Cutting Tool Materials*, American Society for Metals, pp. 25-39.

KAKINO, Y. (1984). "Monitoring of Metal Cutting and Grinding Process by Acoustic Emission", *Journal of Acoustic Emission*, vol. 3, pp. 108-116.

KANNATEY-ASIBU, Jr. E. and DORNFELD, D. A. (1981). "Quantitative Relationships for Acoustic Emission from Orthogonal Metal Cutting", *Int Journal of Engineering for Industry*, vol. 103, pp. 330-340.

KONIG, W.; LANGHAMMER, K. and SCHEMMEL, H. U. (1972). "Correlation between Cutting Force Components and Tool Wear", *Annals of the CIRP*, vol. 21, pp. 19-20.

KONIG, W. and MEYEN, H. P. (1990). "AE in Grinding and Dressing: Accuracy and Process Realiability", *4th Internatioanl Grinding Conference*, MR 90-526, pp. 1-20.

LAN, M. S. and DORNFELD, D. A. (1983). "Chip Form Detection Using Acoustic Emission", *Proceedings of 11th NAMRC*, Madison, pp. 386-389.

LAN, M. S. and DORNFELD, D. A. (1984). "In-process Tool Fracture Detection", *Journal Engineering Mater Tecnology*, vol. 106, pp. 111-118.

- LAN, M. S. and DORNFELD, D. A. (1986). "Acoustic Emission in Machining - Process Analysis and Control", *Advanced Manufacturing Processes*, vol. 1, pp. 1-21.
- LAN, M. S. and DORNFELD, D. A. (1986). "Modelling the Diamond Turning Process with Acoustic Emission for Monitoring Applications", *Proceedings of the 14th American Manufacturing Research Conference*.
- LENZ, J. E. (1989). "Flexible Manufacturing: Benefits for the Low-Inventory Factory", Marcel Dekker, Inc, New York, p. 204.
- LEVI, R. et al (1985). "An Expert Control System for Tool Life Management in Flexible Manufacturing Cells", *Annals of the CIRP*, vol. 34, pp. 87-90.
- LIANG, S. Y. and DORNFELD, D. A. (1987). "Detection of Cutting Tool Wear Using Adaptive Time Series Modeling of Acoustic Emission Signal", ASME, Winter Annual Meeting, Boston.
- LINGARD, S. and NG, K.K. (1989). "An Investigation of AE in Sliding Friction and Wear of Metals", *Wear*, vol. 130, pp. 367-379.
- LISTER, P. M. and BARROW, G. (1986). "Tool Condition Monitoring Systems", *Proceeding of 26th International Machine Tool Design and Research Conference*, pp. 271-276.
- LIU, J. J. B. (1991). "Monitoring the Precision Machining Process: Sensor, Signal, Processing and Information Analysis", PhD Thesis, Dept. of Mech. Eng., University of California, Berkeley, 171 p.
- MACHADO, A. R. e SILVA, M. B. (1994). "Usinagem dos Metais", Apostila para o curso de Pós-Graduação, DEEME-UFU-UBERLÂNDIA, 174 p.
- MANNAN, M. A. and BROMS, S. (1989). "Monitoring and Adaptive Control of Cutting Process by Means of Motor Power and Current Measurements", *Annals of the CIRP*, vol. 38, pp. 347-350.

- MICHELETTI, G. F.; DE FILLIPI, A. and IPPOLITO, R. (1968). "Tool Wear and Cutting Forces in Steel Turning", *Annals of the CIRP*, vol. 16, pp. 353-360.
- MICHELETTI, G. F. et al (1976). "In-process Tool Wear for Cutting", *Annals of the CIRP*, vol. 24, pp. 483-496.
- MORIWAKI, T. (1983). "Application of Acoustic Emission Measurement to Sensing of Wear and Breakage of Cutting Tool", *Society of Precision Engineering, Japan*, vol. 17, pp. 154-160.
- MORIWAKI, T. and TOBITO, M. (1990). "A New Approach to Automatic Detection of Life of Coated Tool Based on Acoustic Emission Measurement", *Int Journal of Engineering for Industry*, vol. 112, pp. 212-218.
- NAERHEIM, Y. and LAN, M. S. (1988). "Acoustic Emission Reveals Information about the Metal Cutting Process and Tool Wear", *Proceedings of 16th NAMRC*, may, pp. 240-244.
- OSKARSSON, R. and VON HOLST, P. (1989). "Sandvik Coronite - A New Compound Material for End Mills", *Metal Powder Report*, vol. 44, pp.12.
- PALMAI, Z. (1987). "Cutting Temperature in Intermittent Cutting", *Int Journal of Machine Tools Manufacture*, vol. 27, pp. 261-274.
- PEKELHARING, A. J. (1978). "The Exit Failure in Interrupted Cutting", *Annals of the CIRP*, vol. 27, pp. 5-10.
- PEKELHARING, A. J. (1984). "The Exit Failure of Cemented Carbide Face-Milling Cutters. Part I - Fundamental and Phenomenal", *Annals of the CIRP*, vol. 33, pp. 47-50.
- PIGARI, A. C. (1995). "Monitoramento do Desgaste da Ferramenta no Processo de Torneamento usando Emissão Acústica", *Tese de Mestrado, DEF-FEM-UNICAMP*, 130 p.

FIGARI, A. C. e DINIZ, A. E. (1996). "Monitoramento do Desgaste da Ferramenta no Processo de Torneamento usando Emissão Acústica", Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. XVIII, n^o 3, pp. 227-238.

PROMETEC. (1992). "Tool Monitor System - Process Monitor System", Catálogo dos Sensores K100, K110, K200, K300, T300 e M300.

RUTELLI, G. e CUPPINI, D. (1988). "Development of Wear Sensor for Tool Management System", Journal Engineering Mater Technology, vol. 110, pp. 59-62.

SADAT, A. B. and RAMAN, S. (1987). "Detetion of Tool Flank Wear Using Acoustic Signature Analysis", Wear, vol. 115, pp. 265-272.

SANDVIK COROMANT (1989). "Manual de Fresamento 3", Sandvik do brasil S.A., São Paulo, 76 p.

SANDVIK COROMANT (1990). "TM2000 Process Monitors", Sandvik Coromant Automation Products, Catálogo 342, TMS 01, Eng.

SANDVIK COROMANT (1994). "Modern Metal Cutting", Sandvik Coromant Technical Editorial Dept, Tofters Tryckeri AB, 1^o Edition, ISBN 91-972299-0-3, Sweden, pp. X1-X159.

SANDVIK COROMANT (1996). "Corokey-Torneamento/Fresamento/Furação", Sandvk do Brasil S.A., 2^o Edição, São Paulo, pp. 80-117.

SCHINTLMEISTER, W. and PACHER, O.,(1975). "Preparation and Properties of Hard-Material Layers for Metal Machining and Jewelry", Journal of Vacuum Science & Tecnology, vol. 12, n^o 4, pp. 743-748.

SHAW, W. C. (1986). "Metal Cutting Principles", Oxford Science Publications - series on advance Manufacturing, pp.450-461.

SOUSA, M. M.; DUARTE, M. A. V. e MACHADO, A. R. (1997). "Monitoramento do Acabamento Superficial no Fresamento via Vibrações", 14 th Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, paper nº 674, Bauru, SP.

SPIRGEON, D. and SLATER, R. A. C. (1974). "In-process Indication of Surface Roughness Using a Fibre-Optics Transducer" Proceedings of 8th International Machine Tool Design and Research Conferency, pp. 339-347.

STEIN, J. L. and SHIN, K. C. (1986). "Current Monitoring of Field Controlled DC Spindle Drivers", Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, vol. 108, pp. 289-295.

STEIN, J. L. and CHURN, H. W. (1990). "Analysis of Power Monitoring on AC Induction Drive Systems", Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, vol. 112, pp. 239-248.

TAKEYAMA, H. et al (1967). "Sensor of Tool Life for Optimization of Machining", Proceedings 8th International Machine Tool Design and Research Conference, pp. 191-208.

TAKEYAMA, H.; SEKIGUCHI, H. and TAKADA, K. (1970). "One Approach for Optimizing Control in Metal Cutting", Annals of the CIRP, vol. 18, pp. 345-351.

TALAVAGE, J. and HANNAN, R. G. (1988). "Flexible Manufacturing Systems in Praticce", Marcel Dekker, Inc, New York, p. 8.

TAVARES, R. F. e DINIZ, A. E. (1997). "Using Wavelet Transform to Analyze Tool Vibration Signals in Turning Operations", Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. XIX, nº 3, pp. 426-437.

TETI, R. and DORNFELD, D. A. (1989). "Modeling and Experimental Analysis of Acoustic Emission from Metal Cutting", Int Journal of Engineering for Industry, vol. 111, pp. 229-237.

TETI, R. and MICHELETTI, G. F. (1989). "Tool Wear Monitoring though Acoustic Emission", Annals of the CIRP, vol. 38, pp. 99-102.

THE, J. H. L. (1977). "High-Speed Films of the Incipient Cutting Process in Machining at Conventional Speeds", *Int Journal for Engineering for Industry*, vol.99, pp. 263-268.

TRENT, E. M. (1984). "Metal Cutting", Butterworths, ISBN 0-408-10856-6, 2^o edition, 245 p.

TLUSTY, J. (1988). "Sensing Cutter Breakage in Milling", *Annals of the CIRP*, vol 37(1), pp. 45-51.

TSE, M. K.; LEIFER, J. and LEWIS, A. F. (1985). "AE of Flexible Disk Magnetic Media Systems", *Journal of Acoustic Emission*, vol. 4, pp. 125-129.

UEHARA, K. (1973). "New Attempts for Short Time Tool-life Testing", *Annals of the CIRP*, vol. 22, pp. 23-24.

UEHARA, K. and KANDA, Y. (1984). "Identification of Chip Formation Mechanism through Acoustic Emission Measurements", *Annals of the CIRP*, vol. 33, pp. 71-74.

VAN LUTTERVELT, C. A. and WILLEMSE, H. G. (1984). "The Exit Failure of Cemented Carbide Face Milling Cutter. Part II - Testing of Commercial Cutters, *Annals of the CIRP*. vol. 33, pp. 51-54.

VILELA, et al (1989). "Otimização das Condições de Usinagem em Células de Fabricação", *Revista Máquinas e Metais*, n^o 281, pp. 48-54.

WANG, K. K.; TSAO, K. C. and WU, S. M. (1969). "Investigation of Face-Milling Tool Temperatures by Simulation Techniques", *Int Journal of Engineering for Industry*, vol. 91, pp. 772-780.

WELLER, E. J.; SCHRIER, H. M. and WEICHBRODT, B. (1969). "What Sound can be Expected from a Worn Tool", *Int Journal of Engineering for Industry*, vol. 91, pp. 525-534.

WILLIAMS, R. U. (1968). "Acoustic Emission", British Steel Cooperation Ltda, Adam Hilger Ltda, 5 p.