

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Davi Neves
E APROVADA PEL
COMISSÃO JULGADORA EM 10.06.02
Anselmo Eduardo Diniz
ORIENTADOR

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

**Uma Contribuição ao Fresamento de Matrizes com
Fresa de Topo Esférico**

**Autor : Davi Neves
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz**

10 de junho de 2002

UNICAMP

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

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

**Uma Contribuição ao Fresamento de Matrizes com
Fresa de Topo Esférico**

Autor : Davi Neves

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

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

Campinas, 10 de junho de 2002
S.P. - Brasil

UNIDADE: Be
Nº CHAMADA: T/UNICAMP
N414c
V _____ EX _____
TOMBO BCI: 51570
PROC 16-837102
C _____ D X _____
PREÇO R\$ 11,00
DATA 15/11/02
Nº CPD _____

CM00176464-9

BIB ID 267695

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

N414c Neves, Davi
 Uma contribuição ao fresamento de matrizes com
 fresa de topo esférico / Davi Neves.--Campinas, SP:
 [s.n.], 2002.

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

 1. Usinagem. 2. Fresagem (Trabalho em metal). 3.
 Tribologia. 4. Vibração. 5. Processos de fabricação. I.
 Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de
 Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
 Título.

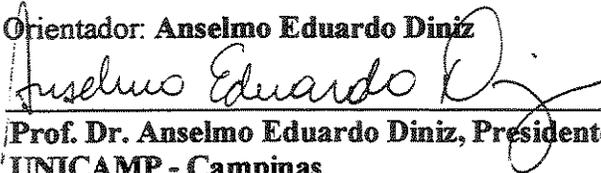
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Uma Contribuição ao Fresamento de Matrizes com
Fresa de Topo esférico**

Autor : Davi Neves

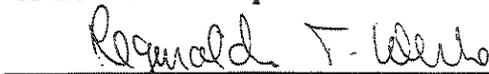
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
UNICAMP - Campinas



Prof. Dr. Olívio Novaski
UNICAMP - Campinas



Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho
EESC - São Carlos

Campinas, 10 de junho de 2002.

0025 4936

Dedicatória :

Dedico aos meus pais, que sempre souberam apoiar, incentivar e educar filhos e netos.

À minha querida esposa e à minha filha, que compartilharam este trabalho em todos os momentos, pela paciência e dedicação, pelo estímulo constante e pela abnegação das horas de lazer.

A todos os amigos, que de forma incondicional me incentivaram com seu carinho e compreensão.

Agradecimentos

À Deus, por ter me proporcionado a oportunidade de realização deste trabalho.

Ao Comando da Aeronáutica - Comaer e ao Centro Técnico Aeroespacial - CTA, através do Instituto de Estudos avançados - IEAv, que forneceu apoio logístico e recursos técnicos que tomaram possível a realização deste trabalho.

Ao Prof Dr. Anselmo Eduardo Diniz, meu orientador, pela objetividade, confiança, incentivo e pela ajuda nos momentos cruciais e, acima de tudo pela amizade e simplicidade.

Ao Prof Dr. Reginaldo Teixeira Coelho, da EESC e sua equipe pela cessão do dinamômetro.

Aos pesquisadores Dr. Eduardo Madeira Borges e Dr. Antonio Carlos da Cunha Migliano do IEAv pela cessão do software e hardware necessários para aquisição de dados.

Ao Prof Dr. Luiz Gonzaga Trabasso, coordenador do CCM-ITA, e a sua equipe, e em especial a Carlos Deonísio, pela viabilização da infra-estrutura necessária para a realização deste trabalho.

À empresa Makino do Brasil Ltda. pela disponibilização, em admissão temporária, de um centro de usinagem vertical Makino modelo V33.

À empresa Krupp Metalurgica Campo Limpo Ltda. pela doação da matéria prima, realização da usinagem e tratamento térmico dos corpos de prova.

À empresa OSG FERRAMENTAS DE PRECISAO LTDA. pela doação das ferramentas de corte.

À empresa Sanches Blanes S/A Indústria de Máquinas e Ferramentas pela doação dos cones de fixação por interferência térmica.

À empresa EMBRAER, em especial ao Eng. Daniel Krabbe e equipe pelo apoio na calibração, montagem e desmontagem de ferramentas por interferência térmica.

A todos os amigos que ajudaram na concretização deste trabalho, meus sinceros agradecimentos.

“Feliz aquele que transfere o que sabe e aprende o que ensina.”

Cora Coralina

Índice

1 - Introdução	1
1.1 – A justificativa do trabalho	8
2 – O fresamento de Aço Endurecido	12
2.1 Introdução	12
2.2 A Geração do Cavaco	12
2.2.1 Primeiro Estágio	13
2.2.2 Segundo Estágio	13
2.2.3 Terceiro Estágio	14
2.2.4 Quarto Estágio	15
2.3 Mecanismo de Formação do Cavaco	16
2.3.1 Aço Recozido, Dureza 10 HRC, 180 HV0,1	16
2.3.2 Aço Revenido a 600° C, Dureza 30 HRC, 225 HV0,1	16
2.3.3 Aço Revenido a 500° C, Dureza 42 HRC, 402 HV0,1	16
2.3.4 Aço Revenido a 300° C, Dureza 53 HRC, 620 HV0,1	17
2.3.5 Aço Temperado em óleo a 60° C, Dureza 62 HRC, 754 HV0,1	17
2.4 Formas de Cavaco Gerado	18
2.4.1 Cavaco de forma I, Estável	19
2.4.2 Cavaco de forma II, Chatter	21
2.4.3 Cavaco de forma III, Crítico	24
2.4.4 Cavaco de forma IV, Severo	26
2.5 Efeito das Condições de Usinagem na morfologia do cavaco	27

2.6	Análise da temperatura de usinagem em função da cor do cavaco	28
2.7	Geometria do processo de fresamento com uma fresa de topo esférico	30
2.8	Metal duro utilizado no fresamento de aço endurecido.	34
2.8.1	O estado da arte	34
2.9	Revestimentos	39
2.9.1	O processo de PVD	39
2.9.2	Tipos de revestimentos usados nas ferramentas de corte	41
2.9.3	O revestimento de TiNAl	42
2.9.4	Fatores que interferem na performance dos revestimentos	46
2.10	Fatores que influenciam na vida das ferramentas	50
2.10.1	Mecanismos de desgaste	50
2.10.2	Qualidade da ferramenta	52
2.10.3	Fluido de corte	53
2.10.4	Material da Peça	55
2.10.5	A relação entre a_p e a_e	56
2.10.6	O sentido de corte	57
2.11	– Força de Corte	58
2.11.1	Introdução	58
2.11.2	Modelagem Analítica	59
2.12	– A vibração no processo de usinagem	61
2.12.1	Modos de Vibração	63
2.12.2	O chatter no fresamento	64
2.12.3	Sintonia do Comprimento da ferramenta	65
3	– Procedimentos Experimentais	69
3.1	Descrição	69
3.1.1	Ensaio de Medição da Força de Usinagem	71
3.1.2	Aquisição dos Sinais de Vibração	72

3.2 O delineamento dos Ensaios	74
4 – Análise dos resultados	80
4.1 Primeiro Bloco de Ensaios	80
4.1.1 A correlação entre as forças e os deslocamentos	81
4.1.2 A influencia do sentido de corte nas forças	86
4.1.3 Os parâmetros de usinagem e a força	91
4.1.4 O crescimento da força com o volume de material removido	93
4.1.5 A realidade	95
4.2 Segundo bloco de ensaios	97
4.2.1 A fidelidade dos dados	98
4.2.2 A análise da vibração	99
4.2.3 A influencia dos parâmetros de usinagem na vibração	104
4.3 O terceiro bloco de ensaios	105
4.3.1 O ensaio de vida e o monitoramento da ferramenta	105
4.3.2 A análise do cavaco gerado	111
4.3.3 Análise do mecanismo de desgaste	114
5 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	118
5.1 Conclusões	118
5.2 Sugestões para trabalhos futuros	119
Referências Bibliográficas	121
Anexo	127
A-1 Análise Estatística do Experimento	127
A-2 Programa de aquisição de dados.	137

Resumo

NEVES, Davi, Uma Contribuição ao Fresamento de Matrizes com Fresa de Topo Esférica. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002, 142 p. Dissertação (Mestrado)

A tecnologia de alta velocidade de corte se destaca nas operações de fresamento de moldes e matrizes. Este trabalho está localizado na região delimitada entre os processos de fresamento que utilizam altas velocidades de corte para materiais endurecidos. A primeira etapa dos experimentos consistiu na avaliação da influência dos parâmetros de usinagem (a_p , a_e , f_z e sentido de corte mantendo a velocidade de corte constante), nas três componentes da força de usinagem e na vibração da ferramenta, medida através de sensores de deslocamento colocados na direção de avanço e na sua perpendicular. Posteriormente foi avaliada a influência do balanço da ferramenta na vibração. As análises da vibração da ferramenta, do desgaste e de seu mecanismo gerador, da temperatura e da morfologia do cavaco foram realizadas durante os ensaios. Uma análise da influência da velocidade de corte e do balanço da ferramenta na sua vida complementa os resultados. As principais conclusões deste trabalho foram: o corte concordante sempre apresentou menores resultados em termos de força; a velocidade de corte tem uma influência muito maior na vida da ferramenta que o balanço da ferramenta; o parâmetro mais influente nos esforços de corte é a penetração de trabalho (a_e) e na vibração da ferramenta é o seu balanço.

Palavras Chave:

Usinagem, Fresamento, Desgaste das Ferramentas, Forças de Usinagem, Vibração.

Abstract

NEVES, Davi, A contribution to the milling process of dies and molds with ball nose end mill. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002, 142 p. Dissertação (Mestrado)

The application of high speed cutting technology is being extensively used mainly in milling operations of complex parts and, more specifically, in the area of dies and molds manufacturing. In this context, this work can be placed among those which uses high cutting speeds for the milling of hard materials. The first stage of the experiments consisted of the evaluation of the milling parameters influence (a_p , a_e , f_z and climb milling or down milling, keeping constant the effective cutting speed), in the three components of the cutting force and in the tool vibration, measured by two displacement sensors placed on the feed direction and in the direction perpendicular to the feed. Later, the influence of the tool overhang in the vibration was evaluated. In the last stage of the experiments, the analysis of the evolution of tool vibration, tool wear and its generating mechanism, the temperature and the morphology of the chips through the visual observation were made along the whole tool lives. Finally, an analysis of variance about the influence of cutting speed and tool overhang in tool life complements the results. The main conclusions of this work are: down milling always presented lower forces than climb milling; cutting speed has a much stronger influence on tool life than tool overhang; the most influent parameter in cutting forces is the radial depth of cut and in tool vibration is the tool overhang.

Keywords

Machining, Milling, Tool Wear, Cutting Forces, Tool Vibration.

Lista de Figuras

1 – Introdução	pg.	
1.1	Variação da velocidade de corte HSC em função do material da peça	05
1.2	Racionalização do processo de fabricação de uma matriz	06
1.3	Variáveis do processo relacionadas à tecnologia	08
1.4	Parâmetros de usinagem com fresa de ponta esférica	09
1.5	Influência da profundidade nos parâmetros geométricos do processo	10
2 – O fresamento de material endurecido		
2.1	Estágios do mecanismo de formação do cavaco	13
2.2	Localização da trinca na usinagem de material endurecida	14
2.3	Localização do segmento de cavaco não deformado	15
2.4	Localização do segmento de cavaco altamente deformado	15
2.5	Tipos de cavaco em função da dureza	18
2.6	Geometria da fresa de ponta esférica e a superfície de contato peça ferramenta	19
2.7	Cavaco em forma de cone (estável)	21
2.8	Movimento da ferramenta num corte estável	21
2.9	Cavaco em forma de agulha (instável) e as marcas na superfície	22
2.10	Segmentos de corte da área de contato ferramenta peça em função de “chatter”	22
2.11	Formação do cavaco tipo agulha mostrada pela trajetória da aresta de corte	23

2.12	Cavaco crítico e textura da superfície	24
2.13	Formação do cavaco tipo III e localização das áreas cisalhadas	25
2.14	Cavaco extremo e textura da superfície usinada	26
2.15	Formação do cavaco tipo IV e localização da área cisalhada	27
2.16	Comportamento do cavaco em função da temperatura	29
2.17	Qualidade de superfície de sobremetal e a ferramenta utilizada	31
2.18	Geometria do processo com fresa de topo esférico	32
2.19	Diferenças de tamanho de grão e de forma dos componentes do metal duro	35
2.20	Propriedades mecânicas em função da concentração de aglomerantes	37
2.21	Influência dos inibidores de crescimento de grão	38
2.22	Variação das propriedades mecânicas em função da temperatura	39
2.23	Processos de revestimento PVD	41
2.24	Variação da dureza dos diversos revestimentos em função da temperatura	46
2.25	Propagação de trincas em revestimentos de monocamadas e multicamadas	47
2.26	Tipos de Metal duro gradual	49
2.27	Mecanismos de desgaste e evolução do desgaste em função da temperatura	52
2.28	Performance de diferentes ferramentas na usinagem de material endurecido	53
2.29	Influência do tipo de fluido na vida das ferramentas	54
2.30	Variação da vida da ferramenta em função do material da peça	56
2.31	Influência da relação entre a_p e a_e na vida da ferramenta	57
2.32	Região de formação do cavaco e os parâmetros da teoria de Oxley	60
2.33	Espessura dinâmica do cavaco e a vibração da ferramenta	65
2.34	Regiões de estabilidade em função do comprimento da ferramenta	67
2.35	Profundidade de corte e a relação comprimento diâmetro	68

3 – Procedimentos Experimentais

3.1	Montagem do corpo de prova e do dinamômetro no centro de usinagem	72
3.2	Princípio de funcionamento de um sensor de deslocamento	73
3.3	Componentes do sistema de detecção da vibração da ferramenta	74

4 – Análise dos resultados

4.1	Análise dos sinais da força de avanço e do respectivo deslocamento	82
4.2	Correlação entre a força de apoio e respectivo deslocamento	83
4.3	Sincronismo entre sinais de força de apoio e respectivo deslocamento	83
4.4	Espectro de frequência do sinal da menor força de avanço	84
4.5	Espectro de frequência de do menor sinal de deslocamento Dx	85
4.6	Espectro de frequência do sinal da maior força Fx	86
4.7	Sinais das três componentes da força no sentido concordante	87
4.8	Sinais das três componentes da força no sentido discordante	87
4.9	Representação esquemática das forças que atuam na aresta de corte	88
4.10	Comparação da força de usinagem em função do sentido de corte	91
4.11	Comparação da força de usinagem em função da penetração de trabalho	93
4.12	Parametros de usinagem mais influentes na força	93
4.13	Evolução da força com a taxa de remoção de material	95
4.14	Variação da força em função das irregularidades superfície	97
4.15	Envoltória do sinal da força	97
4.16	Correlação entre os deslocamentos com balanço de 30 e com 50 mm	98
4.17	Erro de indicação de deslocamento do centro da ferramenta	100
4.18	Indicação de deslocamento de centro da ferramenta durante a usinagem	101
4.19	Maior deslocamento de centro da ferramenta durante a usinagem	101
4.20	Análise do espectro de frequência do sensor Dx	103

4.21	Deslocamento da ferramenta em forma poligonal	103
4.22	Indicação de deslocamento de centro da ferramenta	104
4.23	Parâmetros que mais influenciam na vibração	104
4.24	Curva de desgaste da ferramenta	106
4.25	Interação entre curvas de vida da ferramenta	107
4.26	Evolução do sinal do sensor em função do comprimento usinado	108
4.27	Evolução dos sinais de deslocamento com o desgaste	109
4.28	Alteração na curva de deslocamento do centro em função do desgaste	110
4.29	Crescimento das energias associadas a frequências no ensaio de vida	111
4.30	Avaliação qualitativa da temperatura durante o ensaio de vida	112
4.31	Variação das formas do cavaco em função do desgaste da ferramenta	113
4.32	Regiões da ferramenta de corte analisadas durante o ensaio de vida	115
4.33	Início de formação de desgaste de entalhe	115
4.34	Desgaste da ferramenta após a usinagem de 60 m	116
4.35	Desgaste da ferramenta após a usinagem de 105 m	117
4.36	Desgaste da ferramenta após a usinagem de 180 m	117

Lista de Tabelas

1 – Introdução	pg
1.1 Processo de fabricação de moldes e matrizes	2
1.2 Composição dos tempos de fabricação de moldes e matrizes	3
2 – O fresamento de aço endurecido	
2.1 Temperatura do Cavaco em função da cor	29
2.2 Evolução da temperatura do cavaco em função de parâmetros de usinagem	30
2.3 Propriedades mecânicas dos revestimentos	45
3. - Procedimentos Experimentais	
3.1 Composição Química do aço W. nr. 1.2606	70
3.2 Equivalência do aço W. nr. 1.2606 com normas internacionais	70
3.3 Condições de usinagem dos ensaios do 1º Bloco	76
3.4 Condições de usinagem dos ensaios do 2ºbloco	78
3.5 Condições de usinagem dos ensaios do 3º Bloco	79

4. - Análise dos resultados

- 4.1 Comparação entre os módulos da força de usinagem 91
- 4.2 Comparação entre os módulos da força de usinagem em função do passo lateral 92

Nomenclatura

Letras Latinas

A_{c3}	Temperatura de transformação metalúrgica	[°C]
a_e	Penetração de trabalho	[mm]
a_p	Profundidade de usinagem	[mm]
b	Largura do cavaco	[mm]
D	Diâmetro	[mm]
d	Diâmetro da fresa	[mm]
d_e	Diâmetro efetivo	[mm]
E	Módulo de elasticidade	[Gpa]
F_f	Força de avanço	[N]
F_p	Força passiva	[N]
F_u	Força de usinagem	[N]
f_z	Avanço por dente	[mm/volta]
h	Espessura de cavaco	[mm]
h_e	Espessura instantânea do cavaco	[mm]
I	Momento de inércia	[mm ⁴]
K_s	Pressão específica de corte	[N/mm ²]
l	Comprimento da fresa	[mm]
L_c	Comprimento de corte	[m]

l_{cp}	Comprimento de corte circular	[mm]
L_r	Comprimento de avanço	[mm]
n	Rotação	[rpm]
N_{RMS}	RMS da Força	[N]
r_p	Raio de ponta	[mm]
T	Vida da ferramenta	[min]
T_1	Temperatura na face superior do cavaco	[°C]
T_2	Temperatura na face inferior do cavaco	[°C]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
v_{ce}	Velocidade efetiva de corte	[m/min]
v_f	Velocidade de avanço	[mm/min]
V_{RMS}	RMS da tensão	[V]
z	Número de dentes da fresa	[]

Letras Gregas

Ψ	Ângulo de engajamento	[graus]
χ	Ângulo de posição	[graus]
μ	Coefficiente de atrito	[]
ρ	Densidade	[Kg/m ³]
δ	Deflexão	[mm]
θ	Ângulo de cisalhamento	[graus]
ω_n	Frequência natural de vibração	[Hz]

Abreviações

CIRP	College International Pour l'Etude Scientifique Des Techniques De Production Mecanique.
CNC	Comando numérico computadorizado
CVD	Deposição química de vapor
GA	Georgia
HDM	Usinagem de alta definição
HRC	Dureza Rockwell C
HSC	Alta velocidade de corte
HSM	Usinagem de alta velocidade
HV	Dureza Vickers
PVD	Deposição física de vapor
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TiAl	Nitreto de titânio e alumínio
WC-6Co	Carbeto de tungstênio com 6% de cobalto

Capítulo 1

Introdução

As operações de usinagem compreendem uma parcela significativa do universo da manufatura. No 1st CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Atlanta GA 19 May 1998, Dr. Eugene Merchant, um dos maiores contribuintes para o estudo científico da usinagem, estimou que 15% do valor de todos os componentes mecânicos fabricados no mundo tem origem nos processos de usinagem (Davies, 1999). A grande maioria dos componentes usinados está no estado recozido ou normalizado, com propriedades mecânicas que facilitam o mecanismo de cisalhamento que ocorre durante a formação de cavaco. Os tratamentos térmicos (têmpera, revenimento, cementação, nitretação, etc.), fundamentais para melhoria das propriedades mecânicas, criam algumas restrições ao processo de usinagem tradicional com ferramenta de geometria definida abrindo espaço para a utilização de processos de usinagem abrasivos (retificação, brunimento, etc.) ou por eletroerosão. A opção por tais processos é em função das dificuldades ligadas principalmente ao desgaste acelerado das ferramentas de corte que ocorre quando se tenta usinar por processos convencionais (torneamento, fresamento, etc.) materiais endurecidos. Os processos de usinagem abrasivos exigem que se trabalhe com baixas taxas de remoção de material em função dos danos superficiais e sub-superficiais que podem comprometer a qualidade final do produto e até mesmo a sua utilização. O mesmo ocorre quando se trabalha com eletroerosão.

Uma pesquisa realizada com a indústria de moldes e matrizes da Alemanha, do Japão e dos

Estados Unidos mostrou que o principal cliente é a indústria automobilística, seguida pela indústria de eletrônicos e eletrodomésticos. Nestes três países, mais de 50% das empresas pesquisadas lidam com a manufatura de moldes de injeção de plástico e 60% das empresas de manufatura de moldes e matrizes são independentes das grandes corporações. A aplicação da tecnologia de “high speed machining” está se expandindo pois viabiliza a redução do prazo de entrega principalmente pela diminuição do esforço demandado pela operação de acabamento e polimento. Aproximadamente 44% das empresas alemãs já tem experiência com esta tecnologia e 59% estão planejando algum investimento nesta área. No Japão e nos Estados Unidos aproximadamente 30% das empresas estão utilizando esta tecnologia e a grande maioria das companhias considera o “high speed milling” extremamente atrativo para um futuro próximo. Anteriormente a manufatura de ferramentas de conformação (moldes e matrizes) demandava máquinas ferramentas rígidas com elevado torque (baixa rotação) no eixo árvore para operações de desbaste dos materiais utilizados. Nestes países a indústria de moldes e matrizes de hoje tem todo o seu processo de manufatura planejado e mapeado, conhece a relação entre as diversas operações, identifica as operações chaves e reconhece as oportunidades de melhoria (Fallböhmer, 1996).

O fluxo do sistema de informações e as etapas do processo usadas na produção convencional de moldes e matrizes podem ser divididos em **desenho** do molde/matriz, incluindo transferência de informações entre fornecedor e cliente e modificações da geometria; geração do **programa de usinagem** do molde/matriz; usinagem de **desbaste** do molde e dependendo da geometria a fabricação de um eletrodo para eletroerosão; usinagem de **acabamento**, incluindo pré-acabamento e quando necessário eletroerosão; **acabamento manual**, incluindo polimento manual e automatizado; e finalmente **testes** da ferramenta “try-out” (Altan, 1993).

Desenho	Programa De Usinagem	Desbaste	Acabamento	Acabamento Manual	Try-out
		15%	50%	25%	10%
Tempo total de Usinagem e Montagem = 100%					

Tabela 1.1. Processo de fabricação de moldes e matrizes (Mason,1995).

Um estudo da manufatura de moldes e matrizes sintetizado na tabela 1.1 mostra as

principais etapas do processo, com os tempos proporcionais desde o início de usinagem até a montagem final, para produzir um molde ou matriz desde a concepção até a entrega (Mason,1995) (Hollister, 1998).

A usinagem é a atividade que consome o maior tempo do processo de fabricação (67 – 71%), independente do tamanho do molde e complexidade, ambos avaliados em horas de fabricação, e melhorias no processo produtivo feitas nesta área deverão propiciar significativos impactos na produção de moldes e matrizes. Classificando o tamanho e a complexidade do molde em termos do tempo necessário para sua fabricação em pequeno para moldes que são fabricados em até 650 horas, médio para aqueles fabricados entre 650 a 1500 horas e grande para os fabricados entre 1500 e 3000h (conforme tabela 1.2) pode-se perceber que o tempo de desbaste oscila entre 14 a 21% do tempo total de usinagem bancada e “try-out” (Hollister, 1998).

Uma observação mais detalhada da tabela 1.2 permite concluir que proporcionalmente ao tempo que o molde permanece na máquina ferramenta (usinagem de desbaste + usinagem de acabamento), a operação de desbaste representa de 22 a 32% e que a operação de acabamento responde por 68 a 78% deste tempo. A redução do tempo da operação de usinagem de acabamento tem grande influência no tempo total necessário para a fabricação de moldes e matrizes.

Tamanho do molde em horas de Fabricação.		Usinagem de Desbaste	Usinagem de Acabamento	Acabamento Manual	Try-out
Pequeno	650h	14	57	22	7
Médio	1500h	21	52	20	7
Grande	3000h	20	42	30	8
Tempo total de Usinagem e Montagem = 100%					

Tabela 1.2. Composição do tempo de fabricação de moldes e matrizes (Hollister, 1998).

A necessidade de redução do prazo de entrega de ferramentas está induzindo a modificações na seqüência dos processos anteriormente citados. A eficiência de uma produção flexível requer medidas organizacionais e tecnológicas. O aumento da eficiência de fabricação está diretamente relacionado ao aumento da velocidade individual de cada processo, à otimização

dos tempos secundários e à racionalização da seqüência do processo.

O aumento da taxa de remoção de cavaco (Q) diminui o custo total de produção. Convencionalmente, as operações de desbaste e pré-acabamento são realizadas no aço em estado recozido, em função da possibilidade de utilização de parâmetros de corte mais elevados. Posteriormente, no estado temperado, é realizado o fresamento de acabamento e, quando necessário, faz-se a eletroerosão de detalhes complexos para usinagem com ferramentas de geometria definida. Devido às distorções ocasionadas pela têmpera e pelo processo de usinagem as peças são polidas manualmente até que se alcance a aproximação da forma requerida com um acabamento satisfatório.

A usinagem de aço no estado temperado, tanto no desbaste quanto no acabamento, permite uma racionalização do processo, pois provoca a diminuição dos tempos de preparação e diminuição de erros ocasionados pela mudança de referência da peça, além de evitar os problemas de distorções geométricas ocasionadas pela têmpera, principalmente em peças de paredes finas.

O avanço na tecnologia de corte e das máquinas ferramentas vem promovendo um aumento nas velocidades de corte e de avanço. As expressões “high speed machining”, “high speed milling” e “high speed cutting” se tornaram extremamente comuns nos dias de hoje e refletem o crescimento e a difusão da utilização desta nova maneira de usinar. Já na década de 1990 as expressões “high speed machining” e a “high speed cutting” eram associadas ao processo de usinagem de materiais com rotações e velocidades de corte 5 a 10 vezes mais altas quando comparadas às velocidades de corte e rotações praticadas usualmente (Schulz, 1999). O processo de fresar utilizando a tecnologia “high speed machining” foi primeiro utilizado na indústria aeroespacial para usinagem de ligas leves, principalmente o alumínio. Um dos setores que hoje está se beneficiando desta inovação tecnológica é o setor de manufatura de ferramentas de conformação. As geometrias intrincadas dos moldes e matrizes contêm superfícies complexas e endurecidas que formam uma imagem do sólido que irão formar. Como resultado do avanço da tecnologia nas áreas de ferramentas de corte, construção de máquinas ferramentas e comandos numéricos, o fresamento com fresas de topo esférico em altas rotações tornou-se competitivo para a produção de moldes e matrizes de material endurecido com geometria complexa de alta

precisão e qualidade superficial.

As maiores vantagens da aplicação da tecnologia “high speed cutting” estão relacionadas com: altas taxas de remoção de material, a redução dos tempos de entre as diversas etapas do processo produtivo e até mesmo a eliminação de algumas operações, as baixas forças de corte, a dissipação de calor através do cavaco e a conseqüente redução das distorções térmicas da peça e melhoria do acabamento superficial, redução da formação de rebarbas, facilidade de descarte dos cavacos e simplificação do ferramental (Schulz, 1999). Paralelamente ao crescimento da difusão da tecnologia “high speed cutting”, há o aumento das pesquisas relativas a novas ferramentas de corte, novas coberturas de ferramentas, aperfeiçoamento nos comandos numéricos utilizados nas máquinas ferramentas, aperfeiçoamento na geração das trajetórias de corte. A pesquisa do desbaste de aços temperados representa uma evolução tecnológica, demanda o desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte e novas geometrias, bem como a caracterização de parâmetros de usinagem e condições de contato. A vantagem competitiva está na possibilidade de racionalização do processo através da minimização da movimentação de materiais, pois o tratamento térmico é realizado no início da cadeia de processo. A pesquisa da usinagem de acabamento de aços temperados está relacionada com o desenvolvimento das estratégias de usinagem aplicadas. A vantagem competitiva é evidenciada pela precisão dimensional alcançada e pela melhoria da integridade superficial; objetiva-se a diminuição ou mesmo a eliminação do acabamento manual (Fallböhmer, 2000).

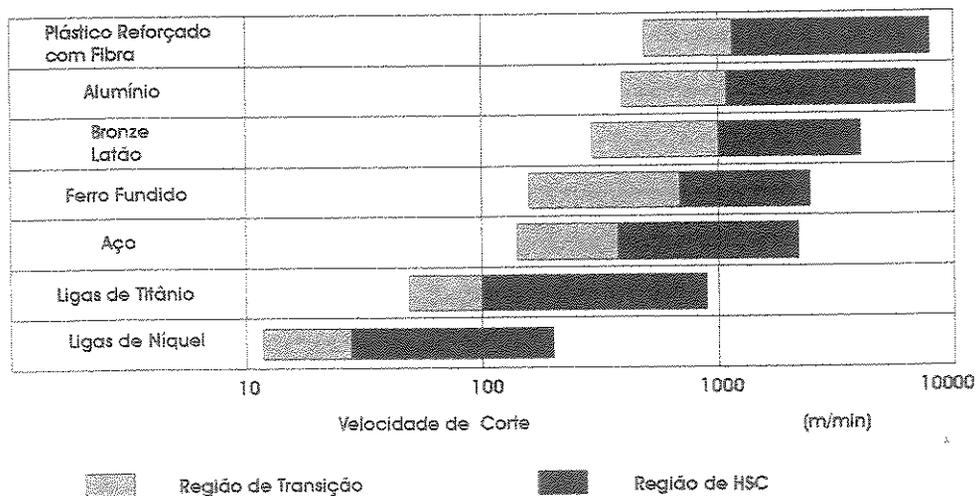


Fig 1.1 Variação da velocidade de corte em função do material da peça (Schulz, 1992).

A determinação da faixa de high speed cutting é baseada no material que está sendo usinado (Fig 1.1). Assim a velocidade de corte de 500m/min para usinagem de alumínio é considerada normal, mas esta mesma velocidade é considerada alta para usinagem de aço endurecido (Fallböhmer, 2000). Com o aumento da resistência a tração, a velocidade de corte HSC diminui de maneira exponencial. Materiais de baixa resistência à tração, como o alumínio ou aços de baixo teor de carbono, requerem elevadas velocidades de corte para obter a mínima energia de deformação. Materiais com elevada resistência à tração como o aço temperado ou ligas de titânio mostram uma energia de deformação mínima na região de deformação a baixas velocidades de corte (Tönshoff, 2001).

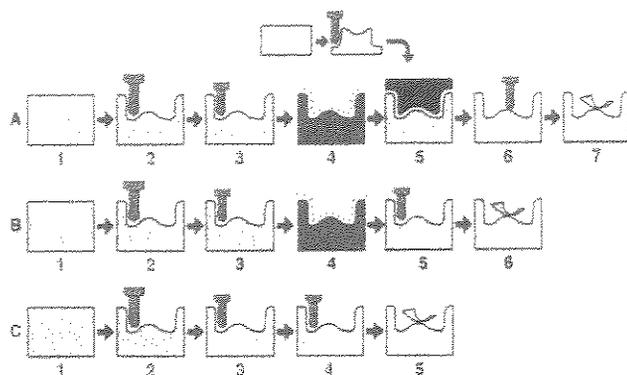


Fig. 1.2 Racionalização do Processo de fabricação de uma matriz (Sandvik, 1998)

- A) Processo inicial: (1) blank macio, (2) desbaste, (3) semi-acabamento, (4) tratamento térmico, (5) eletroerosão (6) acabamento das regiões de fácil acessibilidade, (7) acabamento manual.
- B) Mesmo processo onde a etapa de eletroerosão foi substituída pelo acabamento da cavidade com “HSM”. Redução de uma etapa do processo.
- C) Mesmo processo onde o (1) blank já recebeu o tratamento térmico e está com dureza final de utilização, (2) desbaste, (3) semi-acabamento, (4) acabamento final, todos realizados com uma única fixação, (5) acabamento manual reduzido ou mesmo eliminado.

A utilização da tecnologia de HSM não somente reduz o tempo total gasto na usinagem como também melhora a qualidade superficial da peça promove a eliminação de múltiplos set-ups e de outras atividades que se seguem no processo produtivo (Elbestawi, 1997). A figura 1.2 mostra as possíveis racionalizações no processo produtivo. Sobre o leque de HSM há técnicas

como HDM que é a usinagem de alta definição, baseada na geração de programas de usinagem precisos, cujo resultado é a obtenção das peças na forma final de utilização. Esta técnica produz peças com suficiente acabamento final e precisão dimensional capazes de reduzir drasticamente o tempo de acabamento manual e reduzir o tempo de “try-out”. O HDM ou, mais especificamente, a usinagem de acabamento de alta definição, requer muitas passadas com pequenos valores de passo lateral com o objetivo de proporcionar uma forma final de superfície extremamente acurada e um excelente acabamento superficial. A usinagem de alta definição gera um programa com uma enorme quantidade de dados que deve ser armazenada no CNC (Hollister, 1998).

Quando as espessuras de usinagem são pequenas, por exemplo, no caso de operações de acabamento, a aplicação de altas velocidades de corte (High Speed Cutting) permite um aumento da taxa de remoção e uma sensível redução das forças específicas de usinagem. Conseqüentemente, as tensões superficiais originadas pelo passe de fresamento são reduzidas, sendo possível evitar modificações térmicas e químicas que possam alterar as características do material ou causar problemas para as operações posteriores.

A máquina ferramenta usada para HSM deve ser vista como um sistema integrado, com uma árvore precisa e de alta velocidade, capaz de viabilizar altas velocidades de avanço com aceleração elevada, acoplada com um rápido e preciso controle numérico (Dewes, 1997). A máquina deve ser rígida e o comando numérico deve ser integrado com a função de “Look Ahead”, que permite usinar contornos de uma peça com velocidades de avanço tão elevadas quanto 16000 m/min (Kopac, 1998). Outras variáveis do processo, como partes específicas da máquina ferramenta, ferramentas de corte e elementos de fixação, características da peça tanto com relação a sua geometria como a especificação da matéria prima, bem como o próprio processo de usinagem também devem ser adequados (Arnone, 1998). A figura 1.3 ilustra as variáveis do processo relacionadas à tecnologia.

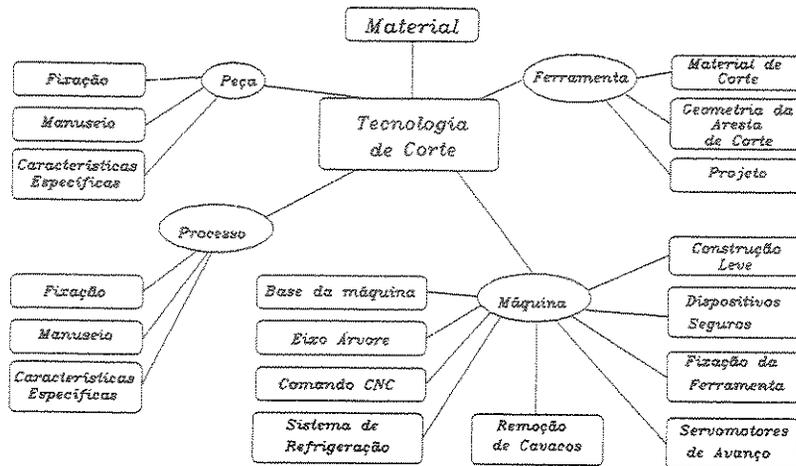


Figura 1.3 - Variáveis do processo relacionadas à tecnologia (Schulz, 1992).

As desvantagens de utilização da tecnologia high speed cutting são: o excessivo desgaste da ferramenta de corte, a necessidade de máquinas especiais com eixos sofisticados e controles com altas velocidades de resposta, a necessidade de reposição do eixo principal em função das altas rotações, a fixação e a necessidade de balanceamento das ferramentas, e a necessidade de ferramentas de corte de materiais e revestimentos avançados (Dewes, 1997).

1.1 - A justificativa do Trabalho

Tradicionalmente, nas operações de desbaste de material endurecido com fresas de topo com ponta esférica, os fabricantes de ferramentas de corte recomendam que o valor da penetração de trabalho (a_e) seja calculado em função da profundidade de usinagem (a_p). O valor limite da penetração de trabalho, também denominada passo lateral ou pauta, é calculado como igual à corda, quando se considera a profundidade de usinagem como a flecha de um círculo de diâmetro (D) idêntico ao diâmetro da fresa de ponta esférica (figura 1.4). Pode-se afirmar que o valor da penetração de trabalho máxima vale (Sandvik, 1998):

$$a_e = 2 \cdot \sqrt{D \cdot a_p - a_p^2}$$

Equação 1.1

Um valor indicativo da profundidade de usinagem recomendado pela maioria dos fabricantes de ferramentas, nas operações de desbaste, é um percentual do diâmetro da ferramenta. Via de regra esta profundidade oscila em torno de 2,5% a 5% do diâmetro da ferramenta para materiais com 50 - 55 HRC. Quando se calcula o valor da penetração de trabalho máxima pela equação 1.1 pode-se perceber que a razão entre a_p e a_e máximo não é constante, isto é se crescermos o valor de a_p , a_e máximo também cresce, e a razão a_e máximo/ a_p decresce. A relação entre a_p e a_e é a mesma relação geométrica encontrada entre a fecha e a corda na circunferência. Isto significa que para pequenas profundidades de usinagem teremos pequenos valores de penetração de trabalho, porém a razão entre passo lateral/profundidade será maior. Para profundidades maiores teremos maiores de penetração de trabalho, porém a razão a_e/a_p será menor.

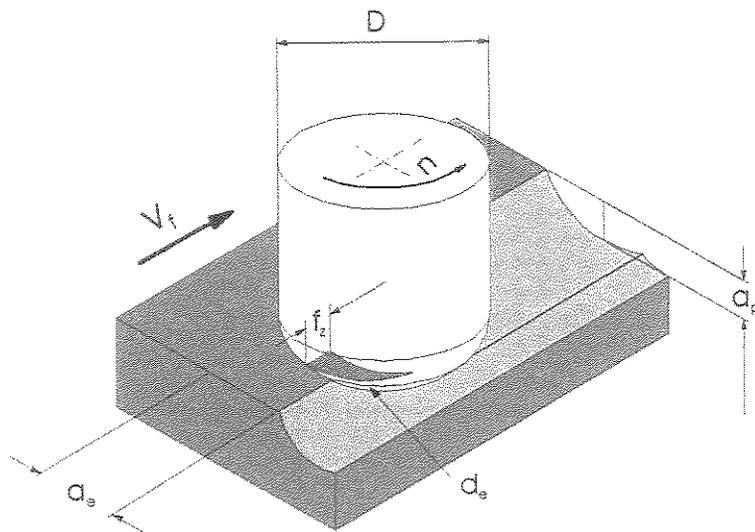


Figura 1.4 Parâmetros de usinagem com fresa de ponta esférica.

O diâmetro efetivo (d_e) é o maior diâmetro da circunferência medido na região de contato da aresta de corte da ferramenta com a superfície da peça. Um aumento na profundidade de usinagem de 2,5% do diâmetro para 5% do diâmetro da fresa, implica num aumento do diâmetro efetivo de corte. Como normalmente a rotação de trabalho é calculada em função do diâmetro efetivo, quando se mantém a velocidade de corte constante ocorre uma redução da rotação. A velocidade de avanço (v_f) é o produto dos fatores avanço por dente da fresa (f_z), número de dentes da fresa (z) e da rotação de trabalho (n). Em função disto, haverá uma redução na

velocidade de avanço. O volume de material removido na unidade do tempo (Q) é o resultado do produto dos fatores profundidade de usinagem, penetração de trabalho e velocidade de avanço. A evolução da variação destes parâmetros com o crescimento da profundidade de usinagem, pode ser vista na figura 1.5. A taxa de variação é definida como a razão entre o valor atual do parâmetro e o seu valor inicial. Nota-se que, apesar da redução da velocidade de avanço com o aumento da profundidade, o volume de material removido dobrou.

O aumento de volume de material removido pode ser obtido com o aumento do avanço por dente, com o aumento da penetração de trabalho até o seu valor máximo e com o aumento da profundidade de usinagem. Deseja-se com os experimentos seguintes avaliar a influencia destes parâmetros na força e na vibração da ferramenta de corte. O sentido de corte, se concordante ou discordante, também terá sua influência avaliada.

Por ultimo deseja-se avaliar a influencia do balanço da ferramenta na vibração e na vida da ferramenta de ponta esférica.

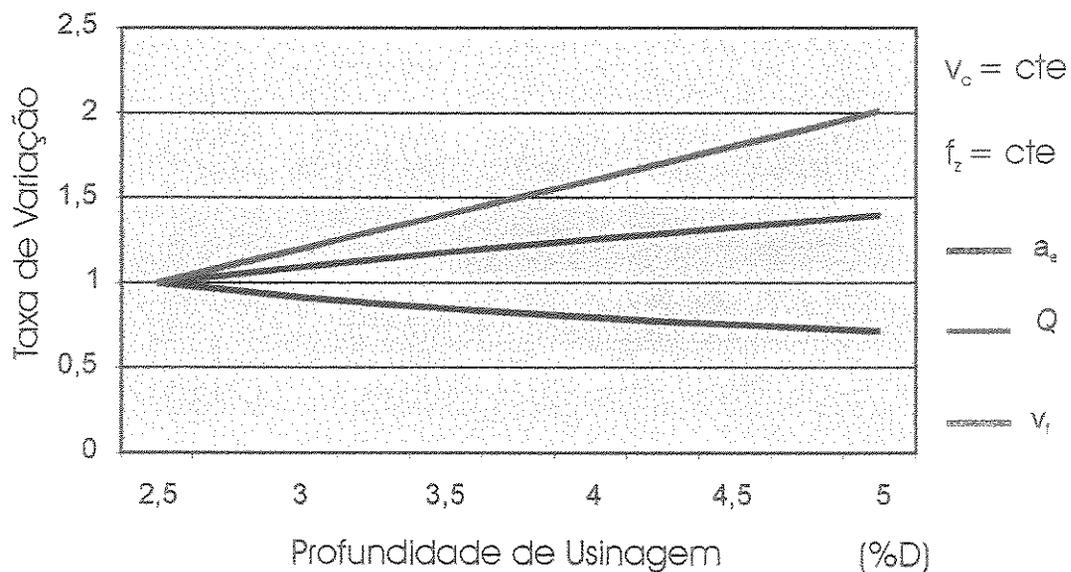


Figura 1.5 Influência da profundidade nos parâmetros do processo.

Os aspectos gerais que compõem o conteúdo deste trabalho estão apresentados conforme os seguintes capítulos:

Capítulo 1 – Introdução.

Capítulo 2 – O fresamento de aço endurecido.

Capítulo 3 – Procedimentos Experimentais.

Capítulo 4 – Análise dos Resultados.

Capítulo 5 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

O Fresamento de Aço Endurecido

2.1 - Introdução

O mecanismo de formação do cavaco na usinagem envolve uma taxa de deformação muito alta, temperatura elevada e fluxo plástico não linear de material. Este fluxo plástico gera tensões locais na ferramenta de corte, uma distribuição de temperatura na interface ferramenta cavaco e determina as condições do material da peça após o cavaco ter sido removido. Estes valores locais determinam as forças globais na estrutura da máquina ferramenta, que por sua vez finalizam a dinâmica e deformações do equipamento. Posteriormente este processo determina a taxa de vários fenômenos físicos que dirigem o desgaste da ferramenta como as reações químicas, o desgaste abrasivo e a difusão. Ele também determina quantitativamente a potência que deve ser gerada para efetivamente remover o material e, portanto, influencia na quantidade de calor desenvolvido pelos vários acionamentos do sistema. Este aquecimento resulta em deformação termo-induzida na estrutura da máquina que compromete a precisão de usinagem. (Davies, 1999)

2.2 - A Geração do Cavaco

No corte ortogonal com ângulo de saída negativo e aresta de corte suficientemente larga, a

distribuição de tensões pode ser considerada como bidimensional. O máximo valor de tensão está na zona próxima ao raio da aresta (r_p) caindo bruscamente na superfície da peça antes do chanfro da ferramenta. Os baixos valores de tensões de compressão junto da superfície da peça, acopladas com altos valores de tensão de cisalhamento induzem a formação de uma trinca que irá crescer no ponto da superfície onde o valor crítico de tensão de cisalhamento foi alcançado. A propagação da trinca é em direção da aresta de corte e ocorre até o momento em que as tensões mudam para um valor que permita a deformação plástica. Estas condições se aplicam na usinagem do aço endurecido e os estágios sucessivos da formação do cavaco são apresentados na figura 2.1 e descritos a seguir (Poulachon, 1998, 2001).

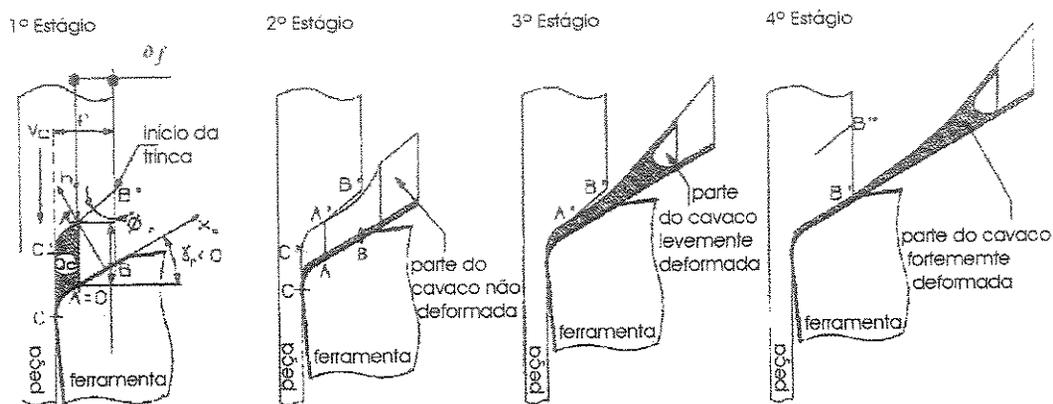


Figura 2.1 Estágios do mecanismo da formação do cavaco (Poulachon, 1998, 2001).

2.2.1 - Primeiro Estágio

Devido à pressão realizada pela ferramenta no volume da peça que dela se aproxima o valor crítico da tensão de cisalhamento é atingido e a trinca nucleia-se abruptamente, propagando-se em direção à aresta de corte. O comprimento da trinca é relativamente importante e pode ser comparado com a espessura do cavaco não deformado. Esta trinca, que pode ser visualizada através de ensaios de “quick stop” na usinagem ortogonal, está mostrada na figura 2.2.

2.2.2 - Segundo Estágio

Como resultado da ocorrência da trinca mostrada na figura 2.2, o volume de cavaco

localizado na região AA' BB' (figura 2.1) situado entre a trinca e a aresta chanfrada é ejetado praticamente sem nenhuma deformação, como mostrado na figura 2.3. A distância AA' diminui progressivamente à medida que ocorre a movimentação relativa entre peça e ferramenta e a espessura do cavaco h_c diminui. A velocidade do cavaco sobre a superfície de saída e a transição da trinca (ponto A') é tão grande que será gerado um importante aumento de temperatura, próximo do ponto de transição metalúrgica Ac_3 , (temperatura de transformação final da ferrita + perlita em austenita). O rápido resfriamento da região aquecida pelo atrito ferramenta-cavaco pode gerar martensita sob a forma de camada branca ao redor do segmento de cavaco formado. Além disso, uma camada branca similar existe na superfície gerada, em função de um intenso e severo atrito com a superfície de folga e do elevado valor da força de avanço F_f .

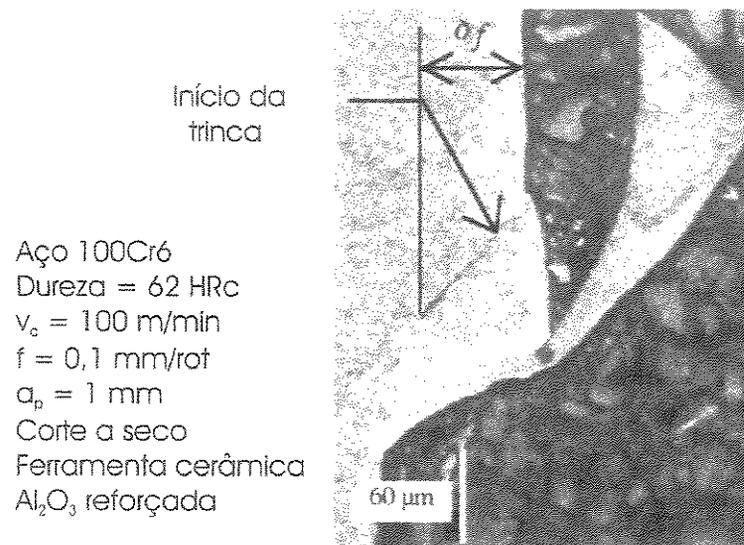


Figura 2.2 Localização da trinca na usinagem de material endurecido (Poulachon, 1998, 2001).

2.2.3 - Terceiro Estágio

A largura da distância AA' torna-se tão pequena que a velocidade de ejeção e a deformação plástica do cavaco são muito altas. (Figura. 2.4) O aumento da temperatura tem um efeito significativo, com as duas camadas brancas anteriores juntando-se para formar a segunda parte do cavaco segmentado, o qual corresponde à terça parte em volume. Aqui a espessura do cavaco é muito pequena e o seu resfriamento ocorre extremamente rápido de tal forma que a transformação nesta zona é adiabática.



Figura 2.3 Localização do segmento de cavaco não deformado (Poulachon, 1998, 2001).

2.2.4 - Quarto Estágio

O segmento do cavaco está formado e praticamente preenche o espaço livre que existia entre a trinca e a face interna do cavaco em função da alta deformação plástica. A distribuição de tensão compressiva, a qual tinha diminuído no estágio 2 e 3, torna-se novamente importante, viabilizando a formação de uma nova trinca e a repetição periódica do fenômeno.

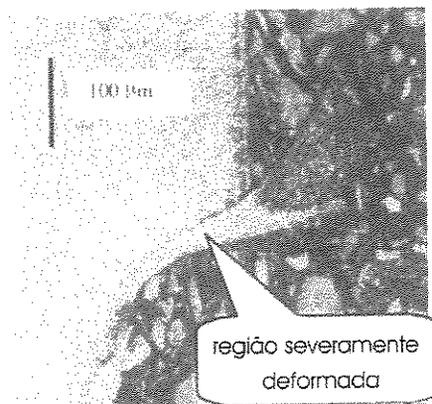


Figura 2.4 Localização do segmento de cavaco altamente deformado (Poulachon, 1998, 2001).

2.3 - Mecanismo de formação do cavaco – análise experimental em função da dureza do material

A dureza do material é a principal propriedade governando o mecanismo de formação do cavaco e de uma maneira mais ampla a usinabilidade (Poulachon, 2001). Os resultados obtidos em testes de “quick stop” no torneamento ortogonal do aço 100Cr6 realizados com profundidade de usinagem de 1mm, avanço de 0,1 mm/rot. estão sumarizados abaixo para cada dureza ensaiada. As amostras foram embutidas em resina para ensaio metalográfico e de micro-dureza Vickers.

2.3.1 - Aço Recozido, Dureza 10 HRC, 180 HV_{0,1}

O cavaco produzido é do tipo contínuo com uma variação periódica, não simétrica, da espessura. Ele é formado a partir do plano de cisalhamento e a deformação é praticamente homogênea. O ângulo de cisalhamento varia, significando que o cisalhamento é instável na zona primária e também na zona secundária.

2.3.2 - Aço Revenido a 600° C, Dureza 30 HRC, 225 HV_{0,1}

A formação do cavaco é sempre resultado da ocorrência do plano de cisalhamento; a forma ondulada do cavaco é devido à vibração auto-excitada e o cavaco é simétrico. Sua espessura tem um valor periódico como mostrado na figura 2.5. A existência de uma camada branca de 8 micra pode ser explicada pela energia térmica gerada em função do atrito na região de interface cavaco-ferramenta que, a partir de agora, se tornou importante. A micro-dureza dentro do plano de cisalhamento é em torno de 455 HV_{0,1}, duas vezes maior que a dureza inicial, mostrando o aumento da resistência do material em função dos altos valores de deformação.

2.3.3 - Aço Revenido a 500° C, Dureza 42 HRC, 402 HV_{0,1}

A espessura do cavaco é perfeitamente constante e o cavaco é do tipo contínuo. O aumento

na dureza vem da grande quantidade de calor gerado pelo atrito e uma camada branca de 12 micra, formada a partir do plano de cisalhamento é observada. A micro dureza medida de 530 - 564 HV_{0,1}, comparada com o valor inicial fornece uma relação de 1,4 (Figura 2,5). A possível explicação é a existência de um grande amolecimento térmico do material em função das elevadas temperaturas de corte.

2.3.4 - Aço Revenido a 300°C, Dureza 53 HRC, 620 HV_{0,1}

O cavaco gerado tem a forma de dente de serra e é do tipo de cisalhamento localizado. Os dentes apresentam a forma arredondada, mostrando que a formação do cavaco é iniciada por faixas de cisalhamento. A camada branca foi observada na face interna do cavaco como também no limite de cada segmento. A dureza atingida no plano de elevada deformação é de 744 HV_{0,1}, isto é, apenas 1,2 vezes o valor inicial da dureza (Figura 2.5), provando que o amolecimento térmico torna-se mais e mais importante e mais influente no comportamento plástico do material, em comparação com o efeito do endurecimento na deformação. A micro-dureza na camada branca é de 650 HV_{0,1} ainda um valor intermediário entre o valor inicial e o máximo valor mencionado acima.

2.3.5 - Aço Temperado, resfriado em Óleo a 60° C, Dureza 62 HRC, 754 HV_{0,1}

O cavaco é do tipo dente de serra e isto é a principal característica da usinabilidade das ligas endurecidas. Uma trinca precede a formação do cavaco. A máxima micro-dureza medida nas partes muito deformadas do cavaco é de 870 HV_{0,1} e é 1,15 vezes a dureza inicial (Figura 2.5). Neste caso a energia térmica gerada é largamente concentrada na fina camada branca.

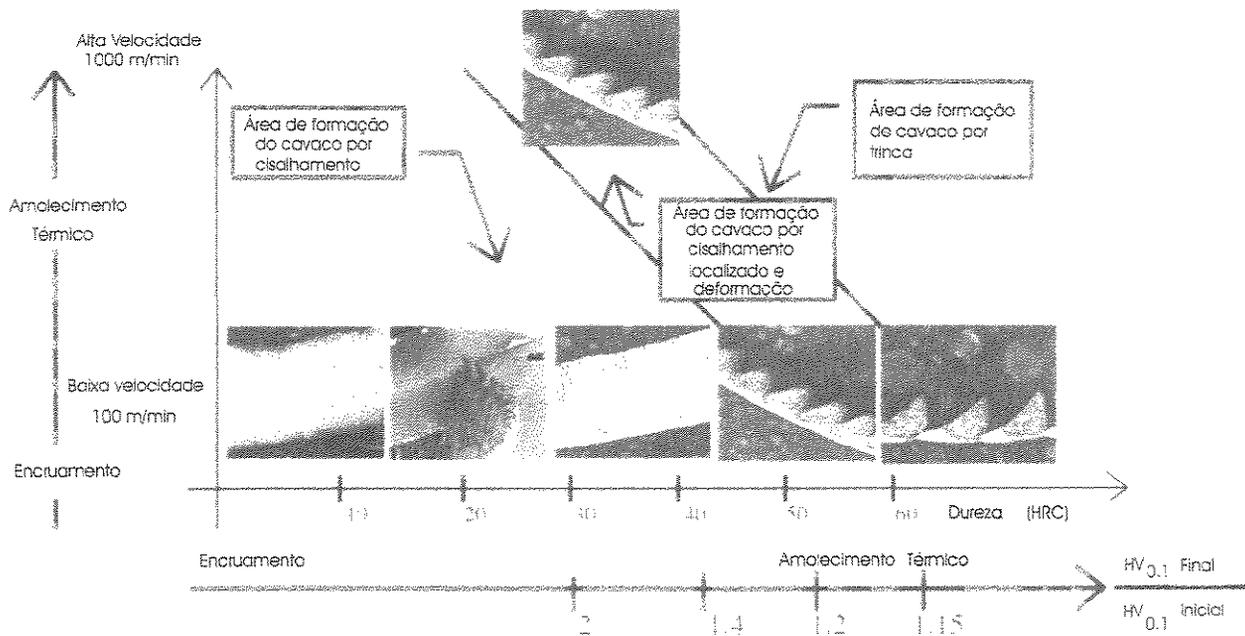


Figura. 2.5 Tipos de cavaco em função da dureza (Poulachon, 1998, 2001).

O cavaco de cisalhamento localizado, é formado por segmentos com pequena quantidade de deformação. Estes segmentos estão separados por faixas de cisalhamento finas e altamente deformadas, que atuam como elementos flexíveis plásticos. A formação de faixas de cisalhamento concentrado durante este processo é atribuída à pobre propriedade térmica dos materiais e conseqüente concentração de energia térmica nestas faixas. Komanduri, 1993 relata que no caso de aços ligas endurecidos este tipo de cavaco ocorre em altas velocidades de corte em função de instabilidade catastrófica que ocorre na usinagem.

2.4 - Formas de cavaco gerado.

Basicamente na usinagem de material endurecido com fresa de topo de ponta esférica nós podemos encontrar as seguintes formas de cavaco: cavaco de forma I, estável; cavaco de forma II, “chatter”; cavaco de forma III, crítico; e cavaco de forma IV denominado cavaco severo. O mecanismo que define a forma dos cavacos é extremamente dependente das condições de usinagem e da trajetória descrita pela aresta de corte. Há uma correlação entre as formas de cavaco e o fenômeno de vibração auto-excitada (chatter).

2.4.1 - Cavaco de Forma I, Estável.

O fresamento com fresa de ponta esférica produz um cavaco que é de dupla curvatura. A forma do cavaco produzido em um corte estável é similar a um cone. Esta forma é atribuída à geometria de corte da fresa de ponta esférica. A ponta da fresa está envolvida na formação do cavaco que ocorre na calota esférica inferior da ferramenta. Durante o processo de corte, diferentes regiões da aresta de corte estão envolvidas na formação do cavaco. Isto significa que todos os pontos da aresta de corte de acordo com os seus diferentes ângulos devem suportar diferentes cargas. A área ABCOD mostrada na figura 2.6 evidencia a região de contato entre a ferramenta de corte e a peça.

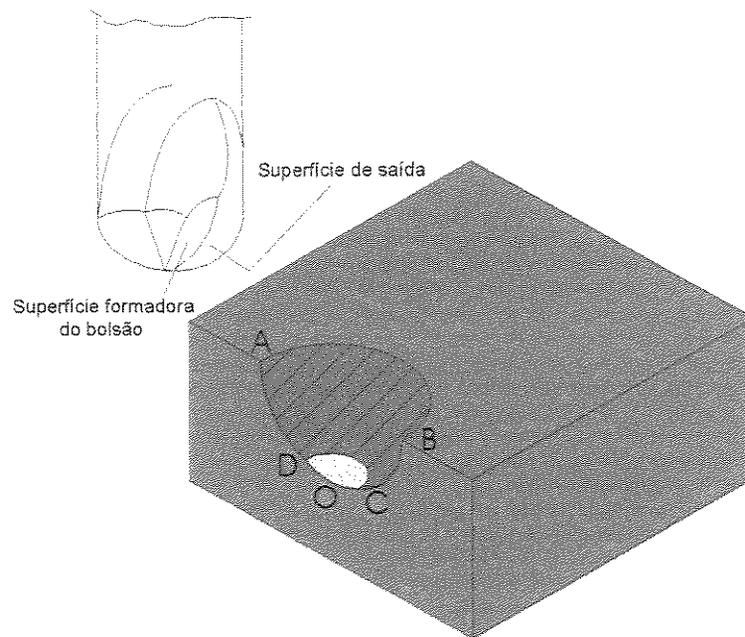


Figura 2.6. - Fresa de ponta esférica e superfície de contato peça ferramenta (Ning, 2001)

A ferramenta está fixa numa posição perpendicular à superfície da mesa. A região da extremidade da ponta da ferramenta não está envolvida no processo de cisalhamento, possui velocidade de corte igual a zero (centro da ferramenta) ou próxima de zero junto à vizinhança do centro. Esta região, embora muito pequena em tamanho, desliza sobre a superfície da peça na direção da velocidade de avanço. Isto explica porque a forma de cone do cavaco não é completa. A região de contato entre a ferramenta e a peça que é realmente cisalhada é delimitada na figura 2.6 pela superfície ABCD hachurada. A parte superior do cone (vértice) não é formada em função

do deslizamento que ocorre entre a superfície da peça e a ferramenta na região onde a velocidade de corte é próxima de zero (Ning, 2001). Este deslizamento é responsável pela deterioração da qualidade da superfície. Assim a melhor estratégia para melhorar o acabamento e aumentar a vida é inclinar a ferramenta de tal modo que em toda a região envolvida na usinagem a velocidade de corte mínima seja sempre diferente de zero. Geralmente os melhores resultados ocorrem com inclinação do eixo da ferramenta em relação à normal à superfície com um ângulo que varia entre 10° e 20° (Schulz, 1995). Na figura 2.6 a região não hachurada identificada por DOC mostra a superfície da peça onde ocorre o deslizamento da ferramenta.

A figura 2.7 mostra o cavaco gerado durante um corte estável. A usinagem foi feita no aço H13 com uma fresa de topo esférica, diâmetro 12 mm, dois cortes, com rotação de 28000 rpm e com velocidade de avanço de 1350mm/min. A profundidade de usinagem era de 0,6 mm e o avanço por dente de 0,024 mm.

O mecanismo que forma este cavaco é influenciado por dois fatores: o processo de cisalhamento do cavaco que é fortemente dependente da geometria da ferramenta de corte (fresa de ponta esférica) envolvida na região de corte do cavaco e pelo efeito térmico do processo de corte. A geometria da fresa de ponta esférica responsável pela formação de um corte estável tem um efeito dominante no mecanismo de formação do cavaco (Ning, 2001). O movimento da aresta de corte está representado na Figura. 2.8 que é uma simplificação da vista de um corte efetuado logo abaixo da superfície da peça. O arco ACB representa a superfície gerada pela passagem de uma aresta de corte e o arco ADB representa a superfície a ser formada pela passagem da próxima aresta.

O processo de cisalhamento inicia-se quando a aresta de corte começa a penetrar na peça. À medida que a ferramenta gira, a zona de deformação primária desloca-se acompanhando a rotação da ferramenta. O cavaco começa a deslizar sobre a superfície de saída da ferramenta à medida que é formado, apresenta uma curvatura e começa a enrolar quando encontra a superfície que forma o bolsão de alojamento do cavaco. Simultaneamente o cavaco do centro é extrudado para cima. Este processo continua até que o movimento do cavaco da parte superior é obstruído pela superfície formadora do ângulo de folga secundário. A partir daí, o cavaco formado não tem outra opção senão iniciar um movimento de enrolar sobre si mesmo dentro da cavidade formada

pelas superfícies de saída, superfícies que formam o bolsão e a superfície da peça que ainda não virou cavaco, formando o cone como mostrado na figura 2.7. No corte estável, o espaço formado pelas superfícies de saída, superfície do bolsão e superfície da peça que ainda não virou cavaco é a única região possível para alojamento do cavaco. Não há contato cavaco-peça quando o cavaco está sendo enrolado. O processo de formação do cavaco termina quando a aresta de corte deixa a superfície da peça, finalizando o processo de cisalhamento e terminando de enrolar o cavaco. Um outro dente da fresa que se encontra em rotação inicia o seu contato com a peça e o processo de formação do cavaco se reinicia.

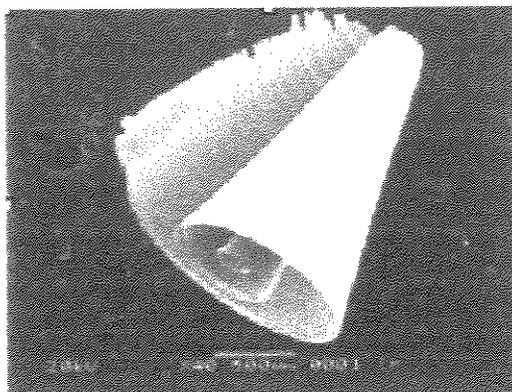


Figura 2.7 Cavaco estável em forma de cone (Ning, 2001).

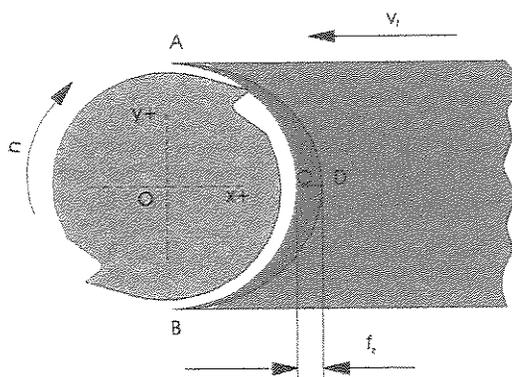


Figura 2.8. Movimento da ferramenta num corte estável (Ning, 2001).

2.4.2 - Cavaco de Forma II, Chatter.

A figura 2.9 mostra uma outra forma de cavaco obtido em função do fenômeno de “chatter” (fenômeno de vibração do conjunto máquina-ferramenta-peça). As condições de usinagem foram

rotação de 28000 rpm, velocidade de avanço de 1400 m/min, profundidade de usinagem de 0,6mm e a ferramenta era uma fresa de ponta esférica de diâmetro de 12mm. Este cavaco é denominado cavaco instável ou cavaco elementar. As marcas de “chatter” para o cavaco de forma II são distintas. A figura 2.9 mostra o cavaco e as marcas na superfície geradas por este fenômeno.

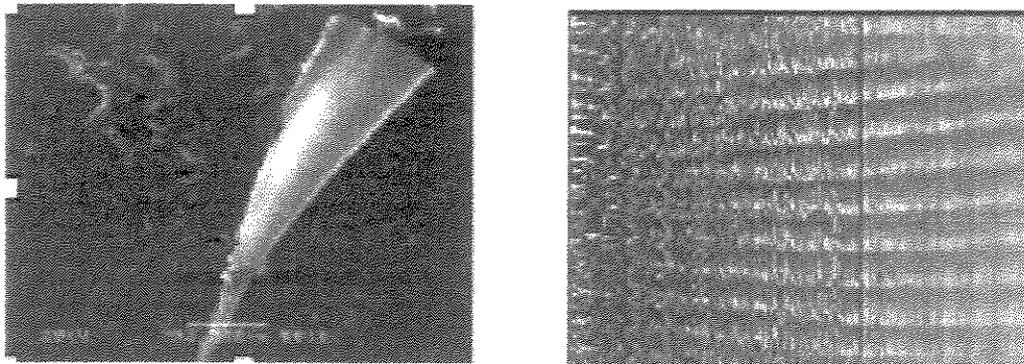


Figura 2.9 – Cavaco em forma de agulha (instável) e as marcas na superfície (Ning, 2001).

O cavaco tem a forma de agulha e é gerado de acordo com a ilustração da figura 2.10. O formato das marcas na superfície na figura 2.9 também está de acordo com este tipo de cavaco. A área de contato da aresta de corte com a superfície de corte (de forma de calota esférica) é composta de múltiplas pequenas áreas que são bem menores que a área de corte mostrada no cavaco de forma 1. A área geradora de cada cavaco de forma de agulha é mostrada hachurada na figura 2.10.

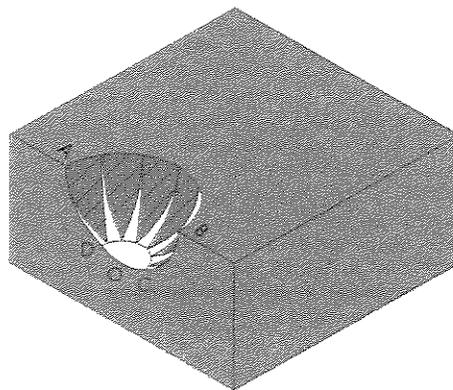


Figura 2.10. Segmentos de corte da área de contato ferramenta peça em função do “chatter” (Ning,2001).

As varias partes hachuradas são separadas umas das outras, sendo que cada parte hachurada é responsável pela formação de um cavaco tipo agulha. Este tipo de formação de cavaco difere significativamente do tipo de cavaco gerado no corte estável. Quando o “chatter” se desenvolve plenamente, a aresta de corte não mais se move da mesma maneira que no corte estável, mas vibra enquanto está girando. Durante o período de corte de um dente, a aresta de corte não tem um contato constante com a peça como num corte estável, mas salta para fora da peça quando cisalha completamente um cavaco. Para cisalhar um outro cavaco a ferramenta se volta para dentro da superfície de corte da peça e repete o processo novamente.

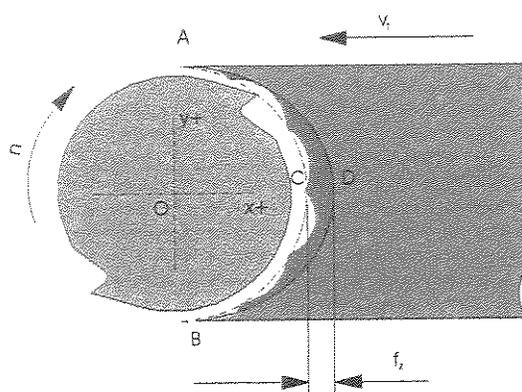


Figura 2.11 - Trajetória da aresta de corte na formação do cavaco tipo agulha (Ning, 2001).

A linha sólida na figura 2.11 mostra a trajetória da aresta de corte. A linha sólida intercepta a linha tracejada ACB que é a trajetória padrão para um corte estável. Nota-se que a aresta de corte pula para fora deixando de formar o cavaco por um instante. É observado que durante o período de contato de um dente vários cavacos tipo agulha são formados em função do afastamento cíclico da aresta da zona de corte, enquanto que no corte estável apenas um único cavaco é formado.

O tempo para formar um cavaco tipo agulha é apenas de uma fração do tempo para formar um cavaco estável, isto porque na formação do cavaco agulha a trajetória angular descrita pela ferramenta durante a formação do cavaco é de apenas uma parte da trajetória angular de formação do cavaco estável. Este tipo de “chatter” que é gerado completamente é denominado “chatter” tipo A. A direção do “chatter” é na direção do eixo que liga o centro da ferramenta com a aresta de corte. Baseado no fato de que os cavacos produzidos são de tamanho e forma idênticos e as marcas na superfície apresentam um padrão de repetição pode-se esperar que a

vibração da ferramenta seja de período e amplitudes constantes.

2.4.3 - Cavaco de Forma III, Crítico.

O cavaco de forma III não é completamente segmentado como o de forma II – o cavaco instável. Ele é denominado cavaco crítico o qual é um padrão para o “chatter” tipo B. O cavaco resultante é mostrado na figura 2.12 e é ondulado e aproximadamente simétrico e levemente lembra uma harmônica ou uma senoide. Este cavaco foi obtido na usinagem do aço H13 com fresa de diâmetro 12mm girando a 29000 rpm, velocidade de avanço de 1450 mm/min e profundidade de usinagem de 0,6 mm.

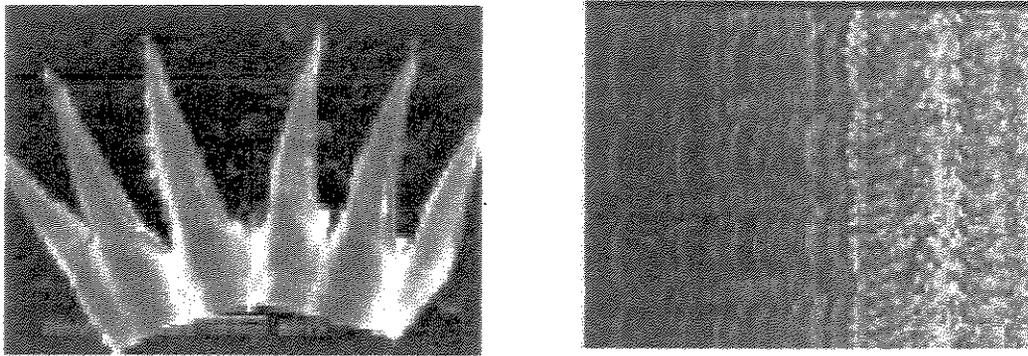


Figura 2.12. – Cavaco crítico e textura da superfície (Ning, 2001).

Somente um cavaco é produzido por período de contato de um dente da ferramenta na peça tal como ocorre no corte estável, porém o cavaco não é totalmente contínuo em função da existência de pontas. As marcas de “chatter” na superfície são também diferentes daquelas da forma II como mostrado na figura 2.12.

O tipo de mecanismo de formação deste cavaco é também notado pelos movimentos da ferramenta dentro da área de corte que se distingue dos mecanismos do “chatter” tipo A e do corte estável. Estas características contribuem para a formação do cavaco tipo III.

No fresamento de topo ele é encontrado como consequência de vibração auto-excitada. Ele é acompanhado por cíclica variação de espessura de cavaco não deformado (profundidade de

usinagem) que provoca também uma variação cíclica do ângulo de saída efetivo e do ângulo de folga efetivo. A oscilação da aresta de corte no processo de usinagem traz todas estas variações no processo de corte.

Os dois tipos de instabilidade citados no início deste capítulo (instabilidade térmica do material e cisalhamento adiabático) que atuam na formação segmentada de cavaco no torneamento não exercem um importante papel na formação deste tipo de cavaco. No fresamento de alta velocidade com fresa de ponta esférica, a alta velocidade de deslizamento desenvolve considerável energia térmica e a baixa propriedade térmica dos materiais envolvidos, promove um amolecimento térmico e considerável fluxo interfacial ao longo da superfície de atrito de deslizamento.

A figura 2.13 proporciona uma demonstração gráfica para o “chatter” tipo B. Nesta figura a linha sólida não intercepta com a trajetória de movimento do corte estável. Isto significa que a ferramenta de corte não perde contato com a superfície de corte totalmente. No “chatter” tipo B a aresta de corte move-se num padrão semelhante ao tipo A e ele usualmente acontece a uma profundidade de usinagem crítica, abaixo da qual o “chatter” será gerado completamente o cavaco tipo II será produzido.

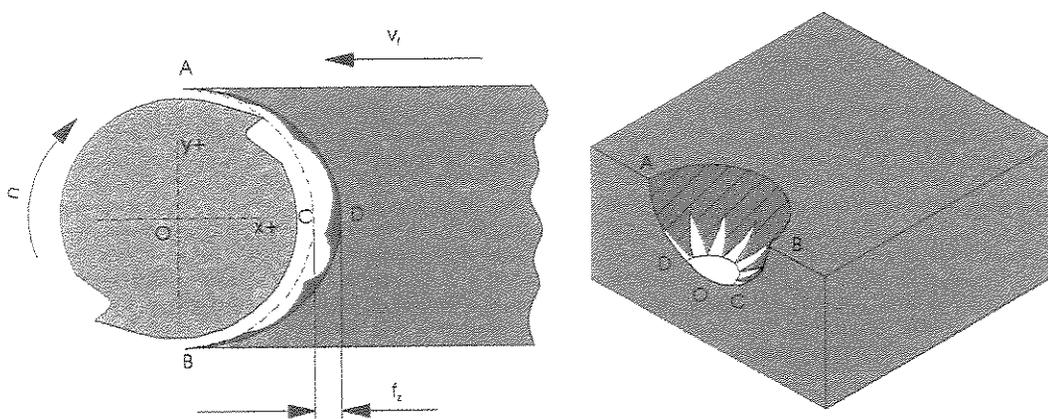


Figura 2.13 – Formação do cavaco tipo III e localização das áreas cisalhadas (Ning, 2001).

A esta profundidade de usinagem a aresta de corte mostra uma forte tendência ao chatter, mas o “chatter” não se estabelece completamente. A aresta de corte também vibra quando em

rotação. A amplitude é menor que no “chatter” tipo A. Pode ser visto na figura 2.13 que a linha sólida não se intercepta com a trajetória ACB o que significa que a ferramenta não pula para fora da peça completamente. Esta é a razão pelo qual este tipo de cavaco não se separa completamente.

2.4.4 - Cavaco Forma IV, Severo.

O cavaco mostrado na figura 2.14 é obtido pela utilização de uma profundidade de usinagem muito além da máxima profundidade de usinagem que gera um corte estável. As condições de usinagem foram rotação de 25000 rpm, velocidade de avanço de 1250mm/min, profundidade de usinagem de 0.9 mm. Ele é definido como um cavaco severo. A forma é exatamente como a do cavaco estável que tenha sido expandido horizontalmente. Isto significa que não há enrolamento do cavaco.

Assim as marcas de compressão são óbvias na superfície do cavaco a qual vem do movimento da aresta de corte. Por causa da elevada carga de cavaco sobre a aresta de corte e da limitada potência da árvore, a aresta de corte vibra a uma baixa frequência e a baixa amplitude. O cavaco é na maioria das vezes originado por deslizamento na superfície, onde muito pouco cisalhamento é envolvido. Por isso o cavaco se torna plano.

Neste caso no processo de formação do cavaco, somente um cavaco é produzido durante o período de contato de um simples dente da fresa. A área de contato do cavaco é a mesma área do processo de corte estável.

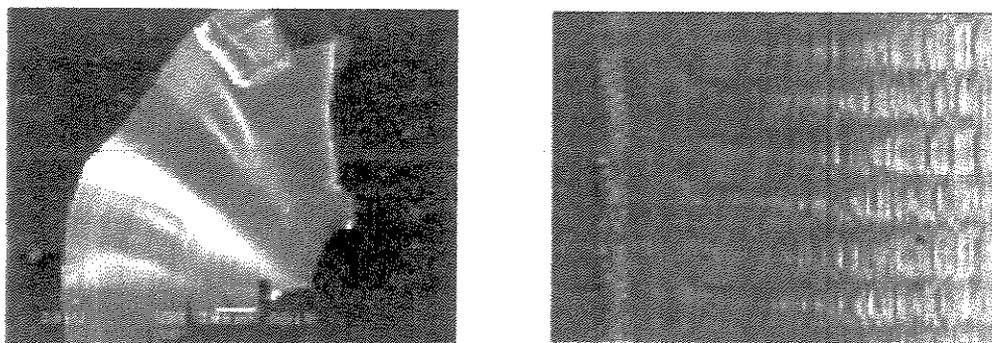


Figura 2.14 – Cavaco extremo e textura da superfície usinada (Ning, 2001).

As marcas deste “chatter” são muito mais largas que as marcas de “chatter” tipo A. Elas são também muito mais óbvias que as marcas de “chatter” tipo B. As marcas de “chatter” são deixadas pela superfície de flanco da ferramenta a qual atrita a superfície nova gerada no mecanismo de formação do cavaco. Esta vibração é definida como o “chatter” tipo C.

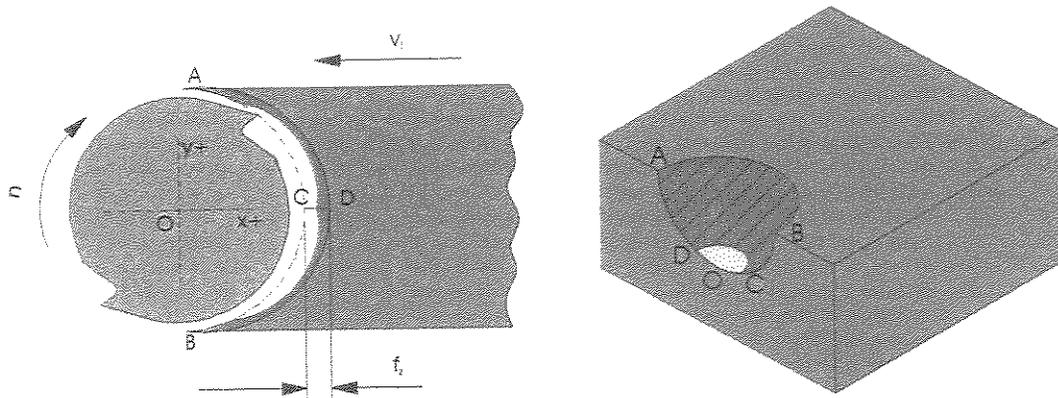


Figura 2.15. - Formação do cavaco tipo IV e localização da área cisalhada (Ning, 2001).

2.5 - Efeito das condições de usinagem na morfologia do cavaco.

A profundidade de usinagem tem um efeito dominante na estabilidade do processo, e determina a formação do cavaco. A mudança da velocidade de corte durante o processo de usinagem ou encontrar a ótima velocidade de corte são as táticas comumente usadas para evitar o “chatter”. Vários métodos foram propostos por diversos pesquisadores. Tlustý, 1986, 1993, analisou os limites de estabilidade da vibração de “chatter”, evidenciou os efeitos da rotação da árvore no “chatter” e nos lóbulos de estabilidade no fresamento de alta velocidade, e analisou os efeitos da velocidade de corte no processo de amortecimento do fresamento. Smith, 2000, analisou o problema do limite da estabilidade no fresamento enfocando a máxima taxa de material removido, a potência disponível e apresentou um novo diagrama de estabilidade associado à potência disponível. Este diagrama é independente do material da peça, e combinado com a curva de potencia da árvore torna possível determinar a taxa de remoção de material para toda a dinâmica da máquina. Davies, 1998 demonstrou a utilidade prática do profundo conhecimento das características de estabilidade de uma fresa longa e esbelta no fresamento de alta velocidade. Usando dois sensores capacitivos e uma polia de nylon revestida de ouro ele

sintonizou o comprimento de uma fresa de diâmetro de 11,8 mm, dois cortes, para comprimento de 117,5 mm e usinou um corpo de prova de alumínio com cavidades de 102 mm de profundidade e espessuras de parede de 0,5 mm. Tobias, 1965 analisou profundamente a vibração em máquinas ferramentas e estudou o fenômeno de “chatter” nas operações de furação, torneamento, fresamento e retificação. É sabido que em alguns casos mudando a rotação da árvore bem como a velocidade de avanço poder-se-ia aumentar também a máxima profundidade de usinagem. À determinada rotação da árvore, é usualmente encontrado que a máxima profundidade de usinagem estável é obtida aplicando-se um avanço elevado. Como resultado, a formação do cavaco é melhorada e um cavaco estável é obtido. Para obter a máxima vantagem do fresamento de alta velocidade a estratégia de corte deve ser otimizada. No fresamento de três eixos, a ferramenta de ponta esférica sempre se move perpendicularmente a um plano fixo e assim, sempre que uma tangente à superfície que está sendo usinada é paralela a este plano, a condição ideal de corte não é alcançada. O fresamento de cinco eixos envolve uma contínua mudança da aresta da ferramenta envolvida na geração de cavaco. Conseqüentemente ocorrem variações na força gerada, associada à deflexão da ferramenta e a cargas térmicas. A flexibilidade do quarto e quinto eixo do sistema permite variações da área de contato da aresta de corte porém, esta flexibilidade peça máquina pode causar vibrações significativas que impedem o esperado aumento da vida da ferramenta nas operações de desbaste quando comparado com o fresamento de três eixos (Becze, 2000).

2.6 - Análise da temperatura de usinagem em função da cor do cavaco.

É sabido que uma grande quantidade do calor gerado no fresamento em alta velocidade de corte é transportado pelo cavaco. A temperatura no cavaco especialmente na parte inferior é muito alta. Normalmente esta temperatura denominada de T_2 é mais alta que a temperatura na parte superior T_1 , gerando assim tensões térmicas que são responsáveis pelo enrolamento do cavaco com pequenos raios de curvatura. O cavaco se comporta como uma mola térmica bimetalica em função do pequeno atrito entre a parte inferior do cavaco e a superfície de saída da ferramenta. Como a temperatura T_2 é muito maior que a temperatura T_1 o cavaco se curvará em direção ao centro de curvatura da superfície de contato ferramenta peça. Isto é confirmado pela

análise da cor do cavaco. A parte inferior do cavaco é sempre mais escura que a da parte superior, o que significa que ocorreu uma extensa e severa oxidação provocada pela temperatura elevada (Ning, 2001).

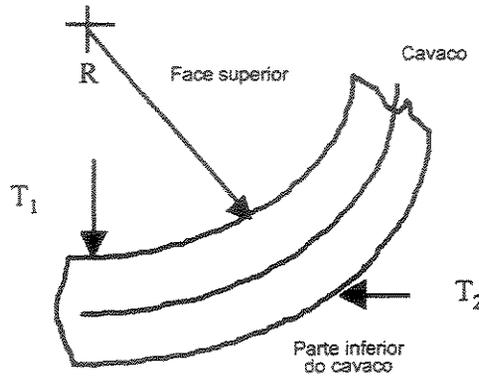


Figura 2.16 – Comportamento do cavaco em função da temperatura (Ning, 2001).

O conhecimento da temperatura na zona de formação do cavaco é crucial para explicar os fenômenos que ocorrem durante a usinagem. Uma vez que é impossível medir a temperatura diretamente na zona de formação, podemos apenas avaliar o seu valor na região próxima em que o cavaco é gerado. Esta situação é mais complicada no fresamento porque a ferramenta está girando ao mesmo tempo em que se desloca na direção de avanço. Uma alternativa é avaliar a temperatura do cavaco em função da sua cor. Cores diferentes do cavaco correspondem a temperaturas diferentes conforme mostrado na tabela 2.1

Temperatura do Cavaco	Cor do Cavaco
>1000°	Azul escuro + verde
960 – 1000	Azul escuro
920 - 960	Azul + púrpura
860 - 920	Azul + marrom
820 – 880	Marrom
800 – 840	Marrom claro

Tabela 2.1 Temperatura do cavaco em função da cor (Ning, 2001).

Num experimento usando o aço endurecido H13 Ning, 2001 demonstrou que no fresamento em alta velocidade a temperatura do cavaco (avaliada pelo critério da cor) cresce com o aumento da velocidade de corte e também com o aumento da profundidade. Estes resultados contrariam a teoria de Salomon que previa uma redução da temperatura com o aumento da velocidade de corte. Isto também sugere que a ótima velocidade de corte não é a mais alta possível no caso dos aços porque a alta temperatura irá aumentar o desgaste da ferramenta bem como aumentar a tendência à oxidação dos cavacos e possivelmente afetar a textura e o acabamento final da superfície. Os resultados estão compilados na tabela 2.2.

Rotação	Profundidade de usinagem	Temperatura	Cor do cavaco
30000 rpm	0.5mm	>1000°	Azul escuro + verde
20000 rpm	0.5mm	820 – 880°	Marrom
20000 rpm	0.2mm	800 – 840°	Marrom claro
20000 rpm	0.7mm	>1000°	Azul escuro + verde

Tabela 2.2 Evolução da temperatura do cavaco em função do aumento da velocidade de corte e do aumento da profundidade de usinagem (Ning, 2001)..

2.7 - Geometria do processo de fresamento com uma fresa de topo esférico 2 1/2 eixos.

O desbaste de cavidades efetuado com uma fresa de topo reto apresenta o inconveniente de formar uma superfície com degraus, em forma de escada, (figura 2.16) com variação brusca de sobremetal que deve ser removido na operação posterior de pré-acabamento. Este tipo de transição na forma da superfície provoca fortes oscilações da força de usinagem e deflexões na ferramenta durante a operação posterior de pré-acabamento ou acabamento, que, invariavelmente, influenciarão na precisão geométrica da peça. Com a utilização de ferramentas de topo esférico ou toroidais, a transição entre os passes é muito mais suave e o volume de sobremetal irregular é menor (Sandvik, 1999).

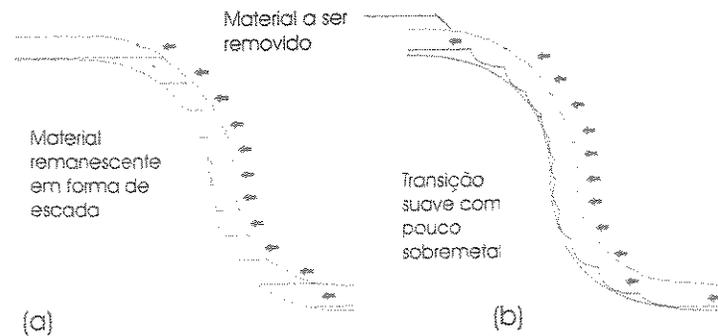


Figura 2.17 Qualidade de superfície de sobremetal e a ferramenta utilizada (Sandvik, 1999):

- (a) – ferramenta de topo reto formando superfícies com bruscas transições de sobremetal em forma de escada.
- (b) – ferramenta de topo esférico ou ferramenta toroidal formando superfícies com transições suaves de material excedente.

As condições de contato da aresta de corte modificam-se continuamente nas fresas de topo esférico em função da geometria. A rotação constante promove uma variação da velocidade de corte que oscila de zero no centro da ferramenta a um valor máximo no diâmetro efetivo. Na usinagem de um plano perpendicular ao eixo da ferramenta, independente da profundidade de usinagem (a_p), da penetração de trabalho ou largura de corte (a_e), a extremidade da ferramenta se mantém em contato com a superfície e nesta região a velocidade de corte é zero.

A espessura (h) e a largura (b) do cavaco variam em função da profundidade de usinagem (a_p), reduzindo as tensões no gume da ferramenta, permitindo, deste modo, o emprego de maiores velocidades de avanço (Gomes, 2001).

Os detalhes da geometria de contato da fresa de topo esférico com o material da peça plana, perpendicular ao eixo da ferramenta são mostrados na figura 2.18 juntamente com os principais parâmetros de usinagem.

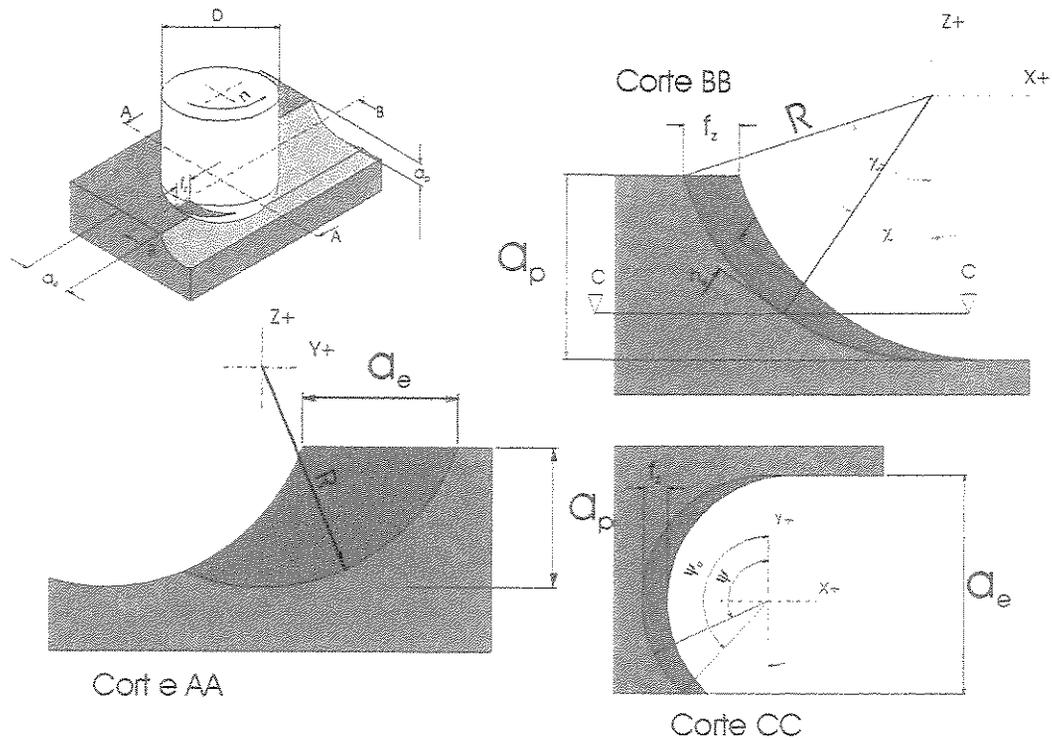


Figura 2.18 Geometria do processo com fresa de topo esférico (Gomes, 2001).

O ângulo de engajamento total da ferramenta no corte (ψ_0), pode ser determinado por:

$$\psi_0 = \arccos\left(1 - \frac{2 \cdot a_e}{D \cdot \sin \chi}\right) \quad \text{Equação 2.1}$$

O valor do ângulo de posição tem o seu valor máximo na superfície da peça e é definido pela expressão:

$$\chi_0 = \arccos\left(1 - 2 \cdot \frac{a_p}{D}\right) \quad \text{Equação 2.2}$$

Observando a equação 2.1 podemos afirmar que o ângulo de engajamento total tem o seu valor mínimo quando o ângulo de posição tem o seu valor máximo. O produto $D \cdot \sin \chi_0$ identifica o diâmetro da fresa de ponta esférica que está em contato com a superfície da peça que está sendo usinada. Este diâmetro é também conhecido como diâmetro efetivo e é nele que é calculada a velocidade de corte. Quando o valor da penetração de trabalho a_e é menor que o diâmetro efetivo, o valor do ângulo de engajamento é menor que 180° na superfície da peça. O valor limite do ângulo de engajamento é de 180° e ele ocorre na superfície da peça quando o valor de a_e é igual

ao diâmetro efetivo ou dentro da peça quando o valor do ângulo de posição assume um valor tal que a razão $a_e/D\text{sen}\chi$ torna-se unitária. Por limitação física, quando $a_e/D\text{sen}\chi$ é maior que a unidade o ângulo de engajamento é de 180°

O fresamento concordante é aquele em que no movimento de corte o ângulo começa com o valor máximo ψ_0 e vai decrescendo até o valor nulo (o sentido do movimento de avanço concorda com o movimento rotativo da fresa) e o fresamento discordante (o sentido do movimento de avanço é contrário ao movimento rotativo da fresa) é aquele em que o ângulo de engajamento do dente cresce do valor inicial zero até o máximo ψ_0 (Diniz, 2000).

Para fresas de topo esférico, o comprimento de corte circular (l_{cp}) corresponde a:

$$l_{cp} = \psi_0 \cdot \frac{D}{2} \cdot \text{sen } \chi \quad \text{Equação 2.3}$$

A espessura de usinagem instantânea (h_0) é função do avanço por dente, do ângulo de posição e do ângulo de engajamento:

$$h(\psi, \chi) = f_z \cdot \text{sen } \psi \cdot \text{sen } \chi \quad \text{Equação 2.4}$$

e o seu valor é determinado pela seguinte aproximação:

$$h_m = \frac{2 \cdot f_z \cdot a_e}{\psi_c \cdot D \cdot \text{sen } \chi} \quad \text{Equação 2.5}$$

A velocidade de corte (v_c) é uma função do ângulo de posição (χ), e seu valor máximo é a velocidade de corte efetiva (v_{ce}) que pode ser expressa pela equação 2.6:

$$v_{ce} = \pi \cdot D \cdot n \cdot \text{sen } \chi_0 / 1000. \quad \text{Equação 2.6}$$

Toda a análise acima foi desenvolvida para as passadas no primeiro nível da profundidade, quando toda a superfície está plana, perpendicular ao eixo da ferramenta. Do segundo nível de

profundidade em diante, a profundidade de usinagem oscila entre o valor de a_p fixado e o valor de a_p mais a altura de crista da passada anterior. Assim fica claro que a velocidade efetiva máxima não será mais a mesma, o ângulo máximo de posição também não será mais o mesmo, ambos sofrerão um pequeno acréscimo.

2.8 - Metal Duro Utilizado no Fresamento de Aço Endurecido

2.8.1 - O Estado da Arte

No mercado atual de ferramentas de corte grande progresso na qualidade das ferramentas tem sido percebido ao longo dos últimos dez anos, especialmente no segmento de metal duro revestido e cermet. “Cerca de metade do potencial mundial entre os materiais de ferramentas de corte, medido em valor tende para o metal duro.” ... “Do restante cerca de 40% favorece ao aço e 10% aos materiais avançados” afirma Lars Petterson presidente da Sandvik Coromant AB (Koelsh, 2000).

O velho dogma que a classe P era para o aço e a classe K para o alumínio e o ferro fundido finalmente desapareceu. O metal duro das classes P e K atende bem a usinagem em alta velocidade de todos os materiais usados na fabricação de ferramentas de conformação. Os carbonetos da classe K05 a K20 são usados para as ferramentas de corte inteiriças e os carbonetos da classe K05 a K20 e ainda da classe P25 para as ferramentas em pastilhas (Bagard, 1995).

O desenvolvimento mais importante para aumentar a dureza do metal duro WC – Co é a utilização dos elementos da composição classificados de acordo com o tamanho do grão. O metal duro fino tem os tamanhos de grão do WC variando de 0,8 a 1,3 μm , já o metal duro submicrométrico tem os tamanhos de grão do WC variando de 0,5 a 0,8 μm e o metal duro ultrafino tem os tamanhos de grão do WC variando e de 0,2 a 0,5 μm e ambos com os teores de Co oscilando entre 6 a 16% em massa. Atualmente este metal duro atingiu alto padrão de performance (Dreyer, 2000).

A fabricação de ligas sinterizadas de alta qualidade com grão ultrafino foi somente possível porque os fabricantes de matérias primas, em paralelo, desenvolveram pós de tamanho de grão, forma e distribuição também capazes de atingir altos requisitos de qualidade e de pureza de fabricação. A figura 2.19 mostra fotografias do microscópio eletrônico de varredura de WC, VC e Co de tamanho padrão em comparação com as matérias primas do mesmo material para a fabricação especial do metal duro com grão ultrafino. É notável observar que, no caso dos grãos ultrafinos os pós, além das diferenças no tamanho, apresentam também sensíveis diferenças na forma tanto nos vários carbonetos como também no cobalto. Diferentemente dos materiais padrão, todos os materiais de grão ultrafino tem partículas de formas arredondadas o que provoca uma favorável influência não somente na uniformidade na estrutura sintetizada, mas também na sua facilidade de ser compactado (Dreyer, 2000).

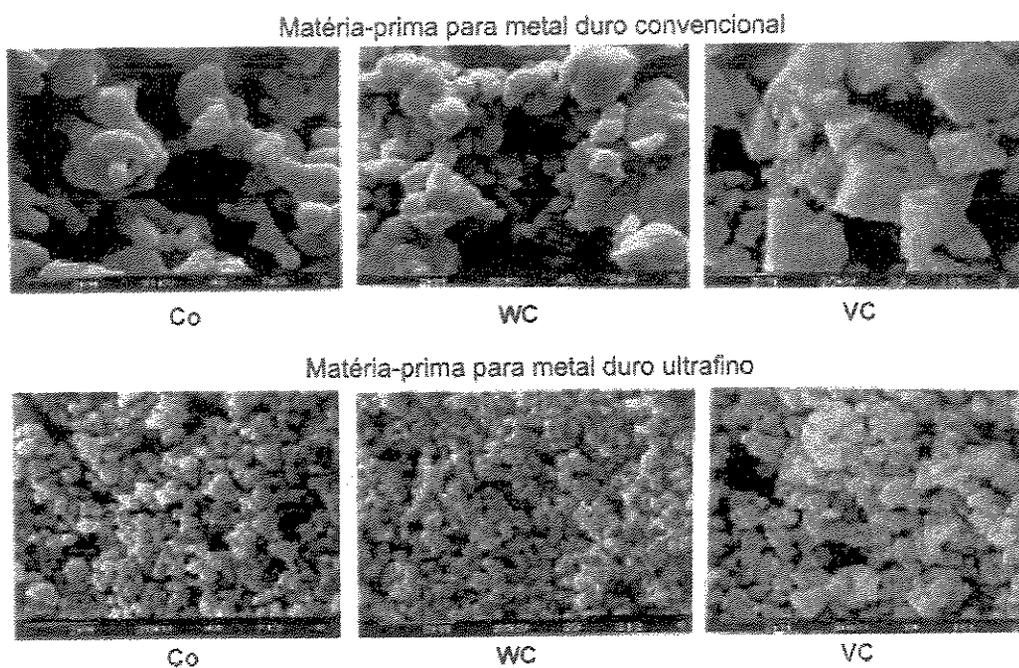


Figura 2.19 Diferenças de tamanho de grão e forma dos componentes do metal duro (Dreyer, 2000).

Historicamente o tamanho de grão das partículas tem variado de 1 a 10 micra, mas os fabricantes estão encolhendo ainda mais essa dimensão até abaixo dos denominados carbonetos de micro grão. Quanto menor o tamanho do grão mais denso se torna o material e mais tenacidade à fratura ele tem, portanto os grãos submicrométricos vem gerando novas classes de metal duro que possuem a resistência à fratura do aço rápido e a dureza do carboneto. A

resistência à ruptura por cisalhamento é de 580.000 psi para o aço rápido e 600.000 para as novas classes submicrométricas do metal duro. Os materiais de grãos finos distinguem-se em muitas aplicações porque tem maior resistência de aresta e com grãos menores torna-se possível obter aresta de corte mais afiada, superfícies mais lisas, geometrias mais positivas sem que ocorra o lascamento da ferramenta. As classes submicrométricas tem sido bem sucedidas nas velocidades de corte elevadas em ligas de alta temperatura, aço inoxidável e aços ferramenta endurecidos a cerca de 58÷60 HRC (Koelsh, 2000). A baixa condutividade térmica do metal duro submicrométrico faz dele ideal para a usinagem a alta velocidade. Com a diminuição do calor que é transferido para a aresta de corte durante a usinagem, mais calor vai para o cavaco e a alta temperatura no cavaco faz dele menos resistente a forma, isto é, promove o amolecimento térmico que facilita o controle do cavaco e reduz as forças de corte. A baixa taxa de elevação da temperatura na aresta de corte significa que ela irá durar mais ou também que ela pode ser utilizada a velocidades de corte mais elevadas.

Comparado com o metal duro classe P25, a redução do tamanho de grão melhora a dureza e a resistência à flexão. Por outro lado, o aumento da temperatura tem a mesma influência na dureza do metal duro micro grão que em outros materiais de ferramenta de corte. A dureza a quente do metal duro com WC pode ser melhorada pela adição de outros carbonetos, mas simultaneamente a resistência à flexão é diminuída. Em função da adição de carbonetos TiC e TaC ao WC a classe P25 mostra elevada dureza a quente e menos tenacidade quando comparada com o metal duro micro grão. Isto propicia uma elevada resistência ao desgaste do metal duro da classe P25 na usinagem a seco (Tonshoff, 1997). Elevada tenacidade e dureza podem ser alcançadas ao mesmo tempo hoje pelo uso de carbonetos micro grão (Cselle, 1999).

“Embora uma ferramenta com grão muito fino tenha muita área superficial de contato entre grãos e seja mais forte, o aumento de resistência é a compressão e não ao impacto. Um tamanho de grão maior suporta melhor os golpes do corte interrompido”. Com esta justificativa Keith Smith da Greenleaf Corp (EUA) acredita que carbêtos de grão fino trabalham melhor nas operações de torneamento e fresamento de acabamento (Koelsh, 2000).

O aglomerante necessário para manter a coesão dos grãos de carboneto normalmente utilizado é o cobalto. Quanto maior a concentração de cobalto, maior a resistência à quebra da

pastilha e mais impacto ela poderá suportar. Em contrapartida a ferramenta torna-se mais macia e não poderá operar a temperaturas de corte mais elevadas. Com o aumento do refinamento do grão não somente a dureza aumenta, mas também a resistência à ruptura transversal cresce (figura 2.20). Quanto maior for a dureza do metal duro, mais ele suportará o calor e velocidades de corte elevadas. Nas ferramentas de fresar busca-se resistência ao impacto para suportar as interrupções constantes do corte.

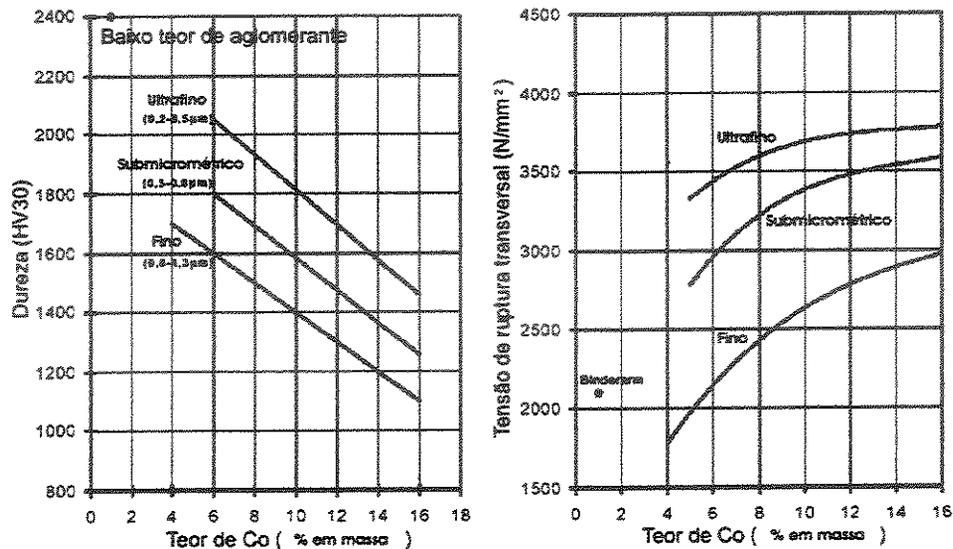


Figura 2.20 Propriedades mecânicas em função da concentração de aglomerante (Dreyer, 2000).

Atualmente vem utilizando-se além do cobalto, níquel para permitir temperaturas de corte mais elevadas. Novos elementos de liga vêm sendo adicionados para evitar durante a sinterização a formação de grãos maiores. Estes inibidores de crescimento de grão, carboneto de cromo Cr_3C_2 e carboneto de vanádio VC, quando usados em excesso diminuem a resistência ao cisalhamento e a tenacidade a fratura, sendo que o carboneto de vanádio é mais eficiente para grãos menores. O carboneto de vanádio, VC, é o mais efetivo inibidor de crescimento de grão e a sua utilização promove particularmente alta dureza e resistência à abrasão. A influência da adição de carboneto de cromo, Cr_3C_2 , na dureza é em contraste apenas leve. A vantagem da adição do carboneto de cromo é que ele produz uma microestrutura uniforme promovendo uma boa tenacidade a fratura. A principal desvantagem é que com o aumento da sua concentração a resistência à ruptura transversal diminui. Digno de nota é o fato que no caso do tamanho do grão submicrométrico e grão ultrafino no metal duro de uma dada dureza, as ligas contendo Cr_3C_2

mostram elevados níveis de tenacidade a fratura em comparação das ligas dopadas com o inibidor de crescimento de grão VC (figura 2.22). O teor total de carbono, a temperatura de sinterização e o tempo de sinterização desempenham um papel menor neste contexto. No caso de metal duro sem a adição de elementos que inibem o crescimento de grão, microestruturas com uma estreita faixa de distribuição de tamanho de grão mostram elevados níveis de tenacidade a fratura quando comparadas com estruturas com uma larga faixa de distribuição de tamanho de grão (Dreyer, 200).

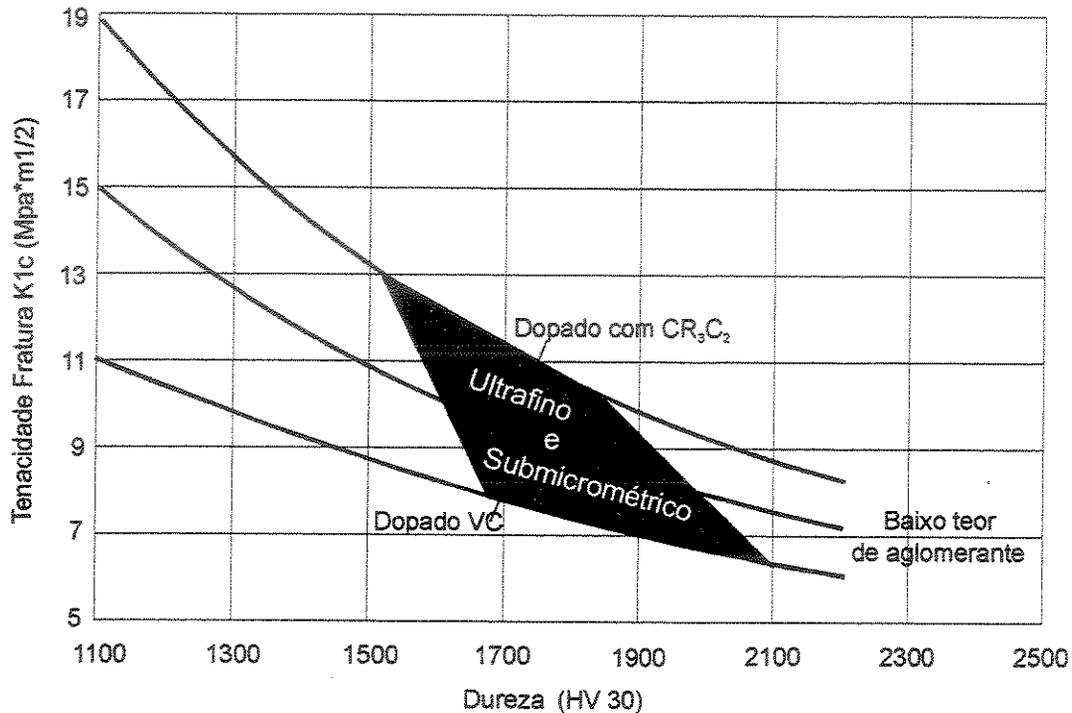


Fig 2.21 Influencia dos inibidores de crescimento de grão (Dreyer, 2000).

Um importante parâmetro indicador da tenacidade é a tenacidade a fratura. Pode ser visto da figura 2.21 que, diferentemente da resistência de ruptura transversal, a tenacidade à fratura não cresce com a qualidade de refinamento do tamanho do grão. Um tamanho de grão bem uniforme e pequeno melhora as propriedades, a resistência à compressão e a resistência à deformação, porém uns poucos grãos grandes podem fazer a tenacidade cair drasticamente, porque formam zonas potenciais de crescimento e nucleação de trincas.

A figura 2.22 mostra no lado esquerdo a dureza e no lado direito a condutividade térmica do metal duro WC – 6Co com diferentes graus de refinamentos de grão em comparação com o cermet contendo 16% de Ni/Co em função da temperatura. Pode ser visto nesta ilustração que a

condutividade térmica do metal duro é maior que a do cermet na razão de 3 para 5 e que a condutividade térmica decresce com o crescimento do refinamento do tamanho das partículas de grão.

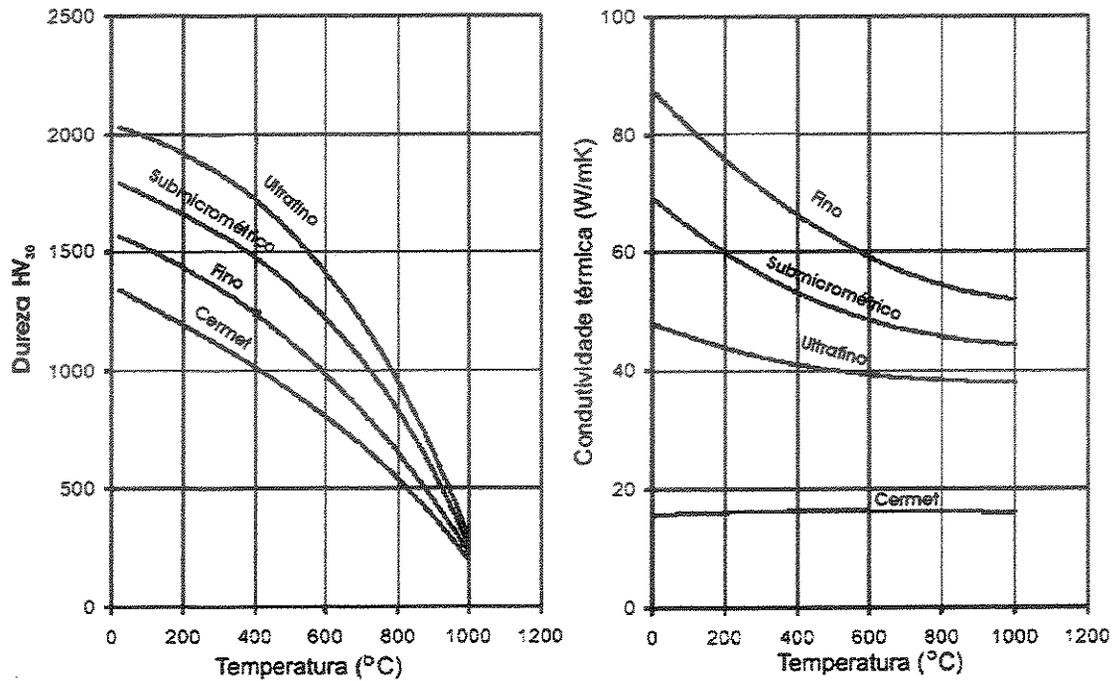


Figura 2.22 Variação das propriedades mecânicas em função temperatura (Dreyer, 2000).

2.9 - Revestimentos

2.9.1 o Processo de PVD

Entre as várias técnicas de revestimento, uma específica, a deposição utilizando a fase vapor, esta ganhando importância nas últimas duas décadas. Em função disso, novos processos de coberturas, novos materiais e novas propriedades para revestimentos estão sendo continuamente investigados. A deposição química de vapor (CVD) e a deposição física de vapor (PVD) e os seus subgrupos são os representantes principais desta técnica de revestimento

O processo de deposição física de vapor (PVD) é o processo de revestimento no qual os

átomos ou moléculas do material de revestimento (alvo) são vaporizados de uma fonte sólida ou líquida, transportados em forma de vapor através do vácuo ou de um ambiente de baixa pressão e condensados no substrato formando o revestimento. O processo de PVD pode ser usado para depositar filmes de um elemento químico, ligas, materiais compostos e também alguns materiais poliméricos. O processo de revestimento é realizado a temperaturas entre 200 a 500 °C, virtualmente não tem nenhum impacto na resistência a ruptura transversal do material revestido. Neste processo, as taxas de deposição típicas variam de 10 a 100 angstroms/segundo. Apresenta como vantagem uma gama enorme de materiais de substrato que podem ser revestidos usando um procedimento de deposição ambientalmente limpo, livre de poluição. Os revestimentos podem ser de um único material, camadas com uma variação gradual de composição, múltiplas camadas ou camadas muito espessas. A figura 2.23 esquematiza os vários processos de revestimento PVD. A principal característica da evaporação a vácuo (figura 2.23 a) é que os átomos ou moléculas do material de revestimento oriundos de uma fonte termicamente aquecida atingem o substrato sem nenhuma colisão (isto é, apresentam um livre caminho médio longo) com outros átomos ou moléculas do gás rarefeito que preenchem espaço entre a fonte e o substrato. A deposição por “sputter” (figura 2.23 b e figura 2.23 c) é a deposição de partículas vaporizadas de uma superfície através do processo de bombardeamento físico do alvo. Os íons de um gás são acelerados por um plasma ou um canhão de íons, fisicamente bombardeiam os átomos da superfície do alvo que são ejetados pela transferência de momento dos íons. O processo de vaporização não é térmico, grande parte da energia que é transferida aparece como calor na região próxima da superfície. O revestimento iônico (figura 2.23 d e figura 2.23 e) faz uso da aplicação de uma corrente elétrica sobre filme que está sendo depositado, para modificar e controlar a composição e as propriedades do filme de revestimento que está sendo formado. O revestimento iônico (ION PLATING) pode ser feito num ambiente com plasma onde os íons para bombardeamento são extraídos do plasma, ou pode ser feito num ambiente de vácuo onde os íons para bombardeamento são formados em um canhão separado. A última configuração é muitas vezes chamado de deposição assistida por feixe de íons (IBAD = ION BEAM ASSISTED DEPOSITION).

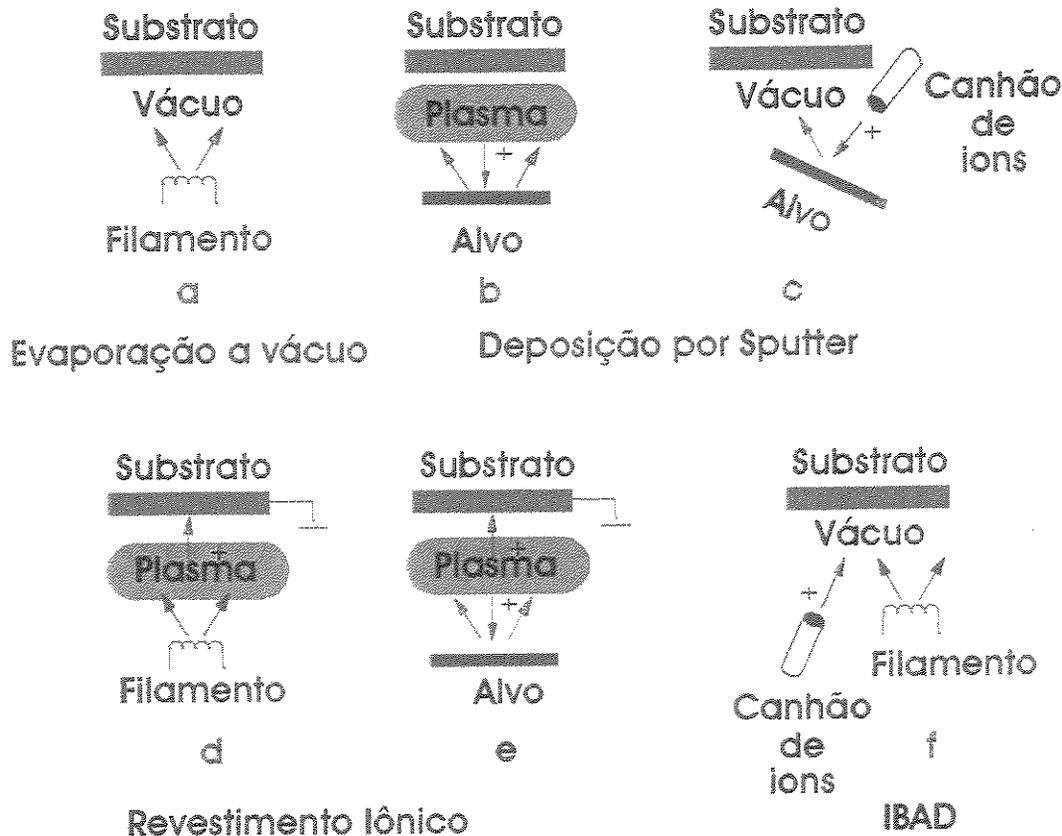


Fig. 2.23. Processos de revestimento PVD (Mattox, 1998)

2.9.2 - Tipos de Revestimentos Usados nas Ferramentas de Corte

Os revestimentos separam a ferramenta do material da peça durante a usinagem e oferecem a possibilidade de substituir o fluido refrigerante. O substrato é responsável pela forma, resistência mecânica e rigidez da ferramenta. O papel da interface é garantir uma boa adesão do revestimento com o substrato. A adesão do revestimento depende das características químicas do substrato e das tensões térmicas na interface. Do revestimento se espera a redução do atrito para diminuir a quantidade de calor dissipada pela ferramenta, proteção térmica, proteção contra a difusão e resistência a altas temperaturas. Na superfície do revestimento não devem ocorrer interações mecânicas, químicas ou de tribologia com o material da peça (Tönshoff, 1997). Em resumo o máximo benefício do revestimento será atingido pela combinação de uma alta adesão aliada a uma alta dureza do revestimento, uma ótima acomodação da expansão térmica entre o revestimento e o substrato, a presença de uma interface dúctil entre o revestimento e o substrato e a presença de uma favorável tensão residual compressiva no substrato para resistir a propagação

de trincas (Mills, 1996).

As extremamente severas condições de serviço impõem requisitos restritivos não somente às ferramentas de corte, mas também aos revestimentos. Basicamente há quatro grupos principais de revestimentos duros no mercado. O mais popular é o grupo dos materiais de revestimentos baseados em titânio tais como TiN, TiC e Ti (CN). O elemento metálico desta ligação é algumas vezes substituído por outros metais como Al ou Cr, cujo papel é melhorar propriedades como dureza, resistência à oxidação, etc (Klocke, 1999).

O segundo grupo representa os revestimentos cerâmicos como Al_2O_3 . Nos últimos anos dois outros grupos foram adicionados a lista de revestimentos avaliáveis para ferramentas de corte. Estes são os revestimentos super duros como o diamante CVD e os revestimentos lubrificantes sólidos (revestimentos duros com muito baixo coeficiente de atrito) tais como o metal-carbono amorfo, Me-C. H (Klocke, 1999).

Adicionalmente, a introdução recente de revestimentos macios, os quais são depositados como uma camada superficial cobrindo revestimentos duros com a finalidade de reduzir o atrito e o desgaste, especialmente nos primeiros estágios da utilização do produto. Neste caso o revestimento atua promovendo o autopolimento sobre o carregamento tribológico. Como exemplo destes revestimentos podemos citar os revestimentos de Mo_2S ou grafite puro. (Klocke, 1999)

2.9.3 - O Revestimento de TiNAl

O revestimento de TiNAl representa um importante papel no desenvolvimento dos revestimentos aplicados pelo Processo PVD. Mesmo este revestimento sendo conhecido por mais de dez anos, somente os novos processos de deposição de elevada ionização está permitindo que as propriedades deste revestimento sejam controladas para produzir uma ótima performance na usinagem (Prengel, 1997).

O revestimento de TiNAl é um desenvolvimento evolucionário do largamente utilizado

revestimento de nitreto de titânio. O revestimento de TiNAl pode somente ser produzido por processos que geram a formação de um plasma onde ele é depositado como uma fase cristalográfica metaestável. Baseado em diferentes parâmetros como a composição do material alvo, a taxa de evaporação e dos parâmetros de ionização do plasma, uma parte do titânio pode ser substituída pelo alumínio em diferentes níveis. Os revestimentos de TiNAl são basicamente depositados pela evaporação do material alvo Ti-Al usando o gás reativo nitrogênio. Atualmente os métodos básicos de evaporação para a deposição de TiNAl são a evaporação catódica a arco e “magnetron sputter deposition”. Comparando estes dois métodos, o plasma produzido por evaporação catódica a arco tem um nível de ionização mais alto que o plasma que é criado por uma fonte “magnetron sputter”. O revestimento proveniente do plasma de maior ionização mostra uma estrutura mais livre de poros e uma interface uniforme, o que é extremamente benéfico para a adesão. Variações no processo por sputter que elevem o nível de ionização do plasma melhoram a adesão, propicia uma microestrutura de revestimento denso, livre de poros interfaciais e formações colunares, que são freqüentemente observadas na evaporação por sputter convencional. Estas características promovidas pela evaporação por sputter com plasma de ionização elevada conferem resistência ao revestimento, promove a adesão, melhorando a performance da ferramenta durante a usinagem (Prengel, 1997).

O TiN pertence ao grupo de materiais metálicos duros enquanto ALN pode ser conectado ao grupo de materiais duros covalentes. Na difração de Raios-X a estrutura cúbica de face centrada pode ser identificada facilmente nos filmes finos de TiN. Nos filmes de TiNAl os átomos de titânio na grade de TiN são parcialmente substituídos pelos átomos de Al. Em função do menor tamanho do átomo de alumínio comparado com o átomo de titânio, a estrutura deste revestimento torna-se deformada aumenta a resistência da célula unitária. Em diferentes testes de avaliação do revestimento de TiNAl quando comparado com o revestimento de nitreto de titânio, ele mostrou superior resistência à oxidação. Enquanto o TiN se oxida a temperaturas acima de 600° C o TiNAl mostra uma resistência a oxidação superior a 800° C. A formação de uma camada superficial superior de Al₂O₃ aumenta a resistência a difusão e oxidação do filme de TiNAl. Comparado com o TiN o sistema ternário do revestimento (Ti, Al) N mostra uma elevação na dureza mesmo a temperaturas elevadas. O aumento do conteúdo de alumínio nos filmes de (Ti,Al)N causa uma distinta redução na taxa de desgaste das ferramentas, sendo que os melhores resultados são obtidos quando está relação é próxima de Al/Ti = 1.1. (Tönshoff, 1997)

Sobre o ponto de vista químico, a maioria dos revestimentos de TiNAl tem mais que 50% de alumínio e teoricamente deveria ser chamado de AlTiN. Porém desde a introdução desta nova família de revestimentos o nome TiNAl vem sendo utilizado (McCabe, 1999).

A elevada resistência térmica do TiNAl faz deste revestimento adequado para usinagem a seco e usinagem a alta velocidade de corte. (Cselle, 1995) Com a usinagem a seco os usuários desejam trabalhar sem o uso de líquido refrigerante em abundância, para proteger o ambiente e reduzir custos. Com a usinagem de alta velocidade, os parâmetros de corte podem ser aumentados por fatores que variam de 4 a 10. Com ambas tecnologias muito mais calor se desenvolve que sobre as condições normais. O material da ferramenta de corte deve ter uma elevada dureza e não pode trabalhar sem revestimento, sem uma boa isolamento entre os cavacos e o corpo da ferramenta. (Cselle, 1995). De todos os revestimentos a base de titânio, a melhor isolamento térmica é dada pelo revestimento de TiNAl, que confere à ferramenta um relevante aumento na vida, tornando-a apta para a usinagem a seco e a alta velocidade de corte. (Cselle,1995)

A fundamental vantagem do TiNAl é que este revestimento forma uma densa e altamente adesiva camada protetiva de Al_2O_3 na sua superfície quando aquecido, prevenindo a difusão de oxigênio para o material do substrato. O uso de revestimento contendo Al é relatado também como sendo vantajoso em operações de usinagem que combinam altas temperaturas de corte com altas cargas mecânicas no material da ferramenta. Isto é usualmente explicado por dois efeitos: a formação de uma fina camada de Al_2O_3 na superfície da ferramenta forma uma barreira protetora contra o O_2 protegendo contra a tribo-oxidação. Isto é importante para as operações de corte interrompido também como para a redução do desgaste de entalhe na aresta de corte do metal duro. Uma outra razão para a boa resistência do metal duro é a comparativamente alta dureza a elevada temperatura. Verifica-se na figura 2.24 que o revestimento de TiNAl passa ser o mais duro que os outros revestimentos a partir de 800 °C. Isto propicia boa resistência ao desgaste abrasivo na usinagem em altas velocidades de corte. (Klocke, 1999).

A outra vantagem para as aplicações do revestimento de TiNAl em usinagem é a sua baixa

condutividade térmica. Conseqüentemente mais calor é dissipado via remoção do cavaco. Isto propicia que altas velocidades de corte sejam utilizadas, uma vez que a carga térmica no substrato é menor. Entretanto, o revestimento de TiAlN em geral mostra uma performance inferior quando comparado ao TiN nos casos de baixa velocidade de deslizamento ou em processos de corte interrompido, em função do seu elevado coeficiente de atrito e da sua fragilidade. (Hsieh, 1998).

A relatividade boa performance do TiAlN em elevadas velocidades de deslizamento é explicada pela sua baixa taxa de oxidação a elevadas temperaturas (Hedenquist, 1997).

A resistência à abrasão do revestimento determina a taxa de resistência ao desgaste da ferramenta. Em função da elevada dureza do filme, um desgaste homogêneo da ferramenta e a melhor resistência ao desgaste ocorrem quando a relação Al/Ti de 1.1 é mantida. (Tönshoff 1997)

Resumindo, as principais características dos revestimentos de TiAlN são:

- elevada resistência à oxidação que permite sua utilização em temperaturas elevadas;
- baixa condutividade térmica que protege a aresta de corte e incentiva a extração de calor pelo cavaco (tabela 2.3);
- elevada dureza a quente que oferece melhor proteção contra o desgaste;
- elevada resistência química que reduz o desgaste por difusão e, com isso, reduz o desgaste de cratera.

	TiN	(Ti,Al)N	Ti(C,N)
Composição química (%)	50Ti-50N	25Ti-25Al-50N	50Ti-25C-25N
Resistência a oxidação (°C)	500	800	-
Condutividade Térmica ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	30	22	43
Dureza ($kg.mm^{-2}$)	2200-2500	2500-3000	2800-3200

Tabela 2.3 Propriedades dos revestimentos (Van Stappen, 1995)

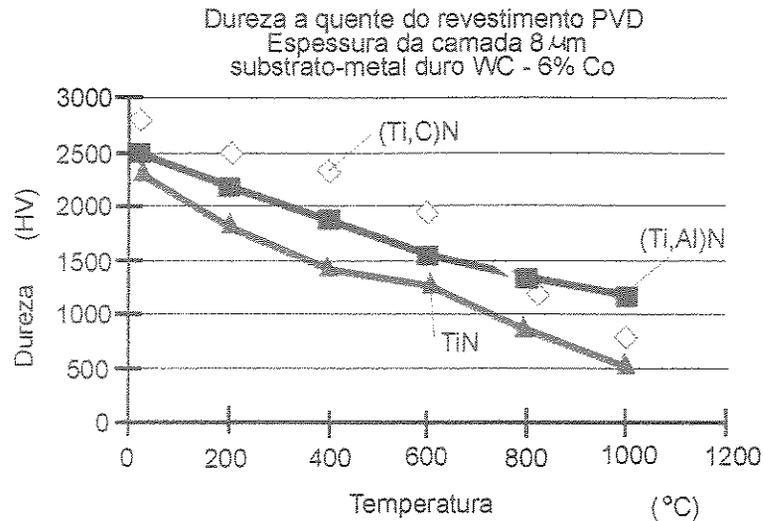


Fig 2.24 Variação da dureza dos diversos revestimentos em função da temperatura (Klocke, 1999).

2.9.4 - Fatores que interferem na performance do revestimento

Como resultado da pobre usinabilidade do metal duro, as propriedades da superfície são influenciadas pelo processo de retificação usado durante a manufatura das ferramentas de corte. Em particular a adesão dos filmes depende da estrutura da superfície do substrato. As altas forças adesivas desenvolvidas na usinagem a seco causam elevadas forças de cisalhamento na interface superfície-revestimento. Quando se executa a usinagem com fluido em abundância, a resistência da interface é suficiente, porém na usinagem a seco as variações de propriedades na interface causam diferenças na vida da ferramenta. As altas cargas de cisalhamento na interface causadas pelas elevadas forças adesivas na usinagem a seco demandam uma elevada resistência de interface das ferramentas revestidas (Tönshoff, 1997). A compressão e o espalhamento do aglomerante (cobalto) na retificação do metal duro tem um importante efeito na perda da resistência da superfície do substrato.

O microjateamento do metal duro é o método utilizado para mudar a micro-topografia bem como a integridade de superfície da ferramenta (substrato). Os efeitos do microjateamento na superfície dependem do tamanho do grão utilizado nesta operação. Quando o tamanho do grão do material de jateamento é maior que o tamanho do grão do metal duro, fortes deformações plásticas são induzidas na superfície, porém, quando esta operação é executada com grãos do

material de jateamento menores que o tamanho do grão do metal duro o efeito abrasivo do microjateamento é aumentado. A resistência na interface também é influenciada pela pressão de jateamento. O forte impacto do material do jateamento causado pela alta pressão de operação pode mudar a geometria da ferramenta e pode causar fadiga na superfície do substrato. Os melhores resultados são encontrados quando a pressão de jateamento é em torno de 2 bar. Para pressões elevadas de jateamento, como por exemplo 5 bar, a deterioração da aresta de corte não é homogênea, há o arredondamento da aresta de corte e a resistência da interface é reduzida. A alteração da geometria da ferramenta bem como os danos na sub-superfície da ferramenta podem ser evitados pelo jateamento a baixa pressão. (Tönshoff 1997).

O fresamento é o processo de usinagem cuja característica é o corte interrompido. A capacidade de absorver trincas é um requisito importante, dada pelos revestimentos estruturados de múltiplas camadas. Os revestimentos de monocamadas como TiN ou TiAlN levam a trinca para o substrato imediatamente após a sua ocorrência (fig. 2.25). A absorção de trincas é o mais importante requerimento atendido pelos revestimentos de multicamadas como, por exemplo, TiCN estruturado para usinagem a alta velocidade de corte (Cselle, 1995)

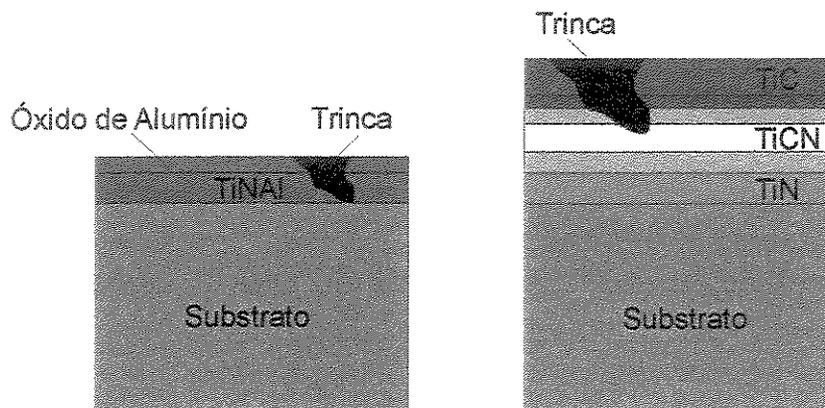


Fig 2.25. Propagação de trincas em revestimentos (Cselle, 1995).

A resistência à oxidação do revestimento de $(Ti_{1-x}, Al_x)N$ depende da proporção de alumínio e de titânio no revestimento. A oxidação inicia-se a $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ para $x = 0,25$ isto é, a resistência a oxidação do revestimento $(Ti_{0,75}, Al_{0,25})N$ é de $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ e cresce para $830\text{ }^{\circ}\text{C}$ quando $x = 0,6$, ou seja é de $830\text{ }^{\circ}\text{C}$ para o revestimento de $(Ti_{0,4}, Al_{0,6})N$. A resistência a oxidação do revestimento cresce com aumento da concentração de alumínio. Os revestimentos de maior espessura propiciam uma maior vida da ferramenta. Revestimentos de espessuras de $6\text{ }\mu\text{m}$ mostraram uma

performance superior com boa adesão do filme (Tönshoff, 1997).

Como a produção de nanogrãos ainda continua extremamente cara, metal duro com um núcleo tenaz e uma superfície dura usando uma estrutura em gradientes está sendo desenvolvida (Cselle, 1999).

As ferramentas de metal duro freqüentemente são expostas a uma faixa extremamente longa de requisitos. Enquanto a superfície está exposta ao desgaste e as altas temperaturas, outras áreas são sujeitas a flexão e a tensões de compressão. Isto levou ao desenvolvimento do metal duro baseado em WC-Co com adições de TiC e TaC cuja composição ou microestrutura varia localmente. Estes materiais são denominados “Functionally Graded Materials” (FGMs). Este conceito permite a produção de metal duro com propriedades controladas, tanto funcional como térmica em função da variação estrutural. As tensões que ocorrem durante o resfriamento das temperaturas de sinterização, em função dos diferentes coeficientes de dilatação térmica dos componentes individuais, podem ser reduzidas efetivamente graças às transições da microestrutura. A produção de estruturas graduais é controlada por difusão e ocorre numa atmosfera controlada durante o processo de sinterização. A formação das zonas de transição graduais depende em grande parte da composição química, isto é, da quantidade de TiC/TaC. A microestrutura das zonas graduais pode ser dividida em geralmente em quatro tipos (figura 2.26):

1. Superfície rica em Ti (C,N) com uma transição em gradiente para o material base WC – TiC – Co.
2. Superfície rica em WC - Co com uma transição em gradiente para o material base como descrito no item 1.
3. Camada superficial de Ti(C,N) sobre uma zona rica de WC - Co seguida de estrutura descrita no item 2
4. Camada superficial de Ti(C,N) numa estrutura gradual como descrita no item 1

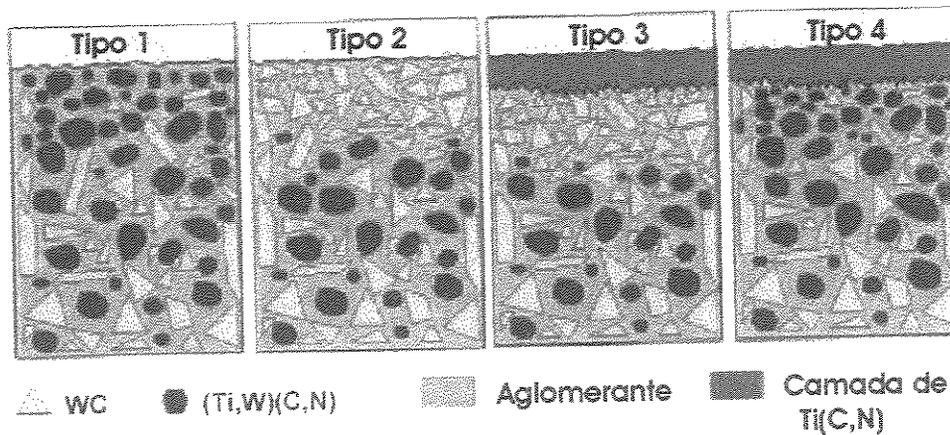


Figura 2.26 Tipos de Metal duro Gradual (Dreyer, 2000)

O metal duro com a microestrutura funcional do tipo 2 é comercialmente disponível e usado como substrato para ferramentas revestidas em função do controle da tenacidade. As outras microestruturas estão sendo intensivamente pesquisadas para no que se refere a sua performance em usinagem (Dreyer,2000)

O aumento do conteúdo de cobalto acrescenta tenacidade e a sua diminuição aumenta a resistência à deformação e ao desgaste. Se, por exemplo, a composição do substrato for de 6% de cobalto, a zona enriquecida poderia ter cerca de 12% de cobalto na superfície e a concentração cairia gradualmente até alcançar a composição de base. O tamanho de zona enriquecida por cobalto tem cerca de 0,012 mm de espessura. Ajustando-se a concentração de cobalto na superfície pode-se criar pastilhas tenazes no núcleo e duras na superfície ou duras no núcleo e tenazes na superfície (Koelsh, 2000).

Uma superfície muito tenaz, mesmo que muito fina impediria que uma trinca se propagasse para dentro do centro muito duro, mas frágil. O inverso também é verdadeiro. Em cortes interrompidos pode-se usar um núcleo duro com a superfície tenaz. O cobalto na interface com a resta de corte oferece tenacidade na aresta para evitar lascamento à medida que a ferramenta bate na peça. Uma área externa tenaz sobre um núcleo duro permite que a ferramenta corte estes materiais a velocidades e avanços mais rápidos com menor risco de lascamento. (Koelsh, 2000)

Está é uma excelente solução para ferramentas com arestas cilíndricas como alargadores e fresas de topo reto, mas com ferramentas que tem arestas radiais como brocas e fresas cônicas, a

dureza e o comportamento de corte poderia variar muito e o desgaste da aresta poderia ocorrer muito rápido. (Cselle,1999)

2.10 - Fatores que Influenciam na Vida das Ferramentas.

2.10.1 - Mecanismos de desgaste.

O desgaste da ferramenta é uma combinação de processos físicos e químicos que remove continuamente pequenas partes do material da aresta de corte durante a usinagem. É estimado que 50% do desgaste é causado pela abrasão, 20% pela adesão e 10% pela ação química, enquanto que os remanescentes 20% estão comprometidos com todos os outros mecanismos especialmente difusão. (Kopac, 1998) A real causa e a exata porcentagem de desgaste de cada fonte é muito difícil de ser associada. O desgaste é um fenômeno negativo na ferramenta de corte e depende de:

- Combinação de material da peça e material da ferramenta;
- Parâmetros de corte;
- Fluido de corte;
- Temperatura na aresta de corte;

O desgaste da ferramenta é o resultado da interação mecânica (física) e química da ferramenta com a peça e pode ser escrita como:

$$W_{tot} = W_{mec} + W_{quim}.$$

Onde:

W_{mec} é o desgaste termodinâmico (basicamente abrasão)

W_{quim} é o desgaste termoquímico resultante das interações químicas entre a ferramenta, a peça e o ambiente.

Abrasão é o mecanismo de desgaste onde as partes duras se introduzem nas partes macias entre superfícies causando o esmerilhamento e removendo partes do material da ferramenta. O volume do desgaste por abrasão aumenta linearmente com a força de corte, a qual depende diretamente de fatores como velocidade de corte, avanço, etc. A dureza elevada do material da

ferramenta de corte reduz o desgaste por abrasão.

Adesão é o mecanismo de desgaste onde micro-pontos de solda entre o material da ferramenta de corte e o material da peça são formados. Nos picos de rugosidade de ambos os materiais a pressão e a temperatura promovem a micro-soldagem. Uma vez que existe no corte o deslizamento relativo entre as superfícies, os micro-pontos de solda são quebrados várias vezes por segundo. Isto remove o material da ferramenta e é mais pronunciado quando existe afinidade entre o material da peça e da ferramenta.

Komanduri, 1993 cita que Opitz e Konig encontraram variações no mecanismo de desgaste com o aumento da velocidade de corte e mostra que eles desenvolveram um diagrama esquemático de variação de desgaste da ferramenta com o aumento da temperatura, ou velocidade de corte. A baixas e médias velocidades de corte o desgaste era predominante na face da superfície de folga e associado com a formação da aresta postiça de corte e ao periódico cisalhamento do material aderido à ferramenta. Com o crescimento da velocidade de corte, a deformação plástica da aresta de corte era percebida, resultando na falha da ferramenta. A velocidades de corte mais elevadas, as reações de difusão entre o cavaco e o material da ferramenta foram encontradas como resultado do aumento do desgaste de cratera. A oxidação do metal duro ocorreu a altas temperaturas de corte.

O desgaste por difusão tribo-química aumenta em elevadas temperaturas (600 a 1200 °C). Estas temperaturas são alcançadas nas altas velocidades de corte usando ferramentas de metal duro. Uma grande cratera formada na superfície de saída da ferramenta pode ser encontrada, especialmente no metal duro de composição WC – Co. Nas faixas de elevadas velocidades de corte, em função do aumento da temperatura com a velocidade de corte, o desgaste da ferramenta cresce exponencialmente como mostra a figura 2.27 (Kopac, 1998).

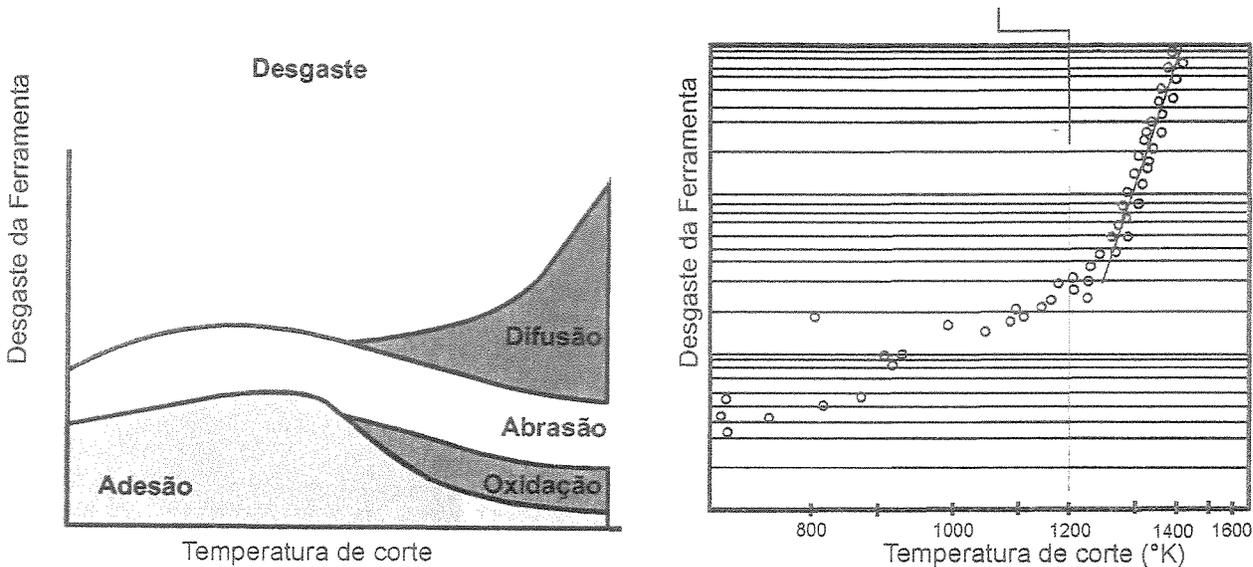


Figura 2.27. Mecanismos de desgaste (Komanduri, 1993) e evolução do desgaste em função da temperatura (Kopac, 1998)

2.10.2 - Qualidade da Ferramenta

Dewes, 1999, apresentou o resultado de testes efetuados com 10 diferentes fornecedores de ferramentas de metal-duro micro grão que pode ser visto na figura 2.28. Avaliaram-se diversas fresas de diâmetro de 6 mm de ponta esférica de dois ou quatro cortes. Todas elas foram fixadas por pinça com um balanço de 30 mm e as ferramentas atenderam a exigência de batimento radial menor que 8 micra. As ferramentas testadas eram revestidas com TiN, TiCN, TiNAl e TiN/AlN e também se testou ferramentas sem revestimento. O material da peça era o aço AISI H13 com dureza de 49 a 52 HRC e usou-se ar comprimido como fluido refrigerante. A velocidade de corte do ensaio foi de 200 m/min o que corresponde à rotação de 19195 rpm e o avanço por dente foi de 0,1 mm. Os valores de a_p e a_e eram idênticos a 0,5 mm e o sentido de corte foi o concordante. As fresas foram montadas numa máquina HSC de três eixos de forma que o ângulo da superfície usinada em relação ao centro da fresa era de 90° e o critério de fim de vida foi desgaste de flanco de 0,3 mm. Notaram-se que substanciais diferenças na vida da ferramenta foram obtidas de diferentes produtos comerciais e diferenças de até 300% foram observadas entre produtos de mesmo revestimento e substrato. Isto foi basicamente função da utilização de tecnologia de revestimento diferente. Os valores mais longos de vida ocorreram para o revestimento de TiNAl. O custo das ferramentas revestidas variou de um fator de ~ 3 , sendo que em geral grandes

comprimentos usinados foram obtidos com as ferramentas mais caras.

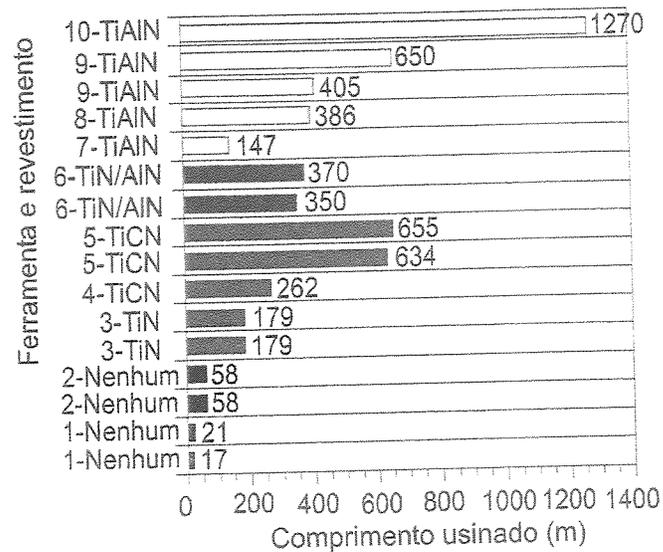


Fig 2.28. Performance de diferentes ferramentas na usinagem de material endurecido (Dewes, 1999).

2.10.3 - Fluido de Corte

Dewes, 1999 realizou um experimento fatorial para determinar a influencia de diferentes sistemas refrigerantes na vida da fresa de topo esférico diâmetro de 6 mm 4 cortes revestida com TiCN. Foram comparadas as influências do ar como fluido refrigerante, dois diferentes sistemas de névoa, e a utilização abundante de fluido de corte com duas pressões diferentes. O material da peça era o aço AISI H13 com dureza de 49 a 52 HRC. O primeiro sistema de névoa era o comercial “Jet Thrust” que usava tanto fluido refrigerante como lubrificante. Os fluidos eram armazenados em tanques separados e bombeados a uma pressão de 0,7 bar para compor a névoa. Ar comprimido a 4 ~ 5 bar acelerava a mistura através de um bocal para produzir um spray que fluía a velocidade de até 20 m/s (a vazão do fluido refrigerante era de 700 ml/hora e o fluxo de lubrificante era de 10ml/hora). O refrigerante usado era fluido sintético incorporado com aditivo detergente e anticorrosivo. Ele foi diluído em água a concentração entre 5 – 7,5% de solução antes da utilização. O lubrificante era um óleo mineral com aditivos de alta performance. O segundo sistema de névoa era o “Directamist”, um dispositivo simples com uma mangueira e um bocal, um bloco principal com duas entradas, uma para ar e outra para o fluido. O fluido era

aspirado por uma corrente de ar no bloco principal e levado até o bocal pela mangueira, onde era atomizado por um jato de ar a 5 bar. Pelo ajuste do fluxo de ar no bloco principal ou pela mudança do diâmetro do orifício a vazão do fluido podia ser controlada. Este sistema permite apenas a utilização de um único fluido e a vazão do lubrificante utilizada foi de 35 ml/hora. Um dos sistemas de fluido de corte em abundância era alimentado a pressão de 27 bar, fluía através de oito bocais de refrigeração da máquina. Para os testes de usinagem com fluido a alta pressão um sistema externo com dois bocais de diâmetro de 2 mm fornecia 26 l/min a pressão de 70 bar. O fluido utilizado foi o emulsionável à concentração de 5%.

O efeito do fluido de corte na vida da ferramenta a velocidades de corte de 100 e 200 m/min pode ser observado na figura 2.30. Os valores de a_e e a_p foram 0,5 mm, o avanço por dente foi de 0,1 mm.

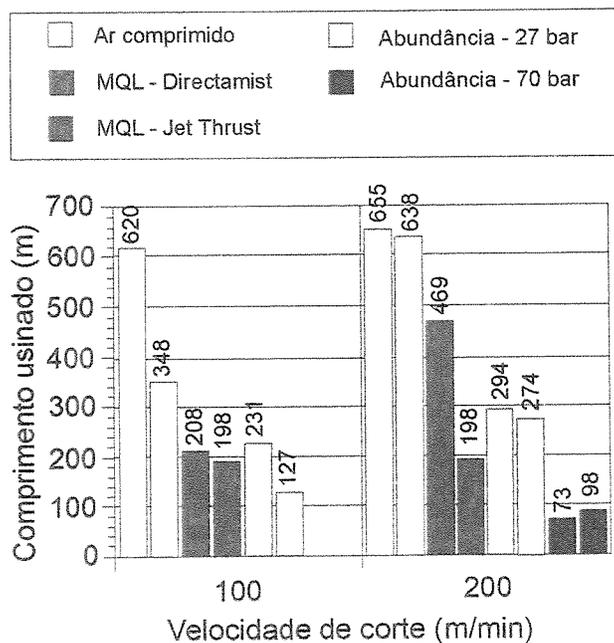


Figura 2.29. Influência do tipo de fluido na vida da ferramenta (Dewes, 1999).

Os melhores resultados foram obtidos com a velocidade de corte de 200 m/min usando como fluido refrigerante o ar comprimido como pode ser visto na figura 2.29. Em baixa velocidade de corte, o choque térmico causado pela ação do fluido de corte tem efeito adverso na vida quando comparado com a velocidade de corte alta. O provável efeito de vórtice provocado pela alta rotação da ferramenta (19195 rpm) poderia ter dificultado o fluido de atingir e refrigerar

a zona de corte, prevenindo assim um significativo efeito do choque térmico. Um outro fator a ser considerado é que em função do tamanho da peça e da alta velocidade, o tempo de permanência da ferramenta em corte (0,4 ms) quando comparado com o tempo da ferramenta fora de corte (2,73 ms) poderia explicar a menor variação de temperatura.

Na velocidade de corte de 100 m/min há pouca diferença entre a vida da ferramenta obtida pelo sistema de refrigeração abundante e as duas unidades de geração de névoa. Porém em alta velocidade de corte há uma notável diferença na vida da ferramenta entre os dois sistemas mostrando que um deles provavelmente é mais efetivo na remoção do calor e, portanto causando choque térmico na ferramenta que resulta numa menor vida.

O menor valor da vida ocorreu com a utilização da alta pressão de refrigeração. Provavelmente o fluido sobre alta pressão atingia a ferramenta e provocava vibração. Sem o fluido, mesmo com a ferramenta desgastada não houve vibração. A substituição da ferramenta de diâmetro de 6 mm por uma de diâmetro de 10 mm mostrou que a vibração ocorria somente quando se utilizava o fluido.

2.10.4 - Material da Peça

Dewes (1999) realizou um experimento fatorial para determinar a influencia de diferentes materiais da peça na vida da fresa de topo esférica diâmetro de 6 mm 4 arestas revestida com TiCN. Os materiais testados foram o aço AISI H13 com durezas de 49 – 52 HRc e com 230 HB, o aço AISI P20 com 32 HRc e o aço En30B equivalente ao DiN 1.2767 com 50 ~ 52 HRc. Os blocos de material mediam 100 x 100 x 200 mm. A ferramenta utilizada foi da classe GC 1020 e a velocidade de corte foi de 200 m/min, $f_z = 0,1$ mm, a_p e a_e iguais a 0,5 mm, sentido concordante usando ar comprimido como fluido refrigerante.

Os valores de vida da ferramenta para este teste estão mostrados na figura 2.30. Pode-se ver que a mais longa vida é para o aço En30B. Vidas levemente inferiores foram encontradas para o aço AISI P20 e o AISI H13 e surpreendentemente a menor vida foi para o aço AISI H13 recozido. Uma possível razão para isto é que altas forças de corte podem ter ocorrido com o

material mais macio resultando em altas taxas de desgaste e lascamento.

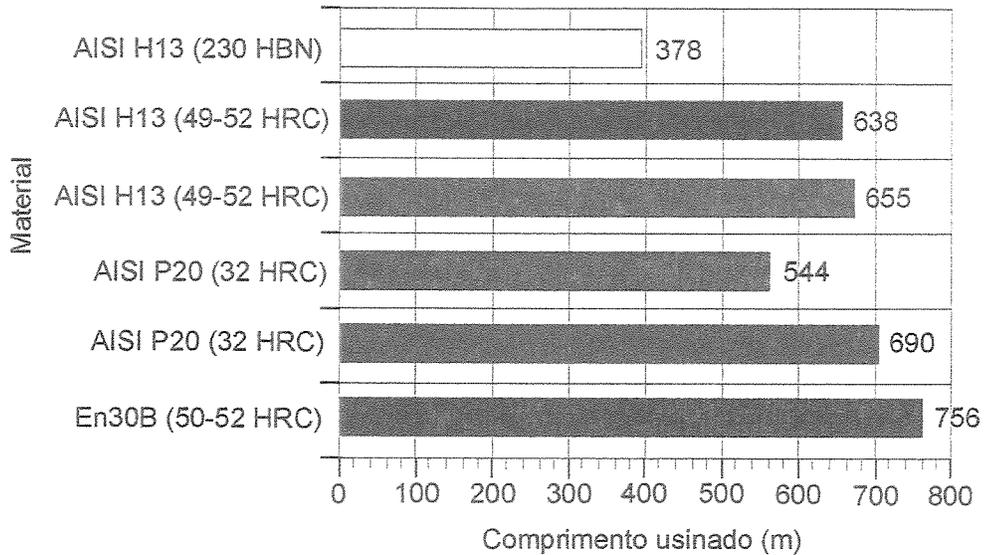


Figura 2.30. Variação da vida da ferramenta em função do material da peça (Dewes, 1999).

2.10.5 - A relação entre a_p e a_e .

A análise da relação entre os valores da profundidade de usinagem e da largura de corte e a sua influência na vida da ferramenta foi analisada para uma fresa de diâmetro de 2 mm de ponta esférica com haste reforçada de diâmetro de 4 mm de dois cortes, revestida com TiAlN. O material da peça era o aço SKD6 com 40 HRC (equivalente ao aço AISI H11). Toda a análise foi feita para o produto $a_p \times a_e$ igual a 0.25 mm^2 em função do aumento da probabilidade de quebra da ferramenta quando se trabalhava com valores maiores. A vida da ferramenta atinge valores ótimos quando a relação $a_p/a_e = 1$ conforme mostrado na figura 2.31. (Miyaguchi, 2001).

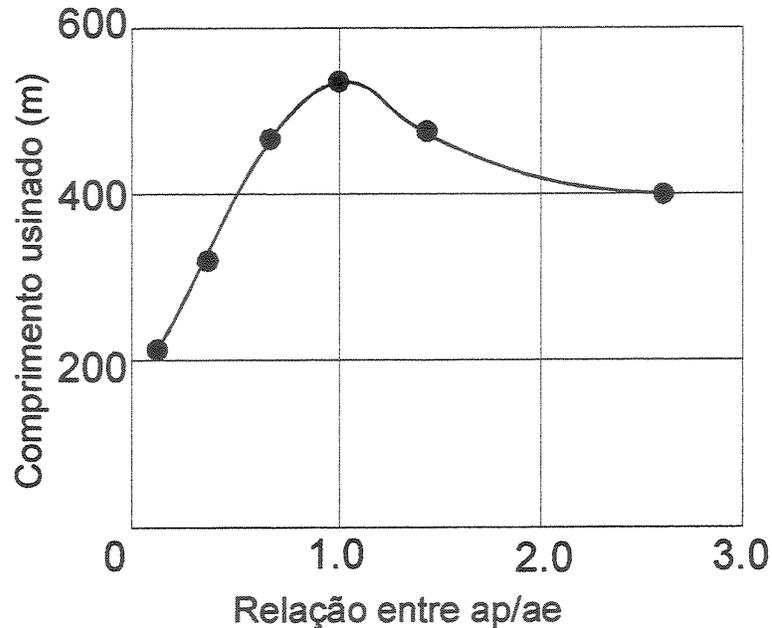


Figura. 2.31. Influencia da relação entre a_p e a_e na vida. (Miyaguchi, 2001).

2.10.6 – O sentido de corte

No fresamento de cavidades, principalmente no emprego de fresas de topo muito longas, Klocke, 1999, recomenda que os movimentos da fresa sejam fixados de modo que o fresamento seja sempre efetuado do modo concordante. A mudança constante de trajetória de discordante para concordante e vice versa, como estratégia para a usinagem de desgaste de aços temperados, leva a ruptura da aresta de corte após pouco tempo de corte.

Bagard, 1995, afirma que falar de sentido discordante ou concordante quase não tem sentido em usinagem de formas complexas. O trabalho nos dois sentidos é o mais freqüente em usinagem clássica mas, do ponto de vista do estado de superfície ele não deve ser preferido. No trabalho em um só sentido os estados de superfície são sempre melhores; flexões, erros de trajetórias e estrias são, de fato, semelhantes de uma trajetória a outra. Mas na prática a má qualidade do estado de superfície quando se corta nos dois sentidos é muito relativa e sem grandes conseqüências sobre os custos adicionais de polimento. Além disso o corte num só sentido pode elevar muito o tempo de fabricação e promover um ganho de polimento limitado.

2.11 - Força de Corte

2.11.1 - Introdução

A análise da força de corte no processo de usinagem é o objetivo de diversos investimentos de pesquisa em função da sua importância para o projeto de ferramentas de corte e de máquinas-ferramenta. O desempenho atribuído ao processo de usinagem, como a estabilidade dinâmica, a precisão de posicionamento do conjunto ferramenta-peça, as condições da ferramenta de corte, as condições da superfície usinada e os erros do processo que se refletem na qualidade do produto é algumas vezes explicadas com base na análise das forças atuantes na usinagem. Com o advento das novas máquinas ferramentas é fundamental compreender as forças de corte geradas para um perfeito monitoramento e diagnóstico do processo. A modelagem da força de corte em relação aos parâmetros do processo na maioria das vezes é o elemento chave para planejamento, otimização e automação das operações de usinagem (Zeng, 1996).

O estudo das forças de usinagem data dos primeiros trabalhos de Koenigsberger e Sabberwal. A relação entre largura do cavaco e força de corte normal local foi sugerida e nesta base a força pulsativa durante o fresamento de faceamento foi investigada (Zeng, 1996).

Existe uma correlação entre a força de corte radial e tangencial a uma pressão constante a qual está associada à espessura do cavaco (Tlustý e MacNeil, 1975)

Na literatura a grande maioria das análises da força de corte foi formulada para a ferramenta monocortante. No caso das ferramentas rotativas de vários cortes Kline e et al recomendam a integração numérica da ferramenta constituída por pequenos elementos diferenciais ao longo do eixo . O efeito do batimento da ferramenta foi considerado em termos da cinemática de usinagem e forças. Zheng também afirma que Sutherland e DeVor melhoraram o modelo levando em conta a deflexão do conjunto ferramenta-peça (Zheng, 1996).

2.11.2 - Modelagem Analítica

Shatla, 2000 afirma que a teoria de usinagem preditiva, desenvolvida por Oxley, 1982 pode ser utilizada para prever forças, temperaturas, tensões médias, deformações e taxas de deformação partindo das propriedades mecânicas e térmicas do material da peça da geometria da ferramenta e das condições de usinagem.

A base da teoria consiste em analisar, em termos do ângulo de cisalhamento mostrado na figura 2.32, a distribuição de tensões ao longo do plano de cisalhamento AB (zona primária de deformação) e a interface cavaco ferramenta (zona secundária de deformação). O valor do ângulo de cisalhamento θ é selecionado de tal forma que a resultante das forças transmitidas por AB e pela interface ferramenta cavaco estejam em equilíbrio. Uma vez determinado o ângulo θ , a espessura do cavaco t_2 , os vários componentes da força de corte podem ser calculados. A espessura do cavaco e os valores da força de corte previstos por esta teoria apresentam uma boa correlação com os experimentos do torneamento ortogonal.

A teoria de Oxley tem sido usada para:

1. prever forças de corte no torneamento oblíquo;
2. estimar forças de corte no torneamento usando ferramentas de pontas oblíquas;
3. prever fluxo de cavaco e forças de corte usando ferramenta de corte não oblíquas com raios de ponta;
4. estimar temperaturas e taxas de desgaste de ferramentas no torneamento ortogonal;
5. prever forças de corte no fresamento de faceamento, usando ferramentas não oblíquas com raio de ponta;
6. obter a direção do fluxo de cavaco e forças de corte no torneamento oblíquo com ferramentas de raio de ponta;

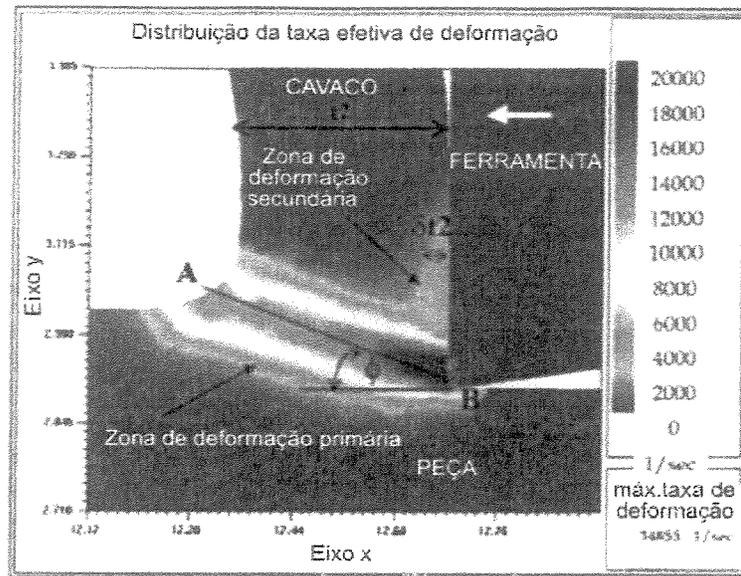


Figura 2.32. Região de formação do cavaco e os parâmetros da teoria de Oxley (Shatla, 2000).

Um software denominado “OX-CUT” baseado nas teorias de Oxley pode prever forças de corte, tensões médias, distribuição de temperaturas na interface ferramenta cavaco tendo como informações de entrada as propriedades mecânicas e térmicas do material, condições de usinagem e a geometria da ferramenta. Esta geometria é informada através de elementos infinitesimais de aresta de corte. Este programa foi usado com sucesso para prever forças de corte, tensões médias e temperaturas na zona de interface ferramenta-cavaco nas operações de fresamento com fresa de topo esférico em titânio Ti6Al4V e de furação do aço AISI 1045. Os resultados obtidos apresentavam boa correlação com resultados experimentais publicados (Shatla, 2000).

A modelagem e a simulação do processo de usinagem tem o potencial de prover melhorias para o desenho das ferramentas de corte e na seleção das melhores condições de usinagem, especialmente em aplicações como high speed milling. Ozel, 2000, utilizando um software comercial de elementos finitos, “DEFORM – 2DTM”, largamente utilizado para simular o processo de forjamento, modelaram e simularam no fresamento com fresa de topo reto de duas arestas a operação de abrir rasgos no aço AISI P20 com dureza de 30 HRC e perceberam que as forças de usinagem previstas no processo apresentavam boa correlação com os ensaios experimentais. Porém em função da limitação de recursos computacionais somente foi simulado um quarto da rotação da fresa. Nesta modelagem e simulação estes autores trabalharam com dois

valores diferentes de avanço (0,1 e 0,155 mm/dente) e três valores diferentes de velocidade de corte (100, 200 e 300m/min), e profundidade de usinagem igual à espessura da peça (1mm) e a largura de corte igual ao diâmetro da fresa (15,88mm). O aumento da velocidade de corte resultou na diminuição da força de corte. O aumento do avanço resultou no aumento da força de corte. A comparação dos resultados da simulação com os ensaios experimentais efetuados pelos autores com velocidades de 200 e 300 m/min sugere que é possível prever forças de corte com razoável precisão (Özel, 2000).

Zeng et al, 1996, desenvolveram uma modelagem tridimensional para a operação de fresamento tangencial com fresa de topo reto que permitiu prever as forças de avanço, a força perpendicular à direção de avanço e a força de penetração. Experimentos realizados pelos autores com fresa de aço rápido com ângulo de hélice de 30° Ø 7/16 quatro cortes, na liga de alumínio 7075 – T6, numa fresadora vertical mostram uma boa convergência entre os valores experimentais e valores previstos pelo modelo para a força de usinagem, nas velocidades de corte convencionais.

Rotberg, 1997, apresentou um novo método para uma rápida avaliação de força de corte no fresamento, que combina um procedimento experimental aliado a um software interativo. As funções básicas da força de corte são obtidas de um único experimento de medição da força do par ferramenta peça com uma ferramenta monocortante no fresamento de um canal, com o máximo avanço, sob condições de baixo impacto. As expressões da força de usinagem são então integradas e superpostas usando um procedimento padronizado para determinar a força total de qualquer operação de fresamento com qualquer geometria de fresa de múltiplos corte. O autor sugere que este método pode ser aplicado ao fresamento de alta velocidade e para todas as geometrias da ferramenta de corte.

2.12 - A Vibração no Processo de Usinagem

Uma série de fatores como o material da ferramenta, a rigidez da interface ferramenta porta-ferramenta e a conexão com a árvore têm um impacto na propriedade dinâmica da ferramenta de corte. A rigidez de uma ferramenta de ponta esférica pode ser aproximada à de um

cilindro engastado e assim a sua deflexão, quando submetida a uma força na extremidade é dada pela equação 2.7. Nesta equação F é a força na extremidade do cilindro, l é o comprimento em balanço, E é o módulo de elasticidade do material, e I é o momento de inércia da seção transversal.

$$\delta = \frac{Fl^3}{3EI} \quad \text{Equação 2.7.}$$

O momento de inércia da seção transversal de um cilindro é dado pela equação 2.8 onde d é o diâmetro da seção transversal.

$$I = \frac{\pi d^4}{64} \quad \text{Equação 2.8}$$

Pela combinação das duas equações podemos perceber que a deflexão da ferramenta é proporcional ao cubo do comprimento e inversamente proporcional a quarta potência do diâmetro como mostrado na equação 2.9.

$$\delta = K \frac{l^3}{d^4} \quad \text{Equação 2.9}$$

Logo podemos afirmar que durante o fresamento de topo, para um mesmo diâmetro de ferramenta, o acréscimo de comprimento de 20% promove o aumento da deflexão em 72,8% para as mesmas condições de corte. Expressando esta mesma relação em outras palavras podemos afirmar que a redução do comprimento em 20% reduz a flexibilidade em 51,2%. A mesma análise feita para um mesmo comprimento de montagem mostra que uma redução de 80% no diâmetro da ferramenta aumenta em 144% a flexibilidade para as mesmas condições de usinagem, por outro lado se aumentarmos o diâmetro em 20% conseguimos uma redução da flexibilidade de 48,2%. Deve-se portanto usar a ferramenta de maior diâmetro possível com a montagem mais curta possível. Isto restringe a usinagem HSM quando se tenta usinar cavidades estreitas e profundas (Dewes, 1997).

A diferença entre os módulos de elasticidade do aço e da ferramenta de metal duro sugere a utilização de ferramentas maciças de metal duro porém, com o aumento do diâmetro as frequências naturais das ferramentas de metal duro e do aço tornam-se próximas umas das outras. A razão disto está no fato que com o aumento de diâmetro o benefício da utilização da haste de metal duro, isto é, o alto modulo de elasticidade quando comparado com o aço, é suprimido pelo aumento de densidade. Em função da massa elevada, a frequência natural de ferramentas de grande diâmetro é, para relações l/d iguais, menor que a frequência natural de ferramentas com diâmetros menores (Schulz, 1999).

2.12.1 - Modos de Vibração

Vibração Livre – é a resposta da ferramenta às condições iniciais e tem este nome porque a ferramenta está livre das forças externas quando ela ocorre. Durante o período que não ocorre o corte na usinagem interrompida a força de corte é eliminada e a ferramenta oscila a partir da sua posição defletida. Na usinagem estável com amortecimento estrutural a amplitude da vibração relativa entre a ferramenta de corte e a peça irá decrescer com o tempo embora a frequência ou o período de vibração não mude (Stern,1995).

Vibração Forçada – é a resposta do sistema de usinagem a uma excitação e ocorre na mesma frequência da excitação. Entretanto se a magnitude da excitação se mantém fixa a amplitude da vibração forçada se mantém constante ao longo do tempo. Um exemplo comum de vibração forçada é o deslocamento radial causado pelo desbalanceamento resultando em uma força vibratória durante a rotação. A magnitude da força está associada ao quadrado da rotação (Stern,1995).

Vibração Auto Excitada – é a resposta do sistema de usinagem em trabalho. Em um sistema auto-excitado uma força de entrada constante como a força de corte num processo de usinagem estável produzindo um cavaco contínuo, pode ser modulada em uma resposta que periodicamente está variando. Ao longo do tempo, dependendo da estabilidade do sistema, a amplitude da resposta pode decair (mantendo estável), manter-se constante (permanecer marginalmente estável) ou aumentar (tornar-se instável). Um exemplo comum de vibração auto-excitada, o

chatter, é usualmente causado por ondas regenerativas no qual cada aresta de corte envolvida na usinagem corta uma superfície já ondulada feita pela aresta anterior. As ondas regenerativas começam quando no iniciado corte, a ferramenta vai de uma condição de não corte para uma condição de corte, resultando numa vibração transiente. A defasagem entre a vibração da ferramenta e as ondas superficiais na peça resultam em uma espessura variável do cavaco o qual pode levar ao “chatter” posterior (Stern,1995)

2.12.2 - O “Chatter” no fresamento.

As vibrações de “chatter” ainda são o maior fator limitante para as altas taxas de remoção de material na usinagem. Há um grande numero de pesquisas envolvidas no estudo e compreensão deste fenômeno vibratório. O “chatter” ocorre em função da vibração estrutural relativa entre a ferramenta e a peça na região de corte. Considere o simples caso onde a ferramenta tem uma flexibilidade na direção de avanço x e na direção normal y . Quando uma aresta da ferramenta entra no corte ela excita os modos naturais de vibração da estrutura que reponde a excitação deixando uma superfície usinada com ondulações superficiais em função do transiente vibratório. Quando a aresta seguinte passa, ela também experimenta vibrações deixando como consequência uma superfície ondulada. A espessura do cavaco é dependente não somente da dinâmica da movimentação de corpo rígido que é responsável pelo avanço, mas também das vibrações presentes e das marcas de vibrações passadas deixadas na superfície que esta sendo usinada (figura 2.33). Se a vibração presente que atua na interface ferramenta-peça esta paralela ou em fase com a vibração deixada na superfície pela passada anterior a espessura dinâmica do cavaco permanece a mesma apesar da vibração. Entretanto quando o deslocamento de fase é próximo de 180 graus a espessura do cavaco então oscila entre dois valores extremos. Se o sistema não pode absorver a energia, o processo se torna instável e as vibrações podem crescer exponencialmente até que a ferramenta pule para fora do corte ou quebre. Uma vez que a força de corte é proporcional a espessura do cavaco, ela também oscila com uma grande amplitude podendo provocar danos na peça, na ferramenta e até mesmo nos rolamentos da árvore. O “chatter” ocorre próximo a um dos modos dominantes de vibração da estrutura da máquina ferramenta. A baixas velocidades e a cortes pesados o “chatter” é dominado pelas baixas frequências da árvore e da estrutura das colunas da mesa da máquina. Os modos naturais de alta

freqüência da estrutura da máquina ferramenta como da árvore da máquina ou da fresa pode dominar o “chatter” a altas velocidades de corte (Altintas, 2000)

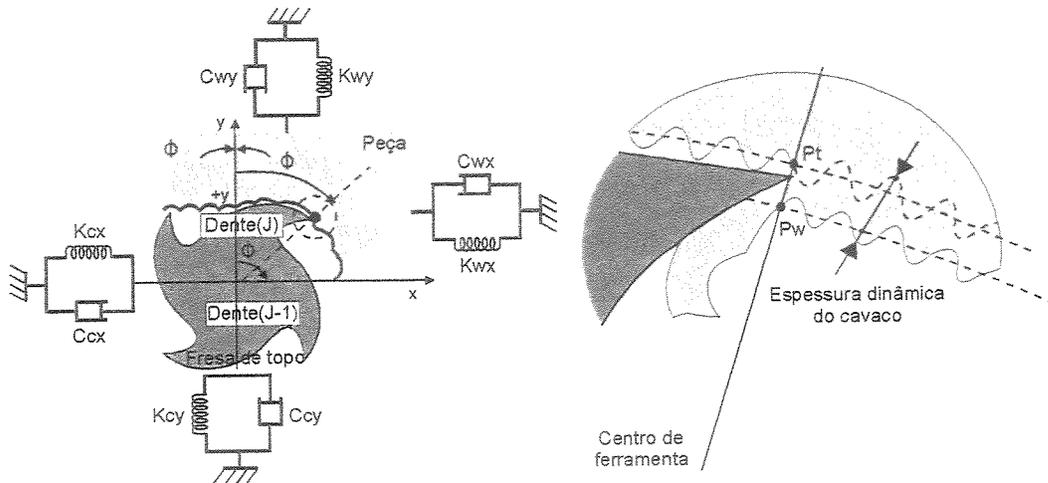


Figura 2.33. Espessura dinâmica do cavaco vibração da ferramenta de corte(Altintas, 2000).

2.12.3 - Sintonia do Comprimento da Ferramenta

A ocorrência de “chatter” é uma das mais significativas limitações no aumento da taxa de remoção de material no fresamento. Como resultado um bom volume de pesquisa tem sido direcionada para a supressão e prevenção de chatter. As técnicas descritas na literatura incluem a seleção da rotação da árvore para tomar vantagem do fenômeno dos lóbulos, redução das profundidades axiais e radiais, modificação da trajetória da ferramenta, utilização do espaçamento não proporcional dos dentes da fresa e o uso de processos de amortecimento. Todas estas técnicas aceitam como fixa a dinâmica da máquina ferramenta, da peça e da ferramenta e então se ajustam os parâmetros de usinagem para evitar o chatter.

Em particular em “high speed milling” onde se deseja utilizar a árvore à rotação mais alta possível é possível usar uma aproximação alternativa, ajustando a dinâmica estrutural para fazer o melhor uso das capacidades da árvore. Para uma árvore com torque constante é neste valor de rotação que a potência será a maior possível. O maior valor da taxa de remoção de material é atingido pelo arranjo dos sistemas para que a rotação mais alta da árvore esteja na região de estabilidade dos lóbulos de rotação da árvore.

Nos sistemas com uma dinâmica simples as zonas de estabilidade ocorrem onde um múltiplo inteiro da freqüência de passagem dos dentes casa com a freqüência natural do modo mais flexível de acordo com a equação 2.10, onde f é a freqüência natural de vibração do elemento mais flexível, a é um inteiro maior que zero; n é a rotação da árvore em revoluções por minuto e z é o número de dentes da ferramenta.

$$f = \frac{a.n.z}{60} \quad \text{Equação 2.10}$$

A faixa de estabilidade é mais longa quando o valor de a na equação acima é igual à unidade. Pelo aumento ou redução do comprimento da ferramenta é possível mudar a freqüência natural dominante. Em geral com o aumento do comprimento, a massa efetiva aumenta, a rigidez diminui e a freqüência natural diminui. Se a ferramenta puder ser considerada como uma viga engastada a rigidez iria decrescer na inversa proporção do cubo do comprimento. A massa efetiva iria crescer na proporção direta do comprimento e a freqüência fundamental natural decresceria proporcionalmente ao quadrado do comprimento. A equação 2.11 determina a freqüência natural de vibração onde nesta expressão ρ é a massa específica.

$$\omega_n = 3.52 \sqrt{\frac{EI}{\rho l^4}} \quad \text{Equação 2.11}$$

Enquanto a ferramenta não for considerada independente do porta-ferramenta e da árvore na maioria dos casos, o efeito é ilustrado na figura 2.34, a qual mostra os lóbulos de estabilidade pico a pico de um conjunto ferramenta árvore com dois comprimentos diferentes de ferramenta. Cada diagrama é o resultado de um grande número de simulações no domínio do tempo, e mostra a força na direção do avanço de corte versus a rotação da árvore para uma fresa de topo de dois cortes. Cada linha representa uma profundidade de usinagem constante partindo de 0,5 mm na parte inferior e terminando a 9 mm em incrementos de 0,5 mm. As zonas estáveis são vistas como linhas horizontais (é possível ver os lóbulos de estabilidade delimitados pelas partes não horizontais de cada uma das linhas que são também indicadores das profundidades de corte).

Na figura 2.34a onde o balanço da ferramenta é de 71 mm do porta-ferramenta, há uma grande zona estável em torno de 30000 rpm. Entretanto se a árvore tem a rotação máxima de 25000 rpm, esta zona estável está indisponível para uso. A máxima profundidade de usinagem estável a esta máxima rotação da árvore, neste caso, poderia ser entre 1 e 1,5 mm. A figura 2.34b mostra o mesmo diagrama, mas com 88 mm de balanço da ferramenta. Aqui a zona estável coincide com a rotação máxima de 25000 rpm e, pode ser visto que, a máxima profundidade de usinagem axial é superior a 9 mm. Contrário a intuição, aumentando o comprimento da ferramenta de 17 mm promove-se um aumento da taxa de remoção de material por um fator de 6. Claramente este resultado pode ser interpretado de outra maneira. Se a rotação máxima da árvore for de 30000 rpm, então a taxa de remoção de material poderia ser de aproximadamente 4 vezes maior com a ferramenta de 71 mm de comprimento quando comparada com a ferramenta de 88 mm de comprimento.

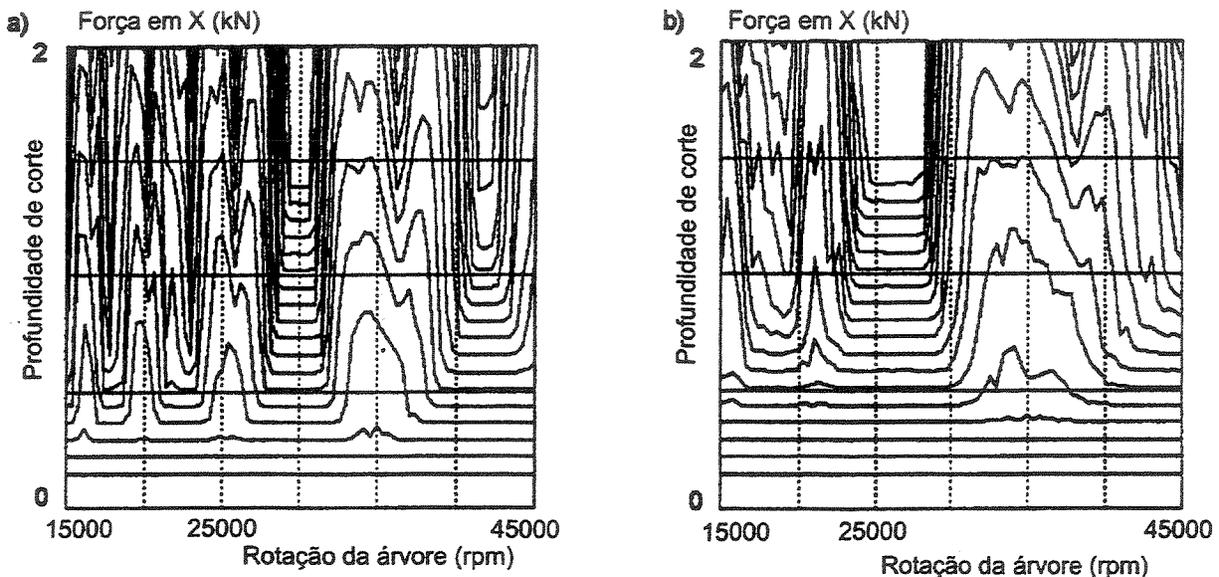


Figura 2.34. Regiões de estabilidade e o comprimento da ferramenta (Tlustý, 1996):

- (a) ferramenta com balanço de 71mm
- (b) ferramenta com balanço de 88 mm.

Como regra geral com o aumento do comprimento da ferramenta, a profundidade de usinagem a_p à máxima rotação da árvore diminui, mas há intervalos onde ocorrem aumentos locais. Isto ocorre toda vez que a frequência natural do modo mais flexível casa com um múltiplo

inteiro da frequência máxima de passagem dos dentes (Tlusty, 1996). A figura 2.35 ilustra isto mostrando a profundidade de usinagem axial admissível versus a relação comprimento/diâmetro da ferramenta (l/d), para uma determinada ferramenta girando à máxima rotação da árvore. A profundidade de usinagem axial normalizada é a razão entre a profundidade de usinagem e a menor profundidade utilizada no ensaio. Analisando a figura observa-se que se qualquer comprimento da ferramenta é aceitável, é melhor escolher uma ferramenta mais curta, pois ela permite trabalhar com uma profundidade maior. Entretanto se a relação l/d deve ser maior que 5.5, a melhor escolha é $l/d = 6$, pois esta relação permite, neste caso, uma taxa de remoção de material duas vezes mais alta que $l/d = 5.9$.

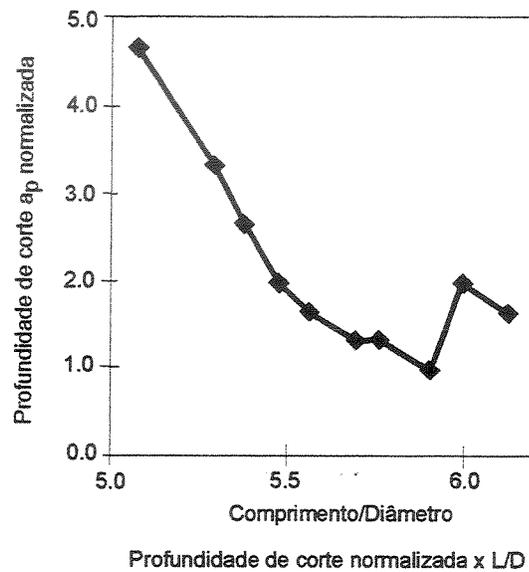


Figura 2.35. Profundidade de usinagem estável e a razão comprimento/diâmetro(Tlusty, 1996).

Capítulo 3

Procedimentos Experimentais

3.1 - Descrição

O laboratório utilizado para a realização de todos os experimentos constantes deste trabalho foi o Centro de Competência em Manufatura do Instituto Tecnológico de Aeronáutica (CCM-ITA) que ainda em fase de montagem, oferecia condições em termos de disponibilidade de máquinas ferramentas para as operações de fresamento de alta velocidade.

Todos os ensaios de fresamento foram realizados num centro de usinagem vertical CNC modelo V33, fabricado pela empresa Makino Inc, projetado para usinagem de moldes e matrizes com potência no eixo árvore de 15 Kw, torque 32 Nm, rotação programável de 200 a 20000 rpm, curso dos eixos $x = 600$ mm, $y = 400$ mm e $z = 350$ mm, com velocidade de avanço dos eixos programável de 1 a 20000 mm/min equipado com comando numérico Fanuc Professional3.

A matéria prima para o ensaio, cedida pela empresa Krupp Metalúrgica Campo Limpo Ltda., consistia de dois blocos de aço W. Nr. 1.2606 de dimensões de 100mm x 250mm x 250mm tratados termicamente para a dureza de 52 ± 2 HRC e dois blocos do mesmo material com a mesma dureza nas dimensões de 30mm x 100 mm x 100 mm. Este material é um aço para construção de ferramentas para trabalho a quente de aplicação geral, com boa resistência

mecânica em alta temperatura, com moderada tenacidade e resistência ao choque térmico. É adequado para aplicações onde há condições drásticas de refrigeração. A sua composição química média esta descrita na tabela 3.1 e a sua equivalência com outras normas na tabela 3.2.

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V	W	Outros
0.36	1.05	0.45	5.30	1.45	-	0.28	1.30	

Tabela 3.1 Composição Química do aço W. nr. 1.2606

W. Nr.	ABNT/AISI/SAE	DIN	AFNOR	UNE	STAS	JIS
1.2606	H12	X37CrMoW51	Z38CDWV5	F.537	36VSiWMoCr53	SKD62

Tabela 3.2 Equivalência do aço W. nr. 1.2606 com normas internacionais

As ferramentas de corte utilizadas foram cedidas pela empresa OSG cuja especificação FXS EBDS 10 corresponde à fresa de topo de ponta esférica inteiriça de metal duro micro grão, de diâmetro 10 mm, revestimento de TiNAl, com comprimento total de 100 mm e angulo de hélice de 15°.

Os dois porta-ferramentas utilizados para a fixação de todas as ferramentas, em todas as fases do ensaio, foi o de fixação por interferência térmica, código 24.000.99.010, doados pela empresa Sanches Blanes. A substituição das ferramentas nos porta-ferramentas demandava a utilização de um equipamento especial de aquecimento por indução e todas as substituições necessárias foram realizadas nas instalações da Embraer.

Os desgastes das ferramentas foram medidos e registrados através do software Leica Qwin Pro versão 2.40, em imagens obtidas através do uso de um estereomicroscópio Leica (aumento de até 50x) que estava acoplado a um microcomputador por meio de uma câmara JVC TKC1380. Esta montagem viabilizava a medição de desgaste em função da captura de imagens com resolução de até 3,4 µm por píxel. Os desgastes das ferramentas eram medidos individualmente em cada uma das arestas e o fim de vida da ferramenta era atingido quando uma das arestas ultrapassava o critério de vida previamente estabelecido que era $V_{Bmáx} = 0,3$ mm.

Os valores de vibração da ferramenta foram obtidos através da montagem perpendicular de dois sensores de medição de deslocamento sem contato. Estes sensores faziam a medição contínua, sempre de um mesmo ponto da ferramenta (uma medição na direção da força de avanço, dx, e outra na sua perpendicular, dy), localizado a 25 mm da extremidade inferior da ponta esférica da fresa. Os sensores utilizados foram 330103-02-10-10-02-00 juntamente com os condicionadores 330100-90-00 e cabos 330130-080-00-00 fabricados pela Bently Nevada Corporation - USA. Os sinais de resposta do conjunto sensor/condicionador foram capturados a uma frequência de 10 KHz por canal pela placa de aquisição de dados AT MIO 16 da National Instruments, acondicionada em um microcomputador.

Os valores das três componentes da força de usinagem foram obtidos através da utilização de um dinamômetro Kystler 9272 cujos sinais eram enviados ao amplificador de carga multicanal Kystler 5019b. Da saída do amplificador os sinais foram acoplados à placa de aquisição de dados referida acima. Em todos os ensaios optou-se pela utilização de filtros embutidos no software de aquisição de dados em função de eles serem facilmente programáveis, estáveis independentemente da temperatura, umidade e precisão de componentes e da relação custo benefício.

3.1.1 - Ensaio de Medição da Força de Usinagem.

Para a aquisição do sinal de força os corpos de prova de 30mm x 100 mm x 100 mm foram fresados para as dimensões necessárias à aquisição das componentes da força de tal forma que não houvesse necessidade de correção dos valores medidos. A região de aquisição da força foi limitada na altura de 25mm e inscrita num círculo de diâmetro de 40mm centrado no dinamômetro. Foram feitos furos no corpo de prova para permitir a fixação por quatro parafusos no dinamômetro. O dinamômetro, cordialmente cedido pela EESC/USP, foi fixado a uma placa plana retificada, conforme recomendações do fabricante e esta placa foi fixa diretamente à mesa da máquina, conforme a figura 3.1



Figura 3.1 –Montagem do corpo de prova e do dinamômetro no centro de usinagem.

O sinal do dinamômetro era transmitido ao amplificador de carga pelo cabo blindado visto na figura 3.2 e os sinais do amplificador eram enviados à placa de aquisição de dados montada em um microcomputador. Os certificados 5019B141-10113679 e 9272-11019999 de 16/05/01 atestavam a calibração do amplificador e do dinamômetro e até a data de realização dos ensaios estes instrumentos não tinham sido utilizados.

Um programa de aquisição desenvolvido usando o software Labview 4.01 permitia visualizar os sinais que saíam do amplificador e, assim, uma análise visual instantânea do comportamento dos sinais era possível.

3.1.2 - Aquisição Dos Sinais De Vibração

Os sensores de proximidade trabalham sob o princípio de corrente parasita. Numa de suas extremidades está o elemento indutor que, ao ser excitado por uma corrente de alta frequência, induz um campo magnético na superfície do material alvo (observe a ilustração da figura 3.2). A corrente parasita gerada nesta superfície oscila mudando a impedância do sensor que altera o valor da tensão que passa por ele. O sensor percebe assim a distância entre a sua extremidade e a superfície que está sendo observada. A corrente parasita gerada é função da distancia entre a extremidade do sensor e a superfície e do material da superfície que está sendo observada. A

relação entre a distancia e a tensão apresenta um comportamento linear onde a tensão cresce com o aumento da distancia de separação entre a extremidade do sensor e a superfície que está sendo observada. Os dois conjuntos sensores/condicionadores foram ajustados para fornecerem a mesma relação tensão/distancia com erro de apenas uma unidade na segunda casa decimal. Os procedimentos de calibração adotados garantem uma resolução de 1 μm (Sobrinho, 1999).

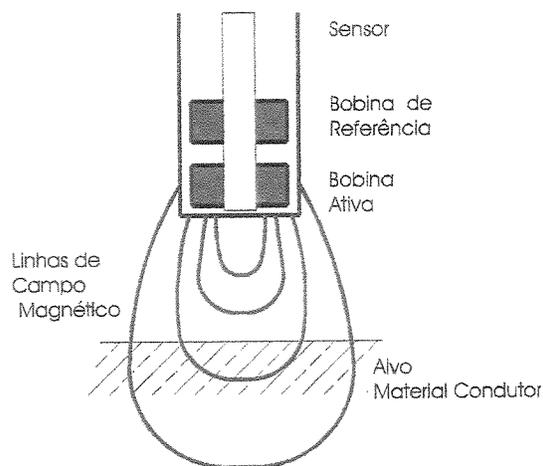


Figura 3.2. Princípio de funcionamento de um sensor de deslocamento

Em função das especificações operacionais dos sensores uma polia de alumínio de diâmetro de 50 mm, 10 mm de largura e espessura de parede de 1,0 mm foi montada no corpo da ferramenta para assegurar independência do valor de deslocamento lido nas duas direções. Para montagem dos sensores de deslocamento foram construídos dois carretéis de alumínio. O carretel, à esquerda na ilustração da figura 3.3 A, era rigidamente fixado ao nariz da árvore por quatro parafusos e sua única função era servir de suporte aos sensores. A polia era fixada por interferência térmica a 25 mm da ponta da ferramenta e o conjunto ferramenta e porta ferramentas, quando montado na máquina, girava livre dentro do carretel. Na ilustração à direita na figura 3.3 B pode-se observar uma vista inferior de todo o conjunto montado na máquina. Na aba inferior do carretel dois furos radiais perpendiculares entre si garantiam o posicionamento dos sensores de tal forma a detectar micro-deslocamentos da ferramenta em duas direções.

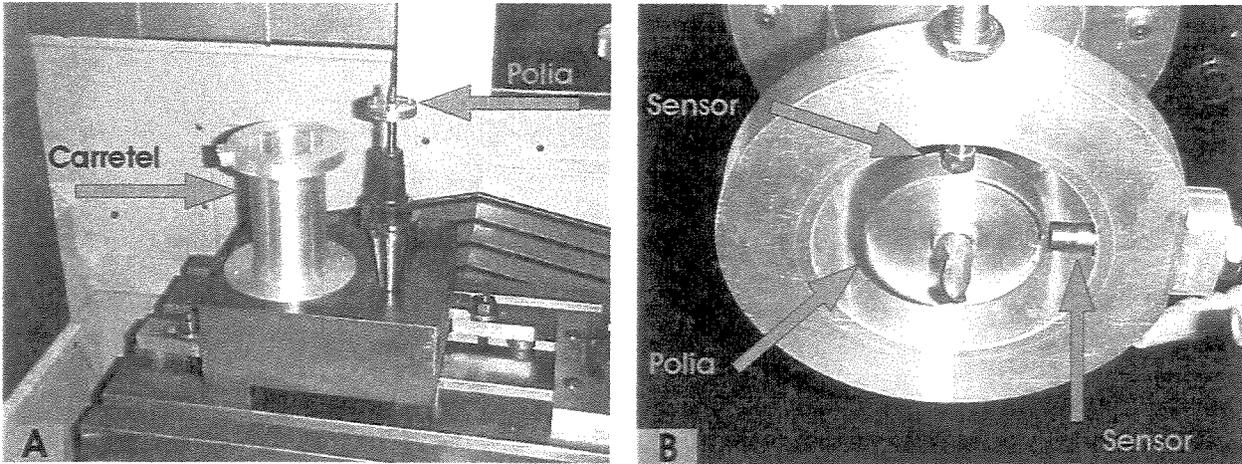


Figura 3.3 – Componentes do sistema de detecção de vibração da ferramenta. Na direita, vista inferior do conjunto montado na máquina.

Os sinais dos sensores eram transmitidos pelos cabos flexíveis até aos condicionadores de sinais. Estes por sua vez eram alimentados por uma fonte HP 6627A que fornecia uma tensão de alimentação constante de $24V \pm 0,01V$. O sinal de resposta de cada conjunto sensor/condicionador passava por um divisor de tensão para limitar o sinal de entrada na placa de aquisição a 10V. O mesmo programa de aquisição mencionado anteriormente permitia visualizar os sinais de resposta dos conjuntos sensor/condicionador, viabilizando assim uma análise instantânea visual do comportamento dos sinais adquiridos. A distância da face do sensor até a superfície do diâmetro da polia de medição era de 1mm. A concentricidade entre a polia e a ferramenta era mantida dentro de 0,003 mm pelo torneamento do conjunto montado. Uma nova calibração foi efetuada após a montagem do conjunto em função do material da polia ser diferente do material padrão de calibração dos sensores e em função do divisor de tensão modificar o fator de proporcionalidade do sinal de resposta.

3.2 - O delineamento dos ensaios.

Devido ao fato de que se deseja estudar a influência de um grande número de variáveis nos esforços de corte e na vibração da ferramenta e, por fim nos desgastes e vida das ferramentas os ensaios foram divididos em três grandes blocos, todos eles usando o planejamento fatorial.

Para o primeiro bloco as variáveis a serem ensaiadas inicialmente foram a profundidade de usinagem a_p com valores de 0,5 e 0,9mm, o passo lateral a_e com valores de 1,0 e 4,0 mm, o avanço por dente f_z com valores de 0,05 e 0,12mm, e o sentido de corte concordante/discordante. As variáveis de resposta foram a força de usinagem e as suas três componentes e a vibração medida nos dois eixos. Estes ensaios foram realizados com a montagem da ferramenta com o balanço de 30 mm. A velocidade de corte foi mantida constante no diâmetro efetivo e era igual a 125 m/min. Desta forma nos programas de usinagem gerados para fazer os ensaios haviam duas rotações, uma para cada profundidade de usinagem. Para cada rotação havia duas velocidades de avanço diferentes para garantir os valores das variáveis de avanço por dente. Assim, quando o valor de a_p era 0,9mm a rotação era de 6951 rpm e, para esta profundidade, quando o valor de f_z era de 0,05mm a velocidade de avanço era de 695 mm/min e quando f_z era de 0,12mm a velocidade de avanço programada era de 1668 mm/min. Para a profundidade de usinagem de 0,5 mm a rotação era de 9128 rpm e a velocidade de avanço assumia valores de 912 ou 2190 mm/min dependendo do avanço por dente escolhido. O comprimento usinado em cada ensaio de aquisição da força e da vibração não ultrapassou a 40 mm para evitar a influência do desgaste da aresta de corte. Os detalhes de cada condição de ensaio podem ser vistos na tabela 3.3

Bloco de Ensaio n° 1				
Variáveis				
Ensaio	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/rot)	Sentido
1	0,5	1	0,05	concordante
2	0,5	1	0,05	discordante
3	0,5	1	0,12	concordante
4	0,5	1	0,12	discordante
5	0,5	4	0,05	concordante
6	0,5	4	0,05	discordante
7	0,5	4	0,12	concordante
8	0,5	4	0,12	discordante
9	0,9	1	0,05	concordante
10	0,9	1	0,05	discordante
11	0,9	1	0,12	concordante
12	0,9	1	0,12	discordante
13	0,9	4	0,05	concordante
14	0,9	4	0,05	discordante
15	0,9	4	0,12	concordante
16	0,9	4	0,12	discordante
Constantes				
Fluido Refrigerante = ar		$v_c = 125$ m/min	b = 30 mm	

Tabela 3.3 Condições de usinagem dos ensaios do 1º Bloco

O segundo bloco de ensaios foi realizado para analisar a influência dos mesmos parâmetros de usinagem acrescido da variável balanço da ferramenta (b) com duas alturas de montagem, uma igual a 30 mm e outra igual a 50 mm, na vibração medida pelos dois sensores. Os detalhes de cada condição de ensaio podem ser vistos na tabela 3.4.

Finalmente o terceiro bloco de ensaios era para identificar qual das duas variáveis, a velocidade de corte e a altura de montagem da ferramenta tinha maior influência na vida da ferramenta.

A escolha dos parâmetros de usinagem para a realização do ensaio de vida levou em consideração os dados de catálogos de todos os fabricantes de fresas de metal duro microgrão, os manuais de treinamento de transferência de tecnologia do fabricante de máquinas Makino, os parâmetros atualmente praticados pelas empresas que utilizam deste processo, os dados encontrados na literatura, a operação de desbaste e finalmente a análise dos dados dos blocos de ensaio 1 e 2. Assim, o ensaio de vida foi realizado com velocidades de corte de 125 m/min (superior a todos os catálogos consultados mas praticado por uma das empresas consultadas) e de 200 m/min (valor freqüente na literatura). Os valores do balanço foram os mesmos usados nos dois blocos anteriores. Os parâmetros a_p , a_e e f_z foram de 0,5 mm, 4 mm e 0,12 mm respectivamente e foram escolhidos após o tratamento dos dados dos dois blocos anteriores.

Durante a realização dos ensaios de vida, a cada 5 m de comprimento usinado, registraram-se os sinais de vibração dos dois sensores para avaliar a viabilidade do uso destes sinais num sistema de monitoramento e, a cada quinze metros retirava-se o conjunto ferramenta + porta ferramentas para avaliação do desgaste no microscópio. A cada quinze metros toda a superfície da mesa da máquina era limpa e os cavacos recolhidos e avaliados quanto à forma e coloração. Os detalhes de cada condição de ensaio podem ser vistos na tabela 3.5.

Bloco de Ensaio n° 2

<u>Variáveis</u>				<u>Variáveis</u>							
<u>Ensaio</u>	balanço (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/rot)	Sentido	<u>Ensaio</u>	balanço (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/rot)	Sentido
1	30	0,5	1	0,05	concordante	17	50	0,5	1	0,05	concordante
2	30	0,5	1	0,05	discordante	18	50	0,5	1	0,05	discordante
3	30	0,5	1	0,12	concordante	19	50	0,5	1	0,12	concordante
4	30	0,5	1	0,12	discordante	20	50	0,5	1	0,12	discordante
5	30	0,5	4	0,05	concordante	21	50	0,5	4	0,05	concordante
6	30	0,5	4	0,05	discordante	22	50	0,5	4	0,05	discordante
7	30	0,5	4	0,12	concordante	23	50	0,5	4	0,12	concordante
8	30	0,5	4	0,12	discordante	24	50	0,5	4	0,12	discordante
9	30	0,9	1	0,05	concordante	25	50	0,9	1	0,05	concordante
10	30	0,9	1	0,05	discordante	26	50	0,9	1	0,05	discordante
11	30	0,9	1	0,12	concordante	27	50	0,9	1	0,12	concordante
12	30	0,9	1	0,12	discordante	28	50	0,9	1	0,12	discordante
13	30	0,9	4	0,05	concordante	29	50	0,9	4	0,05	concordante
14	30	0,9	4	0,05	discordante	30	50	0,9	4	0,05	discordante
15	30	0,9	4	0,12	concordante	31	50	0,9	4	0,12	concordante
16	30	0,9	4	0,12	discordante	32	50	0,9	4	0,12	discordante

Constantes

Fluido Refrigerante = ar

$v_c = 125$ m/min

Tabela 3.4 Condições de usinagem dos ensaios do 2ºbloco

Bloco de Ensaio n° 3			
<u>Variáveis</u>			
<u>Ensaio</u>	b (mm)	v _c (m/min)	
1	30	125	
2	30	200	
3	50	125	
4	50	200	
<u>Constantes</u>			
Fluido Refrigerante = ar	a _p = 0,5 mm	a _e = 4 mm	f _z = 0,12 mm/rot

Tabela 3.5 Condições de usinagem dos ensaios do 3° Bloco

Capítulo 4

Análise dos resultados

4.1 - Primeiro Bloco de ensaios

O primeiro bloco de ensaios teve como finalidade avaliar a influência das variáveis a_p , a_e , f_z e sentido de corte na força de usinagem e na vibração da ferramenta. Geraram-se, para cada condição de ensaio, arquivos de dados de saída muito longos, com tamanho aproximado de 2,5 Mbytes em função da frequência de aquisição constante de 10 KHz por canal, da aquisição simultânea de cinco canais e do tempo de aquisição de aproximadamente sete segundos. Apesar de parecer pequeno, o tempo de aquisição permitia amostrar um comprimento três vezes maior que o comprimento usinado, mesmo na mais baixa velocidade de avanço. Também justifica esta opção a indisponibilidade de um sinal de “trigger”. A folga no intervalo de tempo da aquisição permitia verificar se estavam ocorrendo oscilações no sinal capturado, verificar uma possível ocorrência de choque de entrada ou de saída, falta de rigidez do sistema de fixação dos sensores de deslocamento, interferência externa no sinal, etc... . Foram feitos previamente diversos ensaios em vazio, isto é sem efetuar a usinagem, em diversas rotações e avanços para verificar a presença de alguma variável desconhecida oriunda da movimentação da máquina. Esta variável poderia alterar ou deteriorar a qualidade do sinal adquirido. A análise destes sinais serviu também para avaliar o programa de tratamento de sinais. Foram feitos também ensaios preliminares com uma ferramenta de teste para efetuar a regulagem das constantes do dinamômetro e a resolução do

amplificador em função da força a ser medida.

A fixação da taxa de amostragem em 10KHz permitiu reconstituir o sinal da força gerado em uma volta da ferramenta com 65 pontos quando a rotação da ferramenta era de 9128 rpm e com 86 pontos quando a rotação era de 6951 rpm.

A codificação usada para identificar cada arquivo de aquisição de dados do ensaio foi denominá-lo com a identificação das variáveis testadas, seus valores e réplica. Assim o arquivo cap05ae1fz005a era um arquivo de dados de um ensaio cujo sentido de corte era concordante, com profundidade de usinagem (a_p) de 0,5mm, passo lateral (a_e) de 1mm, avanço por dente (f_z) de 0,05mm e réplica a. Três réplicas foram realizadas. Os arquivos, no formato texto, contêm uma tabela de dados onde cada coluna está associada a uma componente da força ou do deslocamento, sem nenhum tratamento.

4.1.1 - A correlação entre as forças e os deslocamentos.

Nos ensaios realizados F_x , uma das 4 componentes da leitura do dinamômetro, era a força paralela ao eixo X da máquina que também era a força de avanço F_f . A força perpendicular à direção de avanço no plano de trabalho denominada de força de apoio F_{ap} , era F_y , a segunda componente do dinamômetro. Finalmente F_z , a terceira componente, era a força passiva ou de profundidade F_p , que era paralela ao eixo da ferramenta e ao eixo Z da máquina.

A oscilação D_x , medida a 25 mm da ponta da ferramenta pelo sensor de deslocamento que estava montado paralelo ao eixo X, era a deflexão cíclica provocada pela força de avanço. O deslocamento provocado pela força de apoio, medido a mesma altura da extremidade da ferramenta, também apresentava o mesmo padrão de variação. Em todas os ensaios realizados houve uma proporcionalidade entre a força numa dada direção e o deslocamento medido nesta mesma direção. A figura 4.1 mostra esta correlação entre a força de avanço e a deflexão medida nesta direção pelo sensor de deslocamento. Os sinais da força e do deslocamento foram tratados com um filtro de software passa baixa de 1KHz e o sinal do deslocamento está ampliado em 1,8 vezes para facilitar a visualização da proporcionalidade. O intervalo de 197 pontos analisado

(equivalente a 0,0197 segundos no eixo das abscissas) corresponde a três voltas da ferramenta, isto é, seis passadas dos dentes. A diferença de amplitude no sinal da força poderia ser explicada pelo batimento dos dentes da ferramenta. Nas ordenadas está plotado o valor em newtons da força capturada pela placa de aquisição, isto é, o sinal de tensão já corrigido pela utilização das unidades mecânicas. Os parâmetros de usinagem foram $v_c = 125$ m/min $a_p = 0,5$ mm, $a_e = 1$ mm, $f_z = 0,05$ mm, sentido de corte concordante, $n = 9128$ rpm e $v_f = 912$ mm/min.

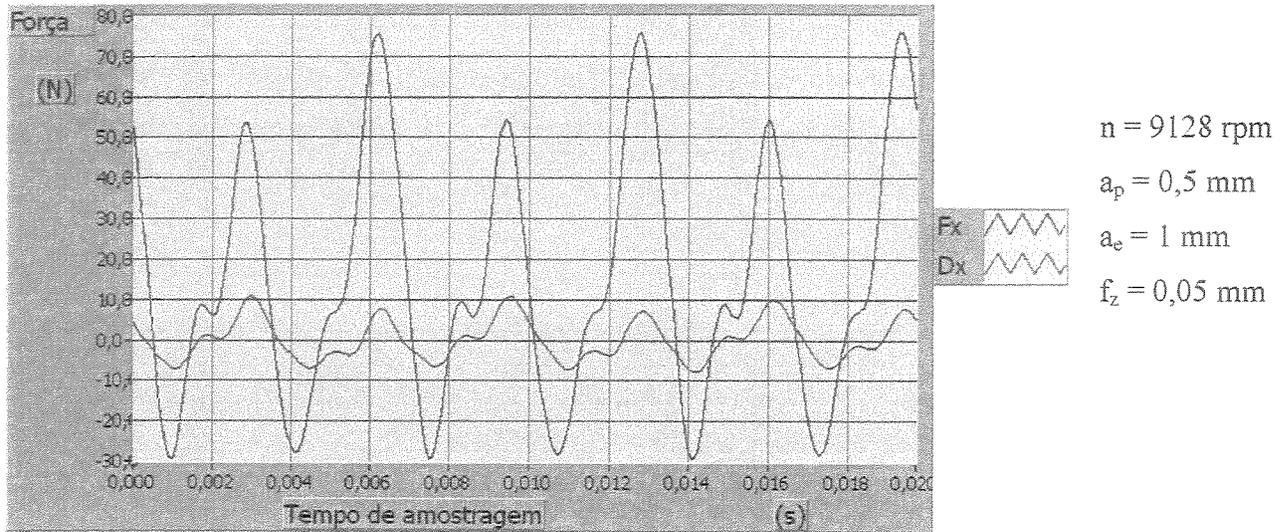
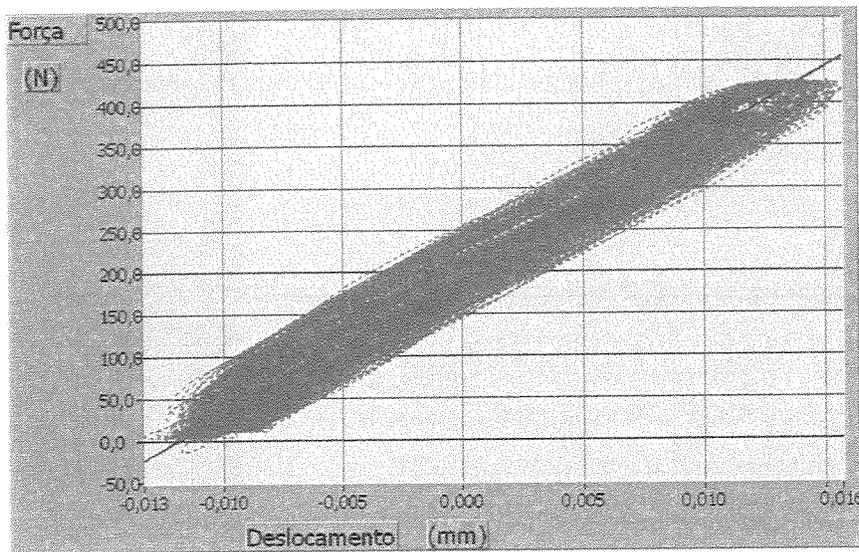


Figura 4.1 Análise dos sinais da força de avanço deslocamento respectivo

A figura 4.2 mostra a correlação entre a força de apoio e a deflexão medida nesta direção pelo sensor de deslocamento. Os valores dos sinais de deslocamento já estão convertidos para as unidades de medida usuais na mecânica e P.O. é a representação da nuvem de pontos formada pelo par ordenado (F_y, D_y) e P.L. é a representação gráfica da solução da regressão linear. Os parâmetros de usinagem foram $a_p = 0,9$ mm, $a_e = 4$ mm, $f_z = 0,12$ mm, sentido de corte discordante, $n = 6951$ rpm e $v_f = 1668$ mm/min. A linearidade entre força e deslocamento mostrada possui um fator de correlação de 0,97. Os dados plotados na figura 4.2 somam um total de 8192 pares ordenados de força e deslocamento que correspondem a aproximadamente 95 voltas da ferramenta. O deslocamento da origem, observado na figura 4.2, pode ser explicado pela operação matemática de translação do sinal do sensor de deslocamento ao zero, que foi efetuada pelo valor médio dos pontos analisados.

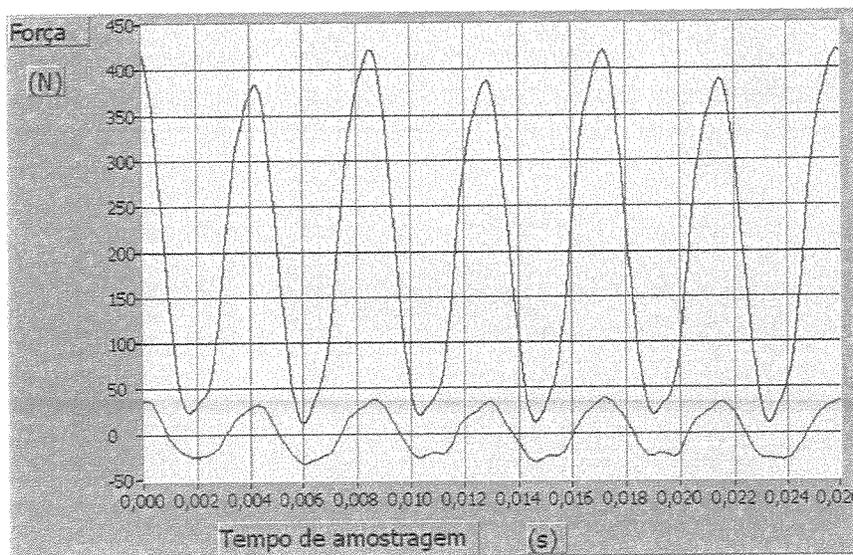
Na figura 4.3 as duas curvas referem-se aos sinais da força de apoio e do deslocamento

relativo a três voltas da ferramenta adquiridas em 0,0259 segundos. Nota-se o sincronismo dos dois sinais e uma diferença de amplitude no sinal da força que também poderia ser explicada pelo batimento dos dentes da ferramenta. Nos eixos das ordenadas das figuras 4.2 e 4.3 está plotado o valor da força em newtons, isto é, o valor em volts capturado pela placa de aquisição foi corrigido para as unidades mecânicas. Os sinais da força e do deslocamento foram tratados com um filtro de software passa baixa de 1KHz. O sinal do deslocamento está ampliado em 1,8 vezes apenas na figura 4.3 para facilitar a visualização da proporcionalidade



$n = 6951 \text{ rpm}$
 $a_p = 0,9 \text{ mm}$
 $a_e = 4 \text{ mm}$
 $f_z = 0,12 \text{ mm}$

Figura 4.2 Correlação entre força de apoio e deslocamento.



$n = 6951 \text{ rpm}$
 $a_p = 0,9 \text{ mm}$
 $a_e = 4 \text{ mm}$
 $f_z = 0,12 \text{ mm}$

Figura 4.3 Sincronismo entre os sinais da força de apoio e deslocamento.

Além da proporcionalidade entre força e deslocamento evidenciada nos gráficos das figuras 4.1, 4.2 e 4.3, nota-se um casamento com a frequência. Uma análise do espectro de frequência tanto do sinal da força, quanto do sinal do deslocamento mostra a existência de uma frequência dominante. Esta frequência é igual ao dobro da frequência de rotação da ferramenta e corresponde ao período de passagem dos dentes sobre a superfície da peça. Na análise dos espectros de frequência do sinal da força, o primeiro sinal de frequência que surge no gráfico tem o valor correspondente a frequência de rotação da ferramenta. O batimento das arestas de corte promove oscilações na força. Estas oscilações que se repetem a cada rotação da ferramenta, tem uma energia menor e são responsáveis por este primeiro sinal de frequência que ocorre no gráfico. As frequências maiores, de energia menor e decrescente são as harmônicas do sinal. Na análise dos espectros de frequência dos sinais do dinamômetro, nos casos onde as condições de usinagem geraram forças de corte pequenas, a relação entre os valores efetivos dos sinais associados à frequência de rotação e os sinais associados à frequência de passagem dos dentes era de aproximadamente de 1/4. Na figura 4.4 o gráfico mostra o espectro de frequência da força de avanço (RMS do sinal de tensão de saída do amplificador do dinamômetro) para a condição de usinagem que gerou o menor esforço de corte. Os parâmetros de usinagem foram $v_c = 125$ m/min, $a_p = 0,5$ mm, $a_e = 1$ mm, $f_z = 0,05$ mm, sentido de corte concordante, $n = 9128$ rpm e $v_f = 912$ m/min. A diferença de altura entre os dois primeiros picos de frequência poderia ser explicada pelo batimento dos dentes da ferramenta que gera uma oscilação no pico da força.

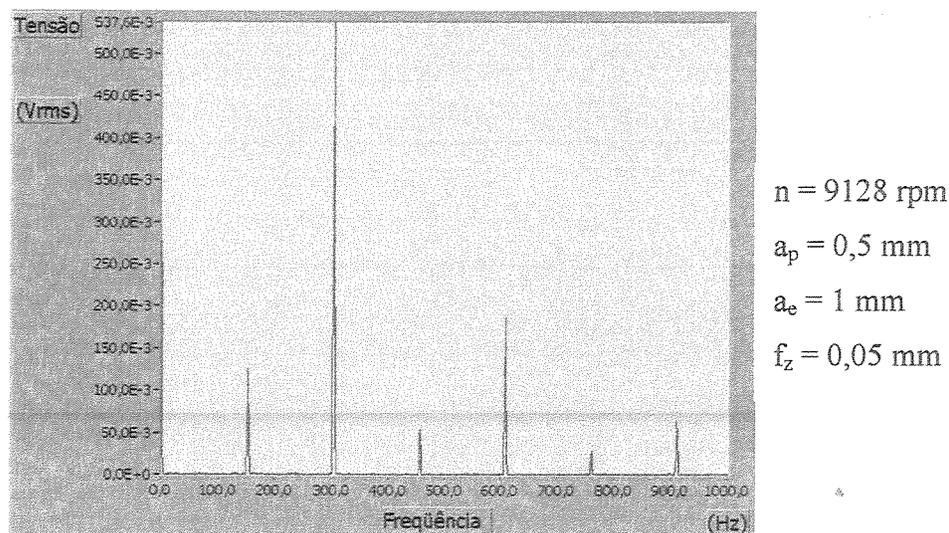


Figura 4.4. Espectro de frequência do sinal da menor força de avanço.

Na análise dos espectros de frequência dos sinais dos sensores de deslocamento devemos nos recordar que a frequência de rotação apresenta dois sinais superpostos. Um sinal é a componente de deslocamento devido à oscilação do valor de pico da força que ocorre em função do batimento das arestas de corte e o outro que é devido ao erro de concentricidade da montagem da polia no eixo da ferramenta. Em função disto, a relação entre as energias do primeiro e do segundo pico agora é de 1/3,5 para as mesmas condições de usinagem como pode ser visto na figura 4.5. A diferença na razão entre as alturas dos primeiros picos quando se compara força e deslocamento é função do erro de concentricidade na montagem da polia. Se não houvesse o erro de concentricidade na montagem da polia, provavelmente esta relação seria idêntica à relação encontrada na análise do espectro da força.

Nos testes que geraram forças de usinagem maiores e conseqüentemente deslocamentos maiores, os sinais associado à frequência de passagem dos dentes, tanto o sinal da força quanto o sinal do deslocamento, possuíam uma energia muito grande, chegando a ser 10 vezes maior que os sinais associados à frequência de rotação da máquina. Para estes casos o efeito do sinal correspondente ao batimento da montagem da polia no corpo da ferramenta era desprezível. A figura 4.6 mostra o espectro de frequência da força de avanço obtida no teste efetuado com a condição mais severa do ensaio, isto é, com a maior profundidade de corte, o maior avanço e o maior passo lateral.

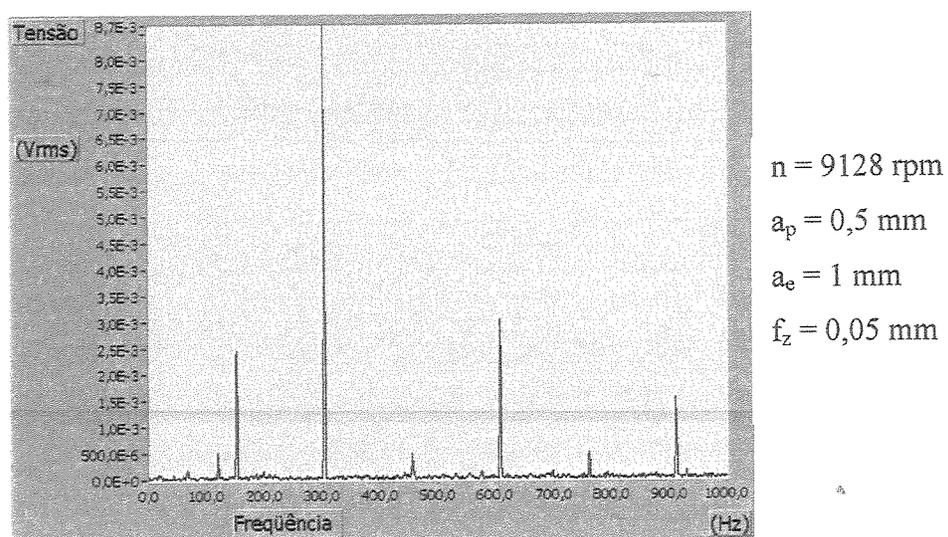


Figura 4.5. Espectro de frequência do menor sinal de deslocamento Dx.

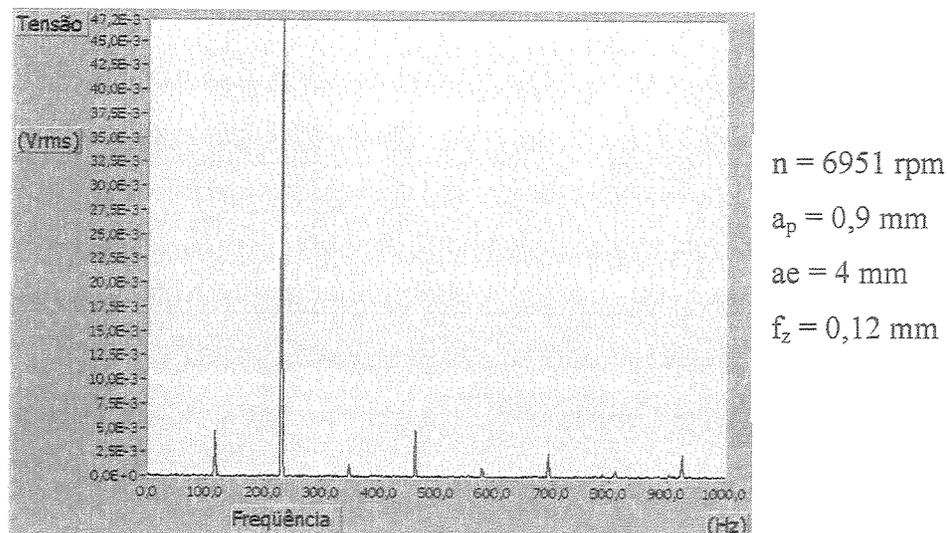


Figura 4.6. Espectro de frequência do sinal da maior força de avanço.

4.1.2 - A influência do sentido de corte nas forças.

A figura 4.7 mostra a aquisição simultânea do sinal das três componentes da força de corte. A força de apoio (F_y) apresenta-se negativa. Os sinais foram filtrados a 1KHz. O intervalo de tempo mostrado foi de 0,0197 segundos o que corresponde a 197 pontos ou a três voltas da ferramenta, isto é seis passadas dos dentes. Nas ordenadas está plotado o valor da força em newtons, isto é, o sinal da tensão lida na placa de aquisição, com as devidas correções para as unidades mecânicas. Os parâmetros de usinagem foram $v_c = 125$ m/min, $a_p = 0,5$ mm, $a_e = 4$ mm, $f_z = 0,12$ mm, sentido de corte concordante, $n = 9128$ rpm e $v_f = 2190$ m/min. A figura 4.8 mostra também a aquisição simultânea do sinal das três componentes da força de corte, com os mesmos parâmetros, porém com sentido de corte discordante.

Uma primeira observação quando se plota as três componentes da força de corte num mesmo gráfico é que dependendo do sentido de usinagem, se concordante ou discordante, a força de apoio sofre uma inversão de sinal (veja as figuras 4.7 e 4.8). Isto em termos práticos significa que a força de apoio muda de sentido. A força de avanço ciclicamente oscila entre dois sentidos, isto é, cresce até apresentar um máximo numa direção, decai até zero, muda de sentido, cresce até um outro valor máximo até que começa a decair novamente. Nos ensaios realizados a média era

sempre diferente de zero. Quando ocorria uma inversão de concordante para discordante havia uma alteração de seus valores de máximos e mínimos e ocorria uma variação na média dos sinais.

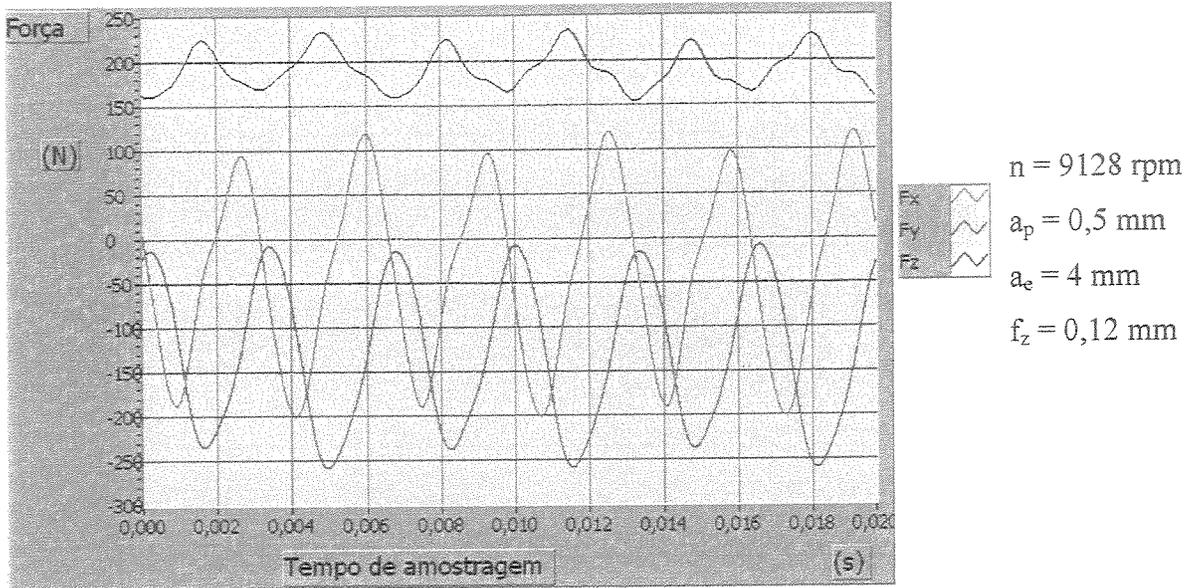


Figura 4.7 Sinais das três componentes da força no sentido concordante.

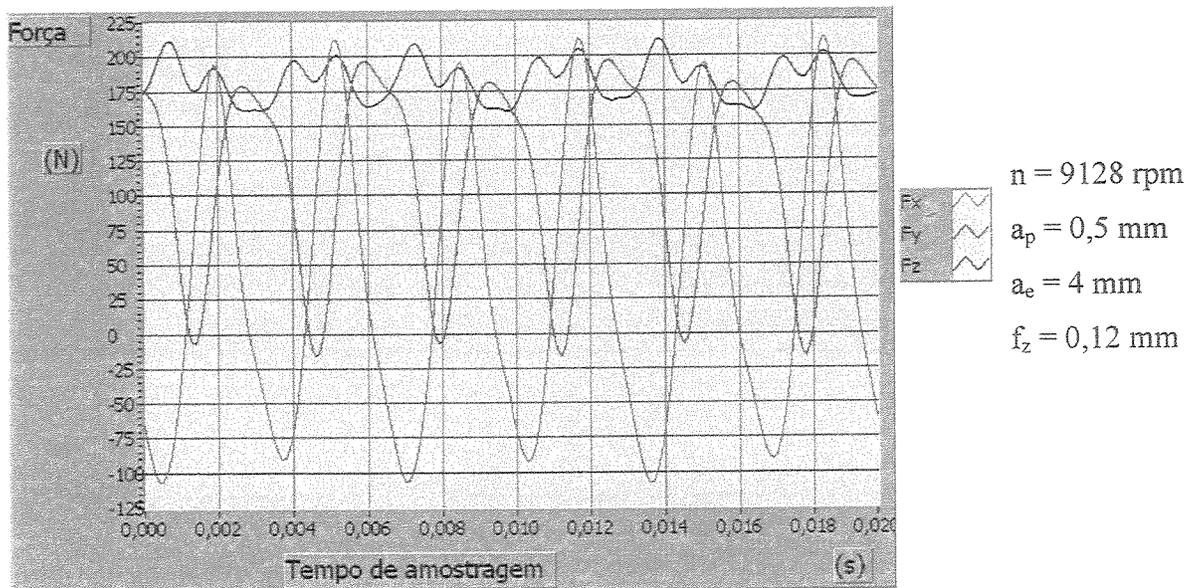


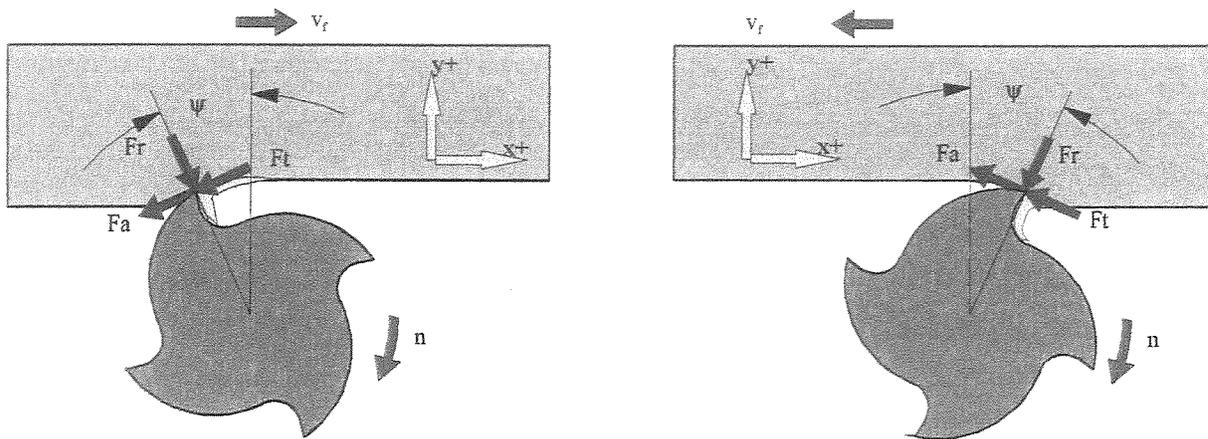
Figura 4.8 Sinais das três componentes da força no sentido discordante.

Uma possível explicação para a inversão da força de apoio e para as diferenças na força de avanço está ilustrada na figura 4.9, onde graficamente se representa um processo de fresamento tangencial concordante à esquerda e discordante à direita. Nesta figura a componente da força de

usinagem que atua no plano de trabalho, que é a força ativa, foi decomposta por duas forças, uma radial (F_r) e outra tangencial (F_t) no ponto de contato da ferramenta com a superfície que está sendo usinada. A força de atrito foi representada como uma força que se opõem à rotação, de sentido oposto à força tangencial e o erro desta aproximação é tão pequeno quanto a comparação da velocidade de corte com a velocidade efetiva de corte. A força instantânea F_y no sentido concordante, medida pelo dinamômetro, é a soma das projeções no eixo das ordenadas da força radial, da força tangencial mais a projeção da força de atrito (equação 4.1):

$$F_y = -F_t \cdot \text{sen} \psi - F_r \cos \psi - F_a \text{sen} \psi$$

Equação 4.1



Fresamento Concordante

Fresamento Discordante

Figura 4.9 Representação simplificada das forças que atuam na aresta de corte.

Levando em conta que a força de atrito pode ser determinada em função da força radial e do coeficiente de atrito μ a equação pode ser reescrita como (equação 4.2)

$$F_y = -F_t \cdot \text{sen} \psi - F_r (\cos \psi + \mu \text{sen} \psi)$$

Equação 4.2

Já no sentido discordante o valor medido pelo dinamômetro é composto pela soma das projeções da força radial menos a projeção da força de atrito menos a projeção da força tangencial E aplicando as mesmas considerações para a força de atrito esta equação pode ser reescrita como (equação 4.3):

$$F_y = F_t \sin \psi + F_r (\mu \sin \psi - \cos \psi)$$

Equação 4.3

Nesta representação simplificada das forças que atuam na aresta de corte, a força tangencial está localizada na direção de corte e é portanto a força de corte. A inversão de sentido da força de penetração em função do sentido de corte estaria assim explicada. Esta análise está simplificada. Deve-se considerar que no fresamento discordante a espessura do cavaco cresce progressivamente de zero até o valor máximo. Inicialmente, antes de se formar o cavaco, há um notável atrito entre a ferramenta e a peça. Quando a pressão da aresta de corte atinge um valor capaz de vencer a elasticidade do material ela penetra na peça e o corte se inicia (Ferraresi, 1997). As forças iniciais são elevadas até que o corte se inicia. E mesmo a partir do início do corte as condições não são tão favoráveis uma vez que a pressão específica de corte é grande para pequenas espessuras de cavaco. Já no fresamento concordante a espessura do cavaco diminui progressivamente e quando cessa formação de cavaco não existem grandes deformações elásticas a serem vencidas para formar mais cavaco.

A influência da inversão de sentido da força de apoio no fresamento de desbaste de cavidades com fresa de topo esférico pode não ser significativa, porém no fresamento cilíndrico em máquinas convencionais significa a presença de uma componente tentando arrancar a peça da morsa de fixação. Nas operações de acabamento com fresa de topo esférico, o fresamento concordante é preferido em função da melhor qualidade final do produto.

Efetuando a mesma análise para as forças de avanço podemos afirmar que, no fresamento concordante, a força de avanço vale (equação 4.4):

$$F_x = -F_t \cos \psi + F_r (\sin \psi - \mu \cos \psi)$$

Equação 4.4

E no fresamento discordante a força de avanço vale (equação 4.5):

$$F_x = -F_t \cos \psi - F_r (\sin \psi + \mu \cos \psi)$$

Equação 4.5

Isto explica porque todos os valores RMS da força de avanço em qualquer condição de ensaio foram sempre menores no sentido concordante. Além disso, sabe-se que o comportamento

da pressão específica de corte, K_s , é fortemente influenciado pela espessura do cavaco e que o seu valor é extremamente alto para pequenas espessuras e que com o crescimento da espessura do cavaco ocorre uma redução do valor de K_s . Assim, no fresamento discordante quando a aresta de corte toca a peça ocorre um atrito excessivo, ocorre a deformação plástica da região de contato até que o processo de formação do cavaco se inicia com os valores mais altos de K_s , resultando em forças de usinagem iniciais proporcionalmente elevadas (Diniz, 2000). À medida que o corte prossegue a espessura de cavaco vai aumentando e o valor de K_s vai diminuindo, porém o crescimento da força de usinagem prossegue em função do aumento da espessura do cavaco. Já no fresamento concordante a força de usinagem começa com um valor elevado em função da espessura do cavaco. À medida que o corte prossegue, a espessura do cavaco diminui e ocorre uma diminuição da força porém, a diminuição não é proporcional à espessura do cavaco, uma vez que o valor da pressão específica de corte começa a crescer. A componente de atrito que ocorre desde o início de contato da ferramenta com a peça, atua durante as deformações elásticas e plásticas e até mesmo durante o processo de formação do cavaco. A componente de atrito é a grande responsável pelo desgaste frontal e atua paralelamente a força tangencial porém com sentido contrário.

Uma outra análise interessante que deve ser feita é verificar se o sentido de corte interfere na força de usinagem definida como a resultante da soma vetorial de F_x , F_y , F_z . O cálculo do módulo da força de usinagem foi computado pela equação 4.6:

$$Fu = \sqrt{(Fx)^2 + (Fy)^2 + (Fz)^2} \quad \text{Equação 4.6}$$

Das 16 condições de testes analisadas, oito foram realizadas no sentido concordante e oito no sentido discordante. Os resultados do cálculo do valor RMS da força de usinagem mostram que o seu valor é maior no sentido discordante em todos os oito casos analisados. A tabela 4.1 mostra os parâmetros de usinagem e o valor RMS calculado do módulo da força. Os números à esquerda mostram a posição relativa no gráfico de barras visto na figura 4.10. Este gráfico faz uma comparação entre os resultados calculados da força de usinagem.

				concordante	discordante
	ap	ae	fz	Fu (N _{RMS})	Fu (N _{RMS})
1	0,5	1	0,05	103,95	133,35
2	0,5	1	0,12	154,7	178,65
3	0,5	4	0,05	183,7	192,5
4	0,5	4	0,12	272,4	274,35
5	0,9	1	0,05	130,23	166,5
6	0,9	1	0,12	194,4	224,75
7	0,9	4	0,05	236,75	250,85
8	0,9	4	0,12	380,55	388,05

Tabela 4.1 Comparação entre os módulos da força de usinagem

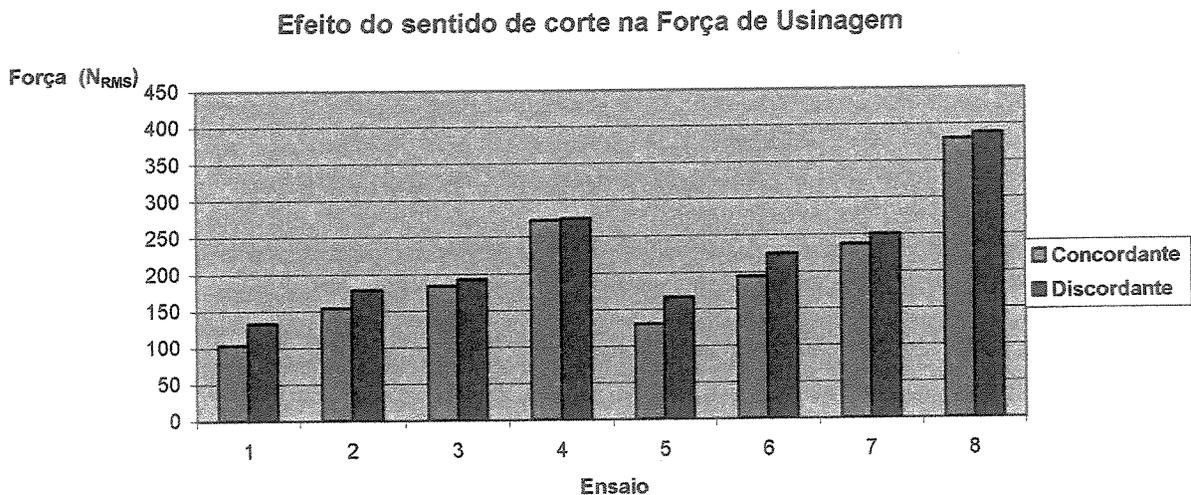


Figura 4.10. Comparação da força de usinagem em função do sentido de corte.

4.1.3 - Os parâmetros de usinagem e a força

A análise de variância realizada nos resultados dos ensaios, tendo como variáveis de influência ap, ae, fz e o sentido de corte e como variáveis de resposta as três componentes da força de usinagem, mostra que o passo lateral a_e tem maior influência na força de usinagem e nas

componentes F_y e F_z . Já o avanço por dente f_z tem maior influência na força de avanço. A variável de menor influência na força de usinagem ou nas suas três componentes é a profundidade de corte a_p . A influência do passo lateral na força de usinagem pode ser percebida pelos dados da tabela 4.2 onde estão listadas as condições de ensaio e o valor calculado da força de usinagem. Uma representação gráfica pode ser vista na figura 4.11.

O objetivo principal de um experimento é identificar os fatores vitais que influenciam as variáveis de resposta. O gráfico de Pareto permite comparar a relativa magnitude dos efeitos e avaliar a sua significância estatística pois distingue visualmente os efeitos vitais dos efeitos triviais. Utilizou-se deste conceito para mostrar proporcionalmente a intensidade do efeito de cada uma das três variáveis a_p , a_e e f_z na força de usinagem e nas suas componentes. Pode ser visto na figura 4.12. que a_e é o parâmetro de maior influência na força usinagem F_u . Mesmo assim, analisando-se os dados da figura 4.11 e da tabela 4.2, vê-se que enquanto a_e foi quadruplicado, F_u nunca chegou a ser duplicado, mostrando que o parâmetro que mais influencia na força, ainda assim não influencia de maneira diretamente proporcional.

ensaio	sentido	a_p em mm	f_z em mm	$a_e = 1$ mm	$a_e = 4$ mm
				F_u (N_{RMS})	F_u (N_{RMS})
1	concordante	0,5	0,05	105,5	183,5
2	concordante	0,9	0,05	131	237
3	concordante	0,5	0,12	155,5	272
4	concordante	0,9	0,12	197	380,5
5	discordante	0,5	0,05	134	192,5
6	discordante	0,9	0,05	166	251
7	discordante	0,5	0,12	179,5	274,35
8	discordante	0,9	0,12	226,5	388,5

Tabela 4.2 Comparação entre os módulos da força de usinagem em função do passo lateral

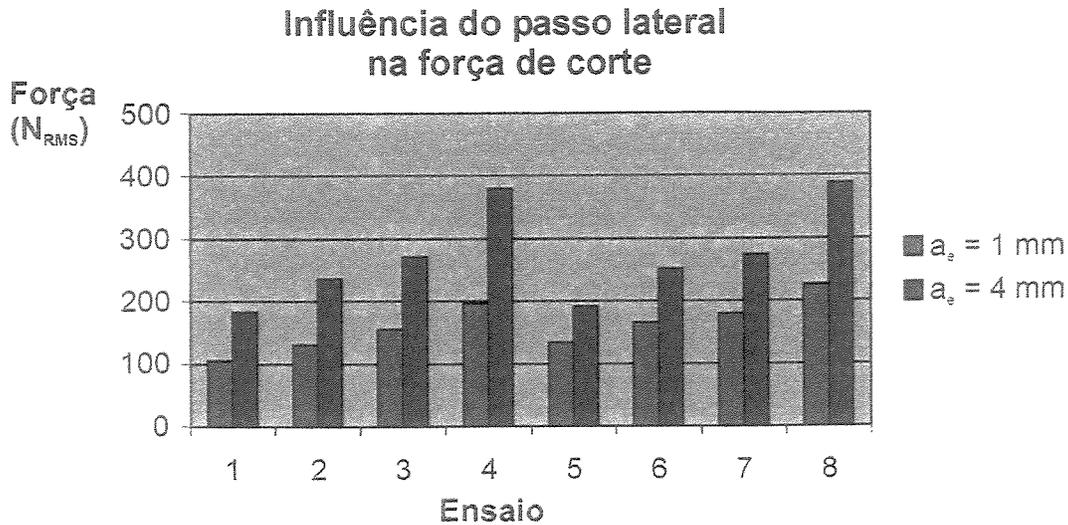


Figura 4.11 Comparação da força de usinagem em função da penetração de trabalho.

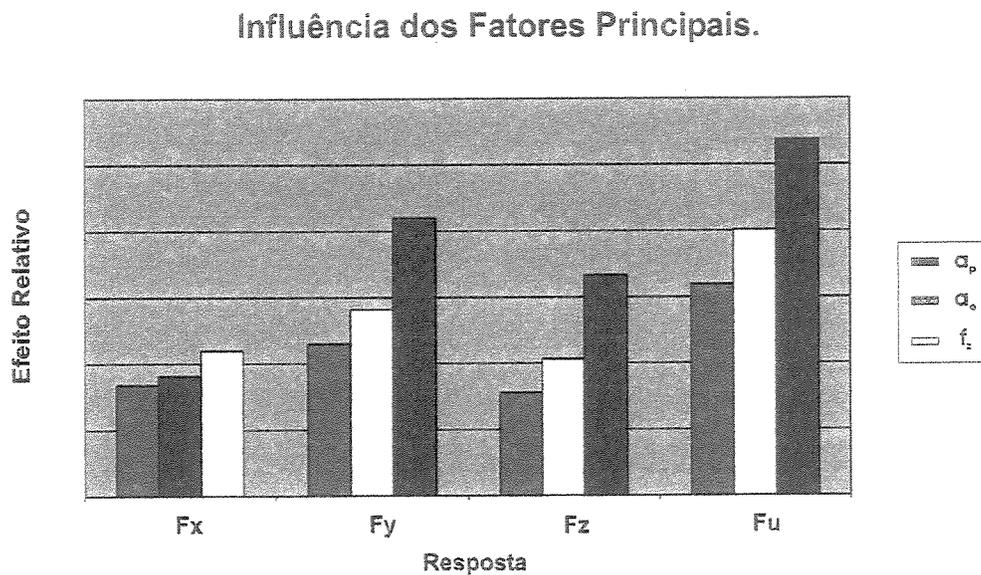


Figura 4.12 Parâmetros de usinagem mais influentes na força.

4.1.4 - O crescimento da força com o volume de material removido

O produto de três dos quatro fatores analisados (a_p , a_e e f_z) está associado a um parâmetro importante no desbaste, que é o volume de material removido na unidade de tempo. O volume de material removido na unidade do tempo é dado pela equação 4.7, onde o valor da velocidade de avanço (v_f) é calculado pela equação 4.8. Na realização dos ensaios foram mantidos constantes a velocidade de corte e o número de dentes (z) da fresa. A rotação (n) apesar de não ser uma

variável de ensaio, assumiu dois valores diferentes durante os ensaios em função da premissa de velocidade de corte constante. A mesma análise deve ser feita para a velocidade de avanço. Levando estes fatores em conta podemos afirmar que, nos ensaios realizados, a variação de volume foi de 456 mm³/min a 6006 mm³/min, ou seja, o volume foi variado em até 13 vezes o volume inicial. Neste intervalo, a força foi sempre crescente com o volume e a sua variação total não foi superior a 5 vezes, dependendo da componente analisada. Este pequeno crescimento pode ser explicado pelo fato de que a pressão específica de corte diminui com o aumento do avanço.. Uma análise mais detalhada permite perceber que o crescimento da força não foi na mesma proporção do crescimento das variáveis de influência, mostrando que todos os parâmetros testados têm influência sobre o Ks. No gráfico da figura 4.13 o mesmo volume apresenta-se duas vezes, o primeiro representa o corte no sentido concordante e o segundo no sentido discordante.

$$Q = a_p \cdot a_e \cdot v_f \quad \text{Equação 4.7}$$

$$v_f = f_z \cdot z \cdot n \quad \text{Equação 4.8}$$

A combinação destes resultados com os resultados discutidos no item anterior nos permite afirmar que em termos de força, na operação de desbaste de material endurecido com fresa de topo esférica, não é tão importante trabalhar com pequenos volumes de material removido na unidade do tempo. Se for necessário efetuar um pequeno aumento na taxa de remoção previamente estabelecida deve-se primeiro aumentar a_p , a segunda opção é aumentar f_z e finalmente se necessário aumentar a_e . Na prática é muito mais fácil aumentar f_z durante a usinagem, pela alteração da posição do potenciômetro de avanço na máquina ferramenta.

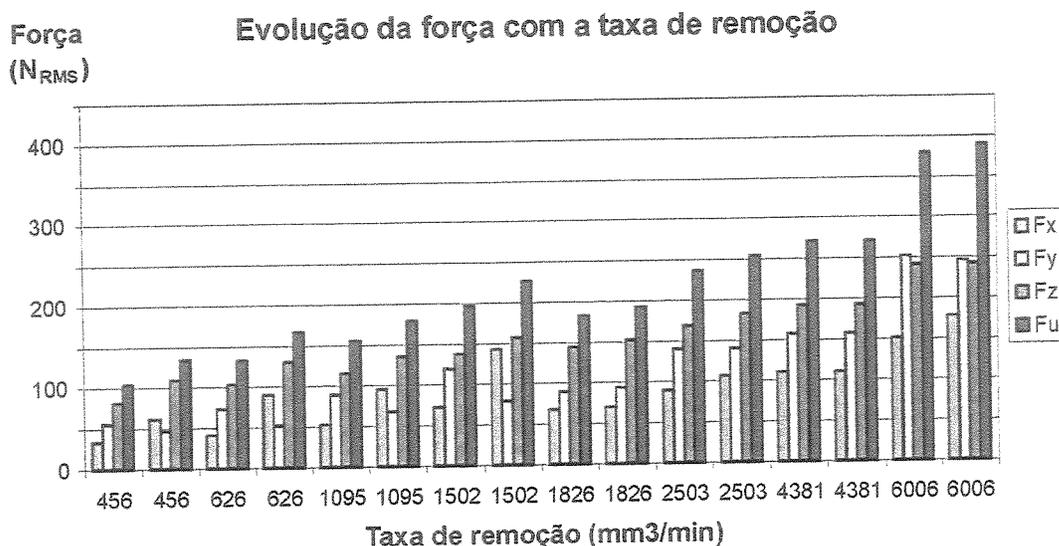


Figura 4.13 Evolução da força com a taxa de remoção de material

4.1.5 - A realidade

Os ensaios de medição de força são normalmente realizados com um corpo de prova preparado para tal finalidade. Este corpo de prova que deve atender certos requisitos é alinhado e fixo sobre o dinamômetro. Providencia-se a fixação do dinamômetro sobre a máquina de tal forma que haja uma colinearidade dos eixos de medição do dinamômetro com os eixos principais da máquina ferramenta. A realização de réplicas, quando se faz necessária, demanda novos corpos de prova ou, quando possível, aproveita-se o mesmo corpo de prova, tomando-se o cuidado de evitar que os novos resultados sejam comprometidos em função da alteração geométrica causada pelos ensaios anteriores.

O desbaste de cavidade não funciona assim. A primeira passada com a fresa de ponta esférica geralmente é feita sobre uma superfície plana. As passadas realizadas a partir do segundo nível de profundidade em diante encontram as marcas deixadas pela usinagem anterior. A altura de crista destas marcas depende da relação entre a_p , a_e e do raio da fresa esférica. Mesmo que a usinagem seja executada com incrementos constantes de profundidade, a profundidade real oscilará entre o valor fixado e o valor fixado acrescido da altura de crista. O valor máximo da altura de crista é igual à profundidade. Assim esta oscilação pode variar entre os valores de a_p e $2a_p$.

Após a finalização dos testes de aquisição da força, repetiram-se todos os ensaios sem preparar a superfície, apenas para verificar a influência das irregularidades da operação anterior. Os resultados deste ensaio permitem concluir que:

- as análises e considerações feitas para a primeira bateria de ensaios são válidas tanto para superfícies lisas quanto para superfícies que apresentam alturas de crista resultantes da usinagem anterior (desde que a usinagem anterior tenha sido feita com a mesma ferramenta e com os mesmos parâmetros de corte)
- a variação da força é pequena e em nenhum caso ultrapassou a 20% do valor da primeira aquisição. Isto comprova a pequena influência de a_p na força. (veja gráfico da figura 4.14)
- a usinagem na direção perpendicular às cristas na superfície não deve ser praticada, pois gera oscilações na força, cuja frequência é inversamente proporcional à distância de separação das cristas e diretamente proporcional à velocidade de avanço (figura 4.15).

O gráfico da figura 4.15 mostra a envoltória dos sinais da força de avanço medida na usinagem de uma superfície que contém as ondulações da ferramenta deixadas pela usinagem anterior. Os parâmetros da usinagem anterior foram os mesmos parâmetros usados na aquisição do sinal da força, isto é, $a_p = 0.9\text{mm}$, $a_e = 4\text{mm}$, $f_z = 0,05\text{mm}$, $n = 6952\text{ rpm}$ e $v_f = 695\text{ mm/min}$. A usinagem para a aquisição de sinais foi efetuada perpendicularmente às marcas das irregularidades deixadas na superfície pela operação anterior, isto é, perpendicular à trajetória anterior da ferramenta. Os pontos das curvas envoltórias foram obtidos após a determinação de máximos e mínimos de cada agrupamento de pontos correspondente à frequência de passagem dos dentes sobre o corpo de prova. Esta análise foi efetuada em todo o universo de pontos amostrados. No eixo das abscissas, a base de tempo em segundos permite calcular a distância entre as cristas uma vez que se conheça a velocidade de avanço. Também é possível calcular a frequência da oscilação da força que, neste caso, vale 2,895Hz. Esta oscilação está presente nas outras duas componentes da força de usinagem.

Variação da força de Usinagem em função da irregularidade da superfície.

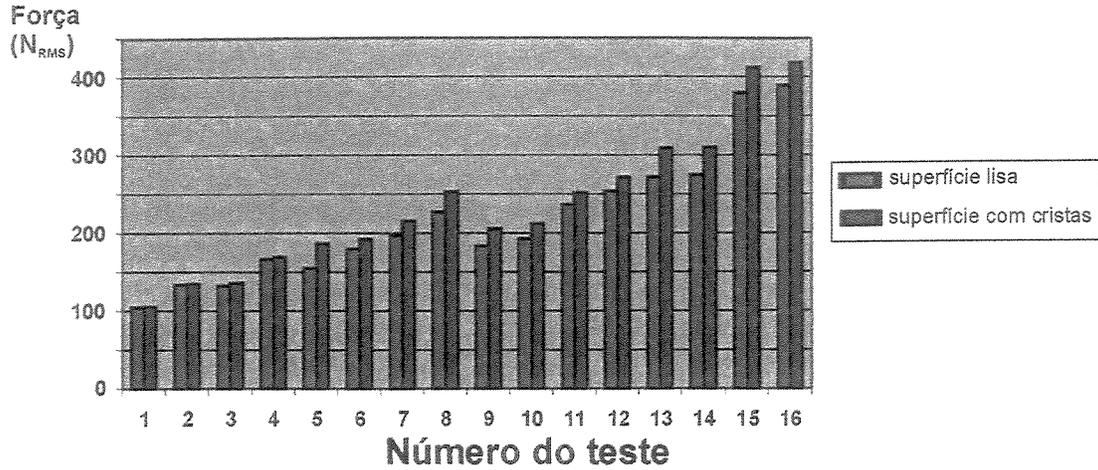


Figura 4.14 Variação da força em função das irregularidades anteriores.

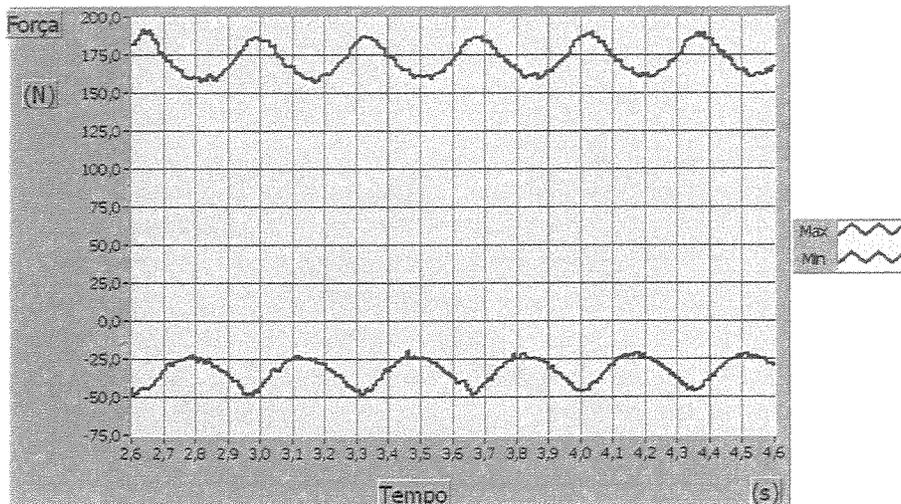


Figura 4.15 Envoltória da força de avanço.

4.2 - Segundo Bloco de Ensaio

A segunda bateria de ensaios consistiu da repetição dos mesmos ensaios anteriores mas com uma ferramenta mais longa, com balanço de 50mm, usando apenas os dois sensores de deslocamento. O dinamômetro não era mais necessário porque não se esperava uma variação da força de usinagem com a variação do comprimento da ferramenta. Para a montagem do sensor foi

utilizado o segundo carretel, cuja única diferença em relação ao primeiro era o comprimento. Isto garantia a aquisição do sinal de vibração sempre no mesmo ponto, a 25mm da extremidade da ferramenta. Neste experimento fatorial, agora com cinco variáveis a_p , a_e , f_z , sentido de corte e balanço da ferramenta, aproveitou-se os dados dos sensores capturados na primeira bateria de testes.

4.2.1 - A fidelidade dos dados

A primeira análise feita foi verificar a correlação entre os deslocamentos medidos com o balanço de 30mm e os deslocamentos medidos com o balanço de 50 mm. O resultado pode ser visto no gráfico da figura 4.16.

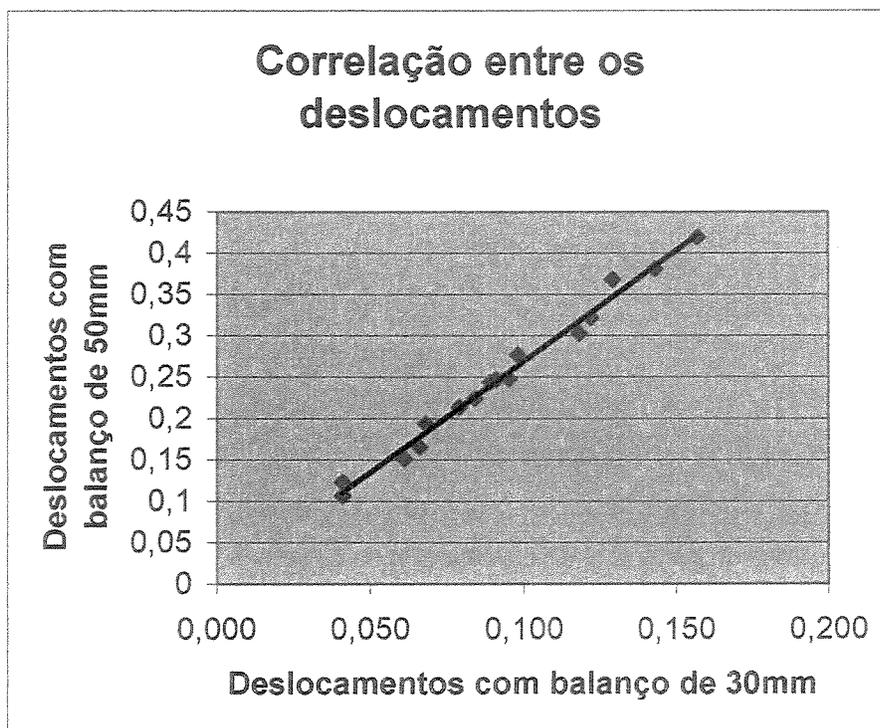


Figura 4.16 Correlação entre os deslocamentos com balanço de 30 mm e com 50 mm.

Os resultados do deslocamento D_x de testes cuja única diferença era a altura de montagem formaram dezesseis pares ordenados que estão registrados no gráfico acima. O coeficiente de correlação para uma aproximação desta curva por uma reta é de 0,99. A equação da reta da

correlação linear fornece, através do coeficiente angular, a relação entre as medidas da vibração da ferramenta quando o balanço era de 30 mm com as medidas da vibração quando o balanço era de 50 mm. O valor do coeficiente angular da reta vale 2,685, isto é, os valores medidos da vibração para o balanço de 50 mm são de 2,685 vezes maiores que os valores de vibração lidos para a ferramenta montada com o balanço de 30 mm. O coeficiente linear da equação da reta que mais se ajusta aos pontos vale 0,0004. Se fosse possível medir a vibração da ferramenta na sua extremidade junto à superfície a relação entre as amplitudes da ferramenta de balanço de 50 mm e a ferramenta de balanço de 30 mm seria de $(50^3/30^3)$. A diferença entre o valor teórico que é de 4,632 e o valor medido pode ser explicada por:

- impossibilidade de medir a vibração na extremidade da ferramenta,
- a dimensão física do sensor mais a polia definem uma região de medição e não um ponto a partir da extremidade
- a suposição teórica de que o conjunto cone de fixação + nariz do eixo árvore tem rigidez infinita.

4.2.2 - A análise da vibração

A variável de resposta vibração foi analisada de duas maneiras diferentes. A primeira consistia de analisar a amplitude do sinal e a segunda analisar o valor RMS do sinal. Para facilitar a análise, todos os sinais dos sensores foram colocados na mesma referência através da subtração do sinal de seu valor médio.

Com o objetivo de avaliar como se comporta o eixo da ferramenta durante o corte resolveu-se analisar o comportamento dos dois sinais de deslocamento simultaneamente. Uma excelente maneira de visualizar tal comportamento é através da plotagem do par ordenado dos sinais dos dois sensores. As figuras 4.17, 4.18 e 4.19 mostram as trajetórias descritas pelo eixo da ferramenta nas diferentes condições de teste. Nos eixos das abscissas estão colocados os deslocamentos medidos na direção de avanço e nas ordenadas os deslocamentos medidos na direção perpendicular. A figura 4.17 mostra a trajetória descrita pelo eixo da ferramenta quando girando em vazio. Os sinais dos sensores Dx e Dy foram captados com a máquina nesta condição, isto é, a ferramenta não estava cortando material. Os três eixos da máquina se moviam na

máxima velocidade de ensaio. Os valores máximos lidos correspondem à excentricidade de montagem da polia sobre a haste da ferramenta que, com visto na figura 4.17 era de 4 μm . A rotação do fuso era de 9128 rpm e velocidade de avanço dos eixos de 2190 m/min e os sinais foram filtrados com um filtro passa baixa de 1KHz.

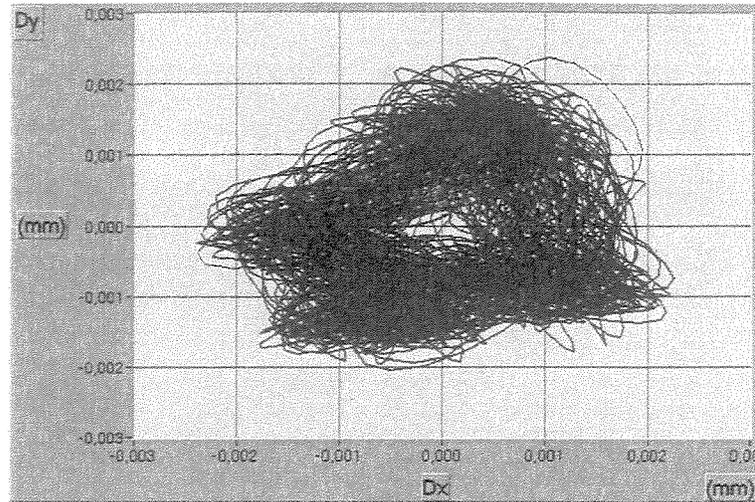


Figura 4.17 Erro de indicação de deslocamento do centro da ferramenta.

A figura 4.18 é uma indicação de deslocamento do centro da ferramenta durante a usinagem. Os sinais dos sensores Dx e Dy foram captados com a máquina cortando o corpo de prova com os seguintes parâmetros de usinagem: $a_p = 0,5$ mm, $a_e = 1$ mm, $f_z = 0,05$ mm, sentido de corte concordante, balanço da ferramenta 30 mm, rotação de 9128 rpm e velocidade de avanço de 912 mm/min. Com estes parâmetros, no ensaio de aquisição da força, a força de usinagem foi o menor valor obtido. A figura dupla poderia ser explicada como efeito de um batimento entre os dentes da ferramenta. Vê-se que, neste ensaio, a excentricidade no giro da ferramenta subiu para a casa de 10 μm .

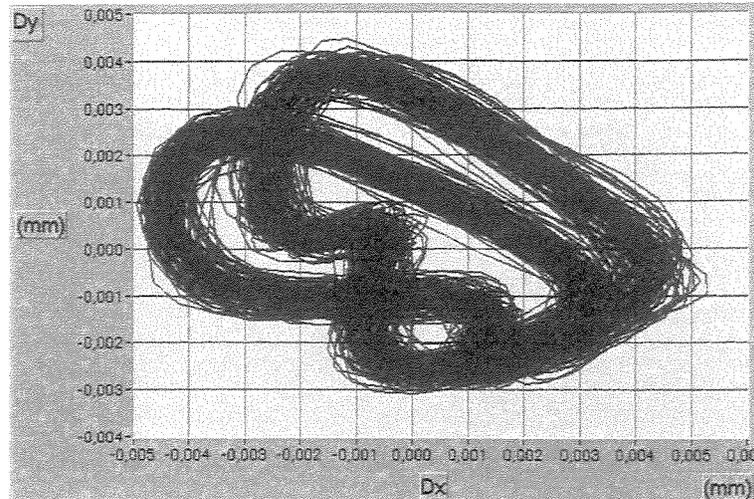


Figura 4.18 Indicação de deslocamento do centro da ferramenta durante a usinagem.

Na condição que gerou a maior força de usinagem, isto é, com os parâmetros de corte: $a_p = 0,9$ mm, $a_e = 4$ mm, $f_z = 0,12$ mm, sentido de corte discordante, a indicação de deslocamento do centro da ferramenta foi muito maior durante a usinagem com a ferramenta com balanço de 50 mm. Na figura 4.19, os sinais dos sensores Dx e Dy foram captados com a máquina cortando o corpo de prova com a rotação de 6951 rpm e velocidade de avanço de 1668 mm/min. A figura dupla poderia ser explicada como efeito de um batimento entre os dentes da ferramenta. Aqui vê-se que a excentricidade cresce para 65 μ m. Esta é a máxima excentricidade obtida, o balanço da ferramenta era o maior e foi medida nas condições de ensaio que gerou a maior força.

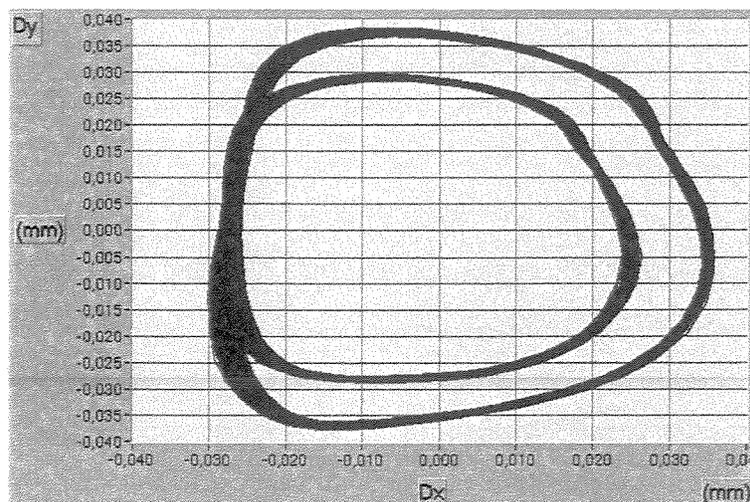


Figura 4.19 Maior deslocamento do centro da ferramenta durante a usinagem.

Durante a usinagem de uma das condições de testes, pensou-se que a ferramenta havia lascado em função da mudança do som característico emitido pelo conjunto máquina-peça-ferramenta. Registraram-se os sinais capturados pela placa de aquisição e uma avaliação microscópica da aresta de corte foi feita. Não se constatou nenhum dano ou desgaste nas arestas de corte. Reiniciaram-se os ensaios com novas condições de teste e a usinagem prosseguiu normalmente. Repetiu-se a condição de teste que gerou a anomalia sonora por mais duas vezes e ela sempre se manifestou. Efetuou-se a análise dos dados com o filtro passa baixa de 1KHz e nenhuma informação nova surgiu. Realizaram-se novas análises do espectro de frequência dos sinais dos sensores ampliando a faixa de operação do filtro em incrementos de 100Hz até o limite de 2,1 KHz (frequência onde a resposta do sensor ainda é praticamente plana, não sofre nenhuma atenuação forte). A frequência de 1978 Hz calculada por FFT, que por uma questão de escala aparece na figura 4.20 como se fosse 2000 Hz, é responsável pela alteração da forma da curva mostrada na figura 4.21. Esta frequência foi encontrada em todas as análises de espectro de frequência de todos os ensaios independentemente dos parâmetros de teste. Estava presente em todos os ensaios e foi captada pelos dois sensores seria facilmente desprezada nos ensaios com balanço da ferramenta igual a 30 mm em função da baixíssima energia. Ela possuía mais energia nos ensaios onde a altura de montagem da ferramenta era maior, sendo responsável por alterações na forma das curvas de deslocamento do centro da ferramenta. A alteração mais acentuada e notável é a apresentada na figura 4.21 A energia que provocou esta alteração é 14 vezes menor que a energia associada à frequência de passagem dos dentes. A usinagem do corpo de prova com as condições de teste: $a_p = 0,5$ mm, $a_e = 4$ mm, $f_z = 0,05$ mm, sentido de corte concordante, balanço da ferramenta 50 mm, rotação de 9128 rpm e velocidade de avanço de 912 mm/min provocou a forma poligonal do deslocamento radial do centro da ferramenta e, esta condição de ensaio apresentou alteração sonora. A forma poligonal da figura pode ser explicada como o de deslocamento radial do centro da ferramenta que ocorre a frequência de 1978 Hz. O filtro utilizado foi o passa baixa de 2.1 kHz. A utilização de um filtro passa baixa de 1 kHz suaviza a curva, como pode ser visto na figura 4.22. Uma análise de variância dos cinco fatores testados tendo como resposta à energia do espectro de frequência na faixa entre 1900kHz e 2000 kHz mostra que o balanço tem um forte efeito na energia desta faixa de frequência. O segundo fator de influencia na energia desta faixa de frequência é o avanço, porém o seu efeito é oito vezes menor que o balanço.

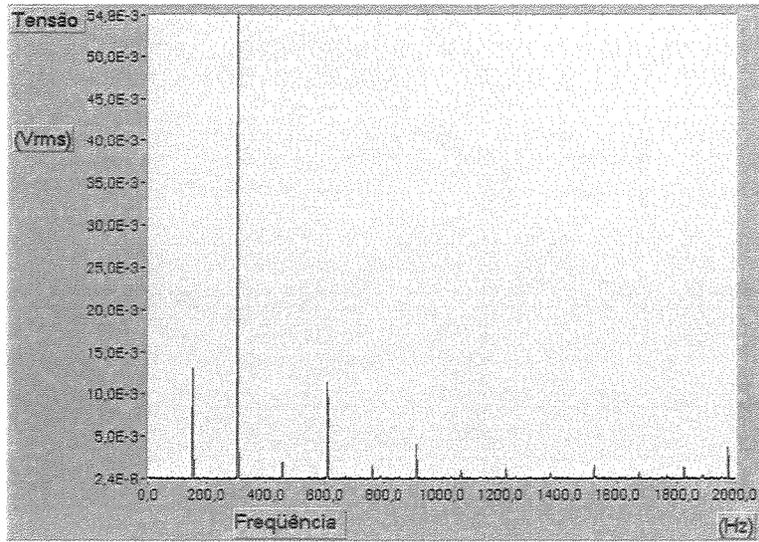


Figura 4.20 Análise do espectro de frequência do sensor Dx.

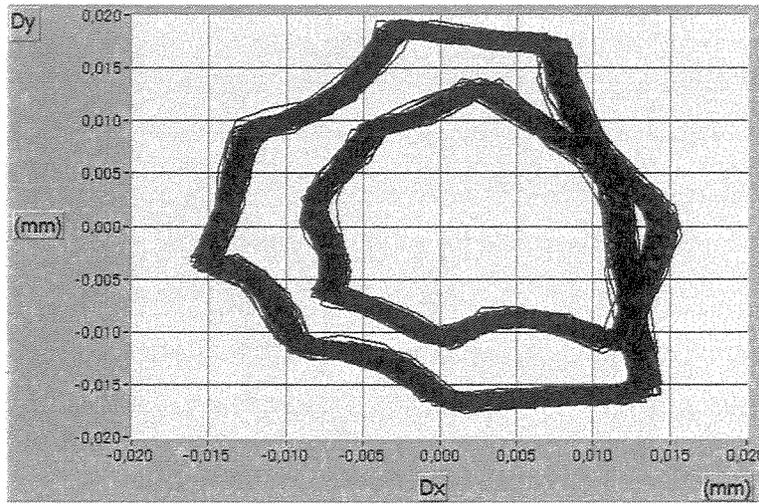


Figura 4.21 Deslocamento do centro da ferramenta em forma poligonal.

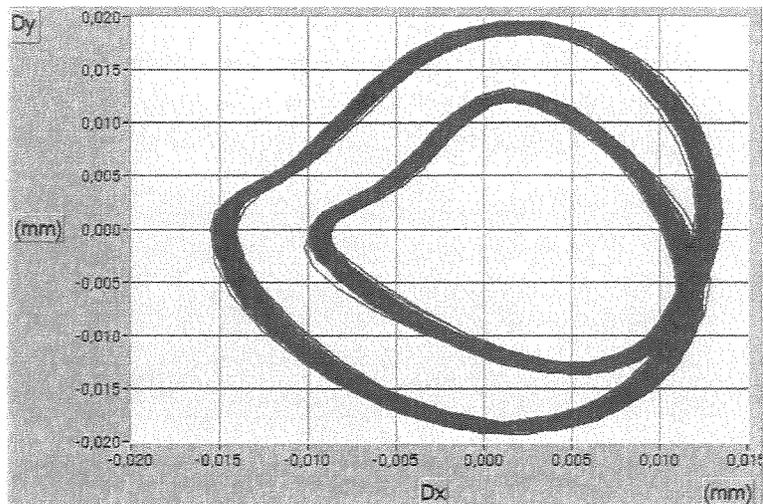


Figura 4.22 Indicação de deslocamento do centro da ferramenta.

4.2.3 - A influência dos parâmetros de usinagem na vibração

Após a análise de variância foi possível determinar a influência de cada parâmetro na vibração medida pelos sensores Dx e Dy. Os resultados vistos na figura 4.23 mostram proporcionalmente a intensidade do efeito de cada uma das tres variáveis a_e e f_z nas duas componenetes da vibração. Como era esperado, a maior influencia na vibração da ferramenta é o comprimento. Interessante é notar que em face da forte influência do balanço na vibração, o passo lateral a_e e o avanço por dente f_z aparecem com praticamente a mesma influência na vibração e, como visto na figura 4.12, a influência de f_z é um pouco maior.

Influência dos fatores principais na vibração.

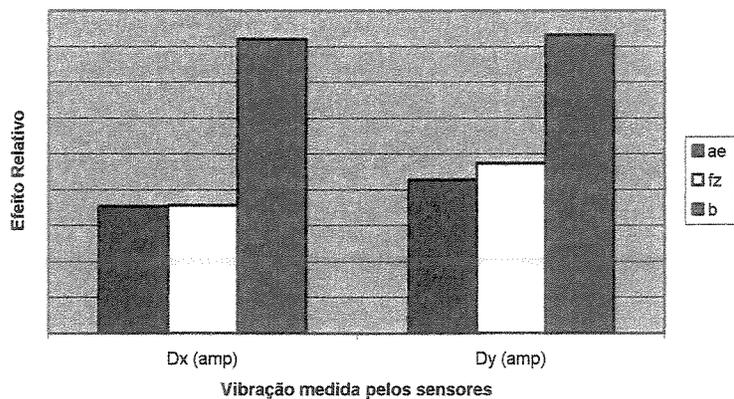


Figura 4.23 Parâmetros que mais influenciam na vibração.

4.3 - O terceiro bloco de ensaios

A terceira bateria de ensaios tinha a finalidade de identificar quais dos fatores, a velocidade de corte ou o balanço, influem de maneira mais negativa na vida das ferramentas, monitorar o desgaste da ferramenta através dos sinais capturados pelos dois sensores de deslocamento e avaliar o efeito do desgaste no cavaco gerado. Para a definição dos parâmetros de usinagem que se tornaram constantes durante o ensaio de vida os seguintes fatores foram considerados:

- A operação é de desbaste e assim, o ensaio de vida deveria ser feito com um agrupamento de parâmetros que desse um grande volume de material removido na unidade do tempo.
- A amplitude de vibração deveria ser a menor possível para reduzir a probabilidade de lascamento da aresta de corte.

Assim, os parâmetros que agrupados formaram a taxa de remoção de material de 4381 mm³/min (figura 4.13) foram escolhidos porque para este volume removido na unidade do tempo, a razão força por taxa de remoção de material é menor. Para este volume, a força de usinagem é menor quando comparada com o volume imediatamente superior. O sentido de corte escolhido foi o concordante porque os ensaios anteriores mostraram que na usinagem com sentido de corte concordante as forças são menores (figura 4.10). A determinação dos valores da variável velocidade de corte para o ensaio foi referenciada na literatura e em catálogos de fabricantes Os valores do balanço serão os mesmos utilizados nos ensaios posteriores.

4.3.1 - O ensaio de vida e o monitoramento da ferramenta.

A figura 4.24 mostra os valores médios de desgaste da ferramenta (V_{Bmax}) de quatro arestas (duas ferramentas) medidos a cada comprimento usinado de 15 metros. Nota-se claramente na figura a influência marcante da velocidade de corte no desgaste da ferramenta. Independentemente do balanço, as ferramentas que trabalharam com velocidade de corte menor conseguiram usinar um comprimento maior. Do gráfico pode-se perceber também que ocorre uma interação entre a velocidade de corte e o balanço da ferramenta. Contrariando o senso comum, nem sempre um balanço mais curto significa uma vida de ferramenta maior. Isto sugere

que aumentado a flexibilidade de fresas de topo esférico, até um determinado limite onde não ocorra uma vibração grande de tal maneira a induzir a quebra, é não influenciar a vida da ferramenta. Durante a fase inicial deste trabalho, na definição dos níveis das variáveis, foram feitos testes com ferramentas montadas com balanço de 70 mm. Com este balanço a vida da ferramenta foi muito curta, o comprimento usinado foi inferior a 0,25 m. O desgaste de flanco da ferramenta cresce mais rapidamente quando a ferramenta é mais rígida. (Myaguchi, 2001). Para os ensaios realizados com a velocidade de corte de 200 m/min nota-se uma aceleração do crescimento do desgaste, sugerindo uma composição de mecanismos de desgaste. Podem estar ocorrendo simultaneamente abrasão, oxidação e difusão (Komanduri, 1993) e a temperatura na região de corte pode estar ultrapassando a 1200 K (Kopac, 1998). É interessante ainda notar que, na figura 4.24 as curvas relativas a v_c de 125 m/min crescem continuamente, com uma inclinação quase constante. Porém, as curvas relativas a v_c de 200 m/min apresentam uma brusca mudança de inclinação entre 60 e 75 m usinados, a partir de onde os desgastes passam a crescer muito mais rapidamente. Esta mudança de inclinação da curva, ocorrida com valores de desgaste muito baixos, tem a ver com a perda de afiação da resta de corte que se tornou mais irregular em função dos microlascamentos da aresta de corte que acelerou os mecanismos do desgaste.

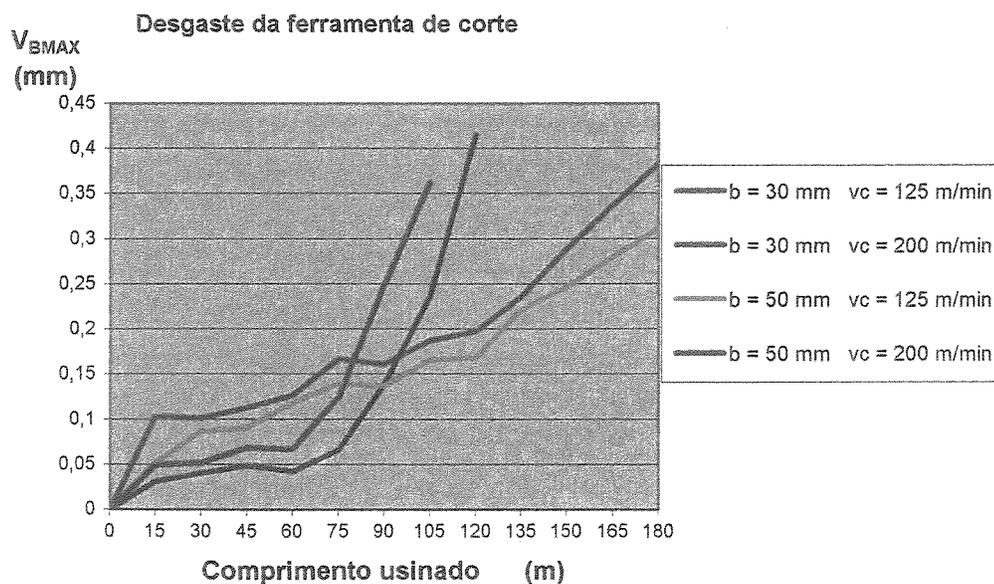


Figura 4.24 Curva de desgaste da ferramenta.

Com os dados obtidos do ensaio de desgaste é possível construir a curva de vida para os

dois balanços e identificar o tipo de influência que o balanço exerce sobre a vida da ferramenta. Considerando como critério de fim de vida o desgaste de flanco igual a 0,3 mm e baseando-se na equação 4.9 (Equação de Taylor na forma simplificada onde T é a vida em minutos, C e y são constantes) o gráfico da curva de vida da figura 4.25 foi construído. Nele observa-se mais claramente a forte influência da velocidade de corte na vida da ferramenta e praticamente a inexistência de influência do balanço da ferramenta..

$$v_c \cdot T^y = C$$

Equação 4.9

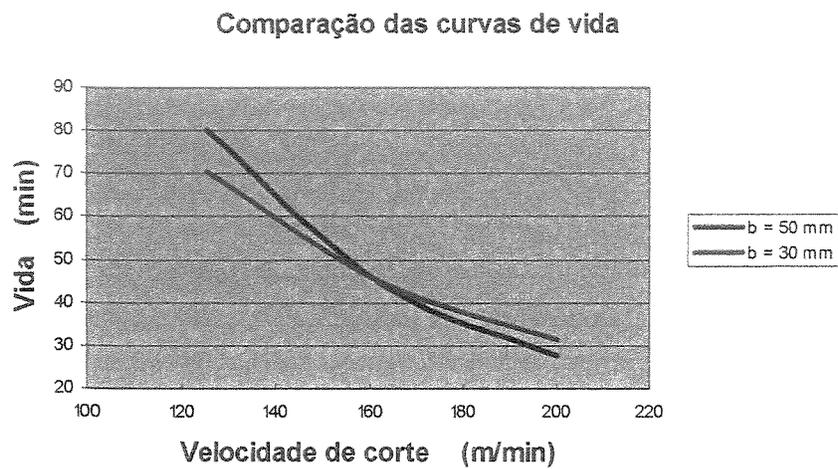


Figura 4.25 Interação entre curvas de vida da ferramenta.

Durante os ensaios de vida os dados dos sensores de deslocamento foram registrados a cada 5 metros para avaliar o comportamento dos sinais em função do comprimento usinado. Para cada sinal registrado foi feita uma análise relativa à amplitude do sinal e outra relativa ao cálculo do valor RMS em função do comprimento usinado. Os resultados do monitoramento dos sinais estão mostrados na figura 4.26. que mostra os dados obtidos durante o ensaio de vida com o balanço da ferramenta de 30mm, velocidade de corte de 125 m/min, $a_p = 0,5$ m, $a_e = 4$ mm, $f_z = 0,12$ mm. Ambas as curvas mostram uma mesma tendência de crescimento com o comprimento usinado, porém a utilização da amplitude dos sinais apresentou-se com uma sensibilidade maior ao desgaste. A interpretação que deve ser feita dos resultados é que a um sistema de monitoramento da vida da ferramenta é possível com este tipo de sensor e que sistemas de monitoramento baseados na amplitude do sinal apresentam sensibilidade superior quando comparados com

sistemas que façam o tratamento RMS do sinal.

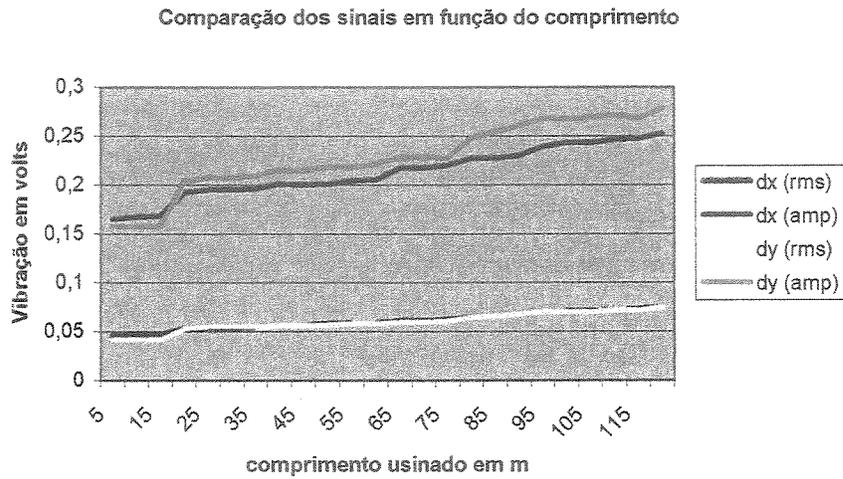


Figura 4.26 Evolução do sinal do sensor em função do comprimento usinado

Na figura 4.27 os sinais do sensor de deslocamento Dx foram adquiridos durante o ensaio de vida. Estes sinais são relativos à amplitude da vibração e mostram a evolução da amplitude à medida que a ferramenta está usinando e, conseqüentemente, à medida que cresce o desgaste da aresta de corte. A amplitude do sinal é diretamente proporcional à força, conforme visto na figura 4.2. Assim, à medida que cresce o desgaste da ferramenta está ocorrendo um acréscimo na força. No gráfico, as amplitudes relativas à ferramenta com balanço de 30 mm e com balanço de 50 mm são bem diferentes, não em função da variação da força, mas em função de um maior balanço da ferramenta, já que uma mesma força causa maior deflexão em ferramenta com balanço maior. Porém, a posição dos sinais da amplitude para o balanço de 50 mm mostra que possivelmente existe uma interação da força com a velocidade de corte. Mais ainda, os dados sugerem que a força de avanço cresce mais rapidamente quando velocidade de corte é de 200 m/min. Isto pode ser explicado através da curva de desgaste (Figura 4.24) onde se nota um acelerado desgaste na velocidade de 200 m/min. Quanto mais rápido cresce o desgaste mais rapidamente cresce a força. Outro ponto que pode ser observado no gráfico é que existe uma inversão de posição das curvas de vibração ou seja existe uma inversão da posição da força para os balanços de 30 mm e de 50 mm. Esta inversão também foi percebida na figura 4.24. O que se deve levar em conta é que os erros de montagem da altura da ferramenta também poderiam afetar a distancia de separação das curvas da figura 4.27, uma vez que a amplitude do sinal é proporcional ao cubo do comprimento.

Em função de a montagem ser efetuada fora do laboratório a tolerância de $\pm 0,5\text{mm}$ foi estabelecida e respeitada. Isto significa que para o comprimento de 30 mm a tolerância estabelecida poderia estabelecer diferenças da leitura da deflexão em $\pm 5\%$. Já para o balanço de 50 mm esta mesma tolerância reduz a margem erro da resposta do sensor para $\pm 3\%$.

Evolução dos sinais com o desgaste

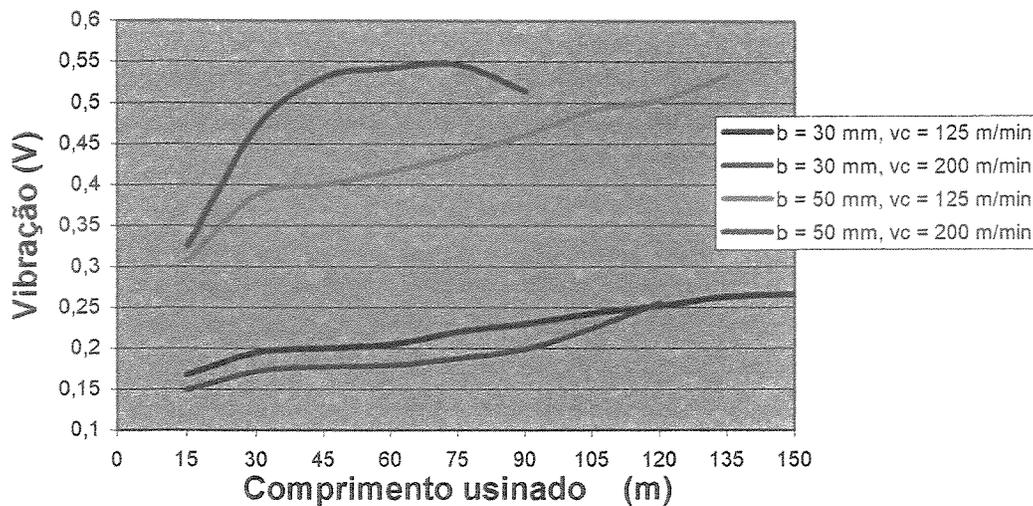


Figura 4.27 Evolução dos sinais de deslocamento com o desgaste

Durante o monitoramento do ensaio, continuamente se fez análise do espectro de frequência e análise do par ordenado (D_x, D_y) através da visualização de gráficos que indicavam o deslocamento simultâneo das coordenadas do eixo da ferramenta a cada 5 metros de comprimento usinado. Para a velocidade de corte de 125 m/min as figuras geradas no gráfico de deslocamento do centro da ferramenta apresentavam algumas alterações na forma porém, em nenhum momento uma figura idêntica a 4.21 foi visualizada. A mais significativa alteração da forma desta curva foi após a usinagem do comprimento de 80 metros com balanço de 50mm e velocidade de corte de 200 m/min onde a dispersão de posicionamento do centro da ferramenta se assemelha a um quadrado conforme mostrado na figura 4.28. Figuras semelhantes a um quadrado, porém não tão pronunciadas como a figura 4.28, foram encontradas na fase final de ensaio de vida realizado com balanço de 50 mm e velocidade de corte de 125 m/min. Uma possível explicação para o centro da ferramenta começar a descrever trajetórias na forma de polígonos é que à medida que o desgaste da aresta de corte começa a crescer, a força de corte

também começa a crescer, bem como a força de atrito. O ponto de início de formação do cavaco se desloca em função do desgaste da ferramenta. Estas alterações promovem oscilações na força de usinagem dentro do período de corte de uma aresta. A ferramenta começa a oscilar dentro do movimento em que o cavaco está sendo gerado, ela começa a se mover aos saltos em pequenas trajetórias retilíneas.

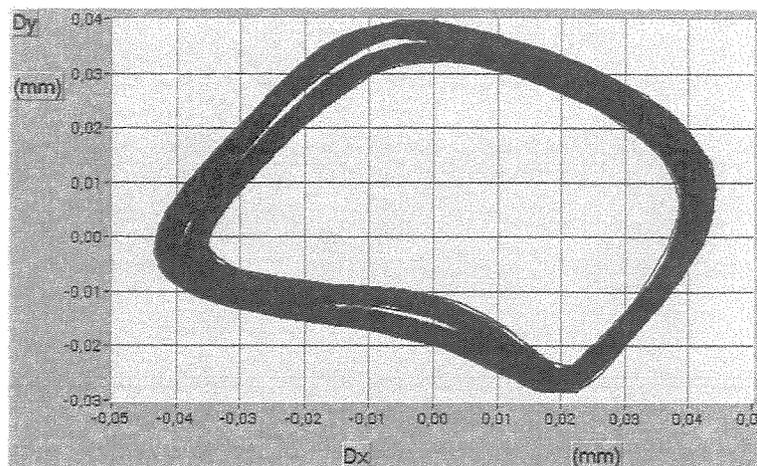


Figura 4.28 Alteração na curva de deslocamento do centro em função do desgaste.

A análise de espectro de frequência realizada para cada 5m de comprimento usinado mostrou que, as ferramentas montadas com balanço de 50 mm, na velocidade de corte de 200 m/min apresentavam um crescimento na energia na frequência de ~1950 Hz à medida que crescia o desgaste da ferramenta. A figura 4.29 mostra à direita, o espectro de frequência do início do ensaio e à esquerda o mesmo gráfico do final do ensaio de vida. A energia associada à frequência de passagem dos dentes sobre a peça também crescia e isto pode ser explicado pelo crescimento da força de corte com o crescimento do desgaste. À medida que o ensaio prosseguia, que o desgaste aumentava, a frequência associada à rotação, isto é, ao batimento das arestas de corte, diminuía. Ao longo do ensaio as arestas vão se desgastando e a aresta mais proeminente desgasta-se primeiro até que num dado momento o batimento tende a desaparecer e as duas arestas começam a trabalhar em condições de igualdade, retirando quase a mesma espessura de cavaco. As duas arestas não são iguais em função do desgaste que se iniciou primeiro na mais saliente e por isso persiste a oscilação na força a cada rotação da ferramenta. A energia associada à frequência de 1950 Hz cresceu significativamente durante o ensaio. O seu valor inicial que, nos primeiros cinco metros usinados era de 1/32 da energia da frequência de passagem dos dentes,

creceu para 1/14 após ter-se usinado um comprimento de 80 m. Esta é a frequência responsável pela alteração da forma da trajetória mostrada na figura 4.28. A frequência de 973 Hz, um múltiplo da frequência de passagem dos dentes é provavelmente uma harmônica.

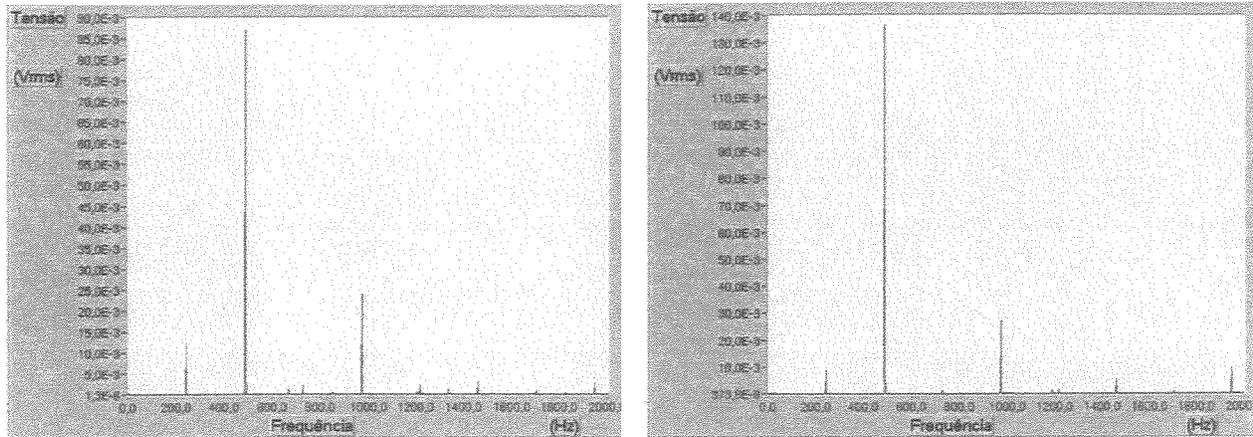


Figura 4.29, Crescimento da energia associada a frequências no ensaio de vida.

4.3.2 - A análise do cavaco gerado.

Durante o ensaio de vida, a cada quinze metros de usinagem, os cavacos eram recolhidos e armazenados em frascos selados, para posterior análise no microscópio. A figura 4.30 mostra o agrupamento dos cavacos recolhidos ao longo do ensaio de vida executado na velocidade de corte de 125 m/min. À medida que o ensaio de vida prosseguia, e o desgaste da ferramenta crescia, o aumento da temperatura era percebido qualitativamente através do cavaco. Notava-se que o cavaco começava a mudar a coloração no momento em que era gerado. Apagando-se a iluminação interna da máquina e do laboratório era possível observar que o cavaco começava a ficar incandescente. Todos os agrupamentos de cavaco separados foram fotografados com a mesma iluminação, tanto em intensidade e posicionamento e mesma ampliação de 8 vezes. Pode ser visto na figura 4.31 a evolução qualitativa da temperatura à medida que o desgaste cresce pela variação quase gradual da cor. Próximo do final da vida da ferramenta após os 135 metros de usinagem, a observação no microscópio mostra cavacos bem diferentes da forma e cor inicial, com uma coloração esverdeada sugerindo temperaturas superiores à 1000° C.

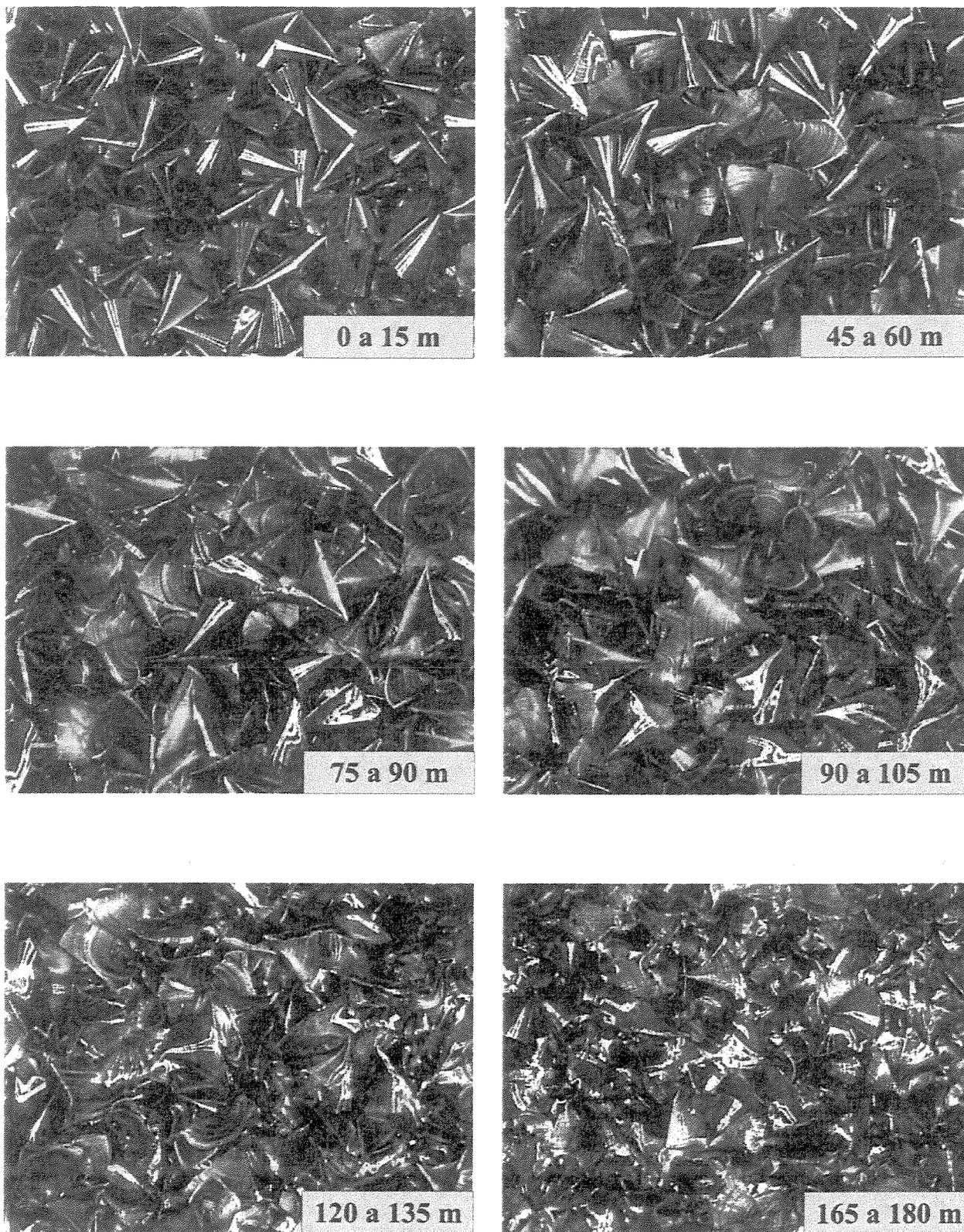


Figura 4.30 Avaliação qualitativa da temperatura durante o ensaio de vida

Uma ultima análise visual que pode ser feita no cavaco é com relação a sua forma. Os

cavacos coletados eram, enquanto a ferramenta não apresentava sinais de desgaste, do tipo estável (ver item 2.4). A figura 4.31 mostra os cavacos obtidos durante o ensaio de vida com velocidade de corte de 125 m/min e balanço de 50 mm. Na figura 4.31 A mostra-se o cavaco do tipo estável obtido através da usinagem de uma superfície lisa nos primeiros 15 metros do ensaio de vida. Nota-se que a forma de um cone é função do enrolamento do cavaco que ocorre à medida que ele vai se formando. Diferentemente do que foi relatado por Ning, 2000, e citado no item 2.4, provavelmente em função de parâmetros de corte diferentes, o vértice do cone existe. Na figura 4.31 B a visualização é a partir da base do cone após a usinagem de 30 metros. A borda do cavaco que forma a base não é plana, pelo contrário, apresenta um vértice que na verdade é consequência da usinagem de uma superfície com alturas de crista, isto é, irregularidades deixadas na superfície pela usinagem anterior. O cavaco desta foto é o resultado da usinagem de uma superfície com alturas de crista igual à profundidade de corte.

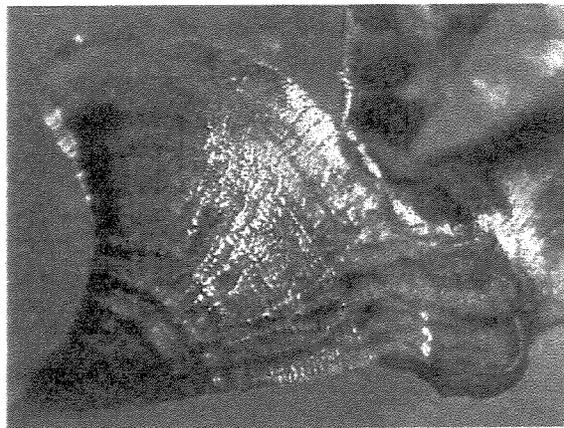
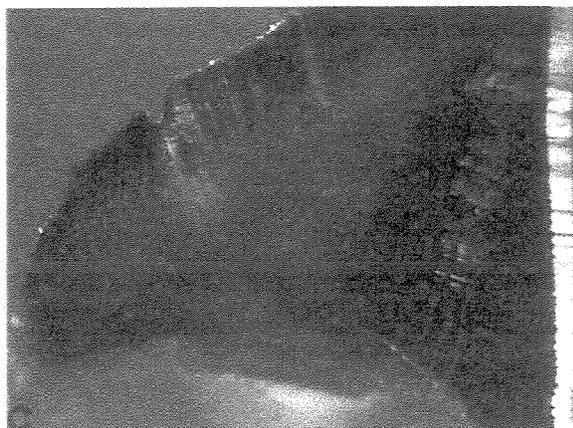
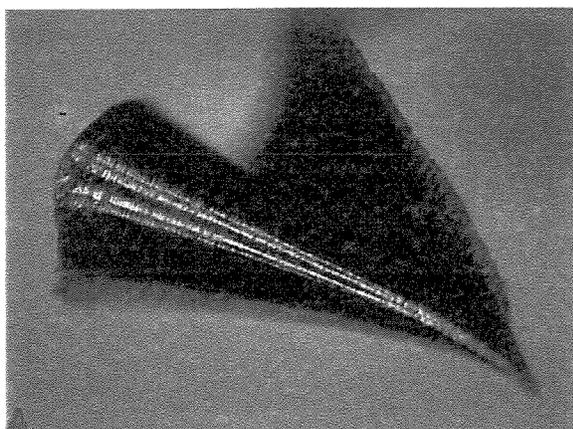


Figura 4.31 Variação das formas de cavaco em função do desgaste da ferramenta.

A figura 4.31 C mostra um cavaco após o comprimento de usinagem ter atingido 90 m. A base do cone está para baixo e na parte superior esquerda nota-se um pequeno entalhe no cavaco. Nesta região, baseado na coloração pode-se afirmar que houve um aumento de temperatura, provavelmente provocado pelo microlascamento que está ocorrendo na aresta da ferramenta e que causou o entalhe no cavaco. Na figura 4.31 D em função dos desgastes na ferramenta e da temperatura terem atingido o seu valor máximo, a forma do cavaco mudou drasticamente. Ele não é mais enrolado, apresenta uma pequena curvatura, com ondulações na superfície bem mais severas que as mostradas na figura 2.14 e, na região que a ferramenta não tinha mais corte a parte de cavaco “arrancada” está presa em parte de sua borda. O mesmo comportamento era visto nos cavacos do ensaio de vida realizado com velocidade de corte de 200 m/min. Isto sugere a existência de “chatter” na formação do cavaco da figura 4.31 D. A baixa frequência e a baixa amplitude que promovem a vibração da aresta de corte mencionada por Ning, 2000 citado no item 2.4 pode ser vista no gráfico das figuras 4.28 e 4.29. Os cavacos de forma II mostrados na figura 2.9 e os de forma III mostrados na figura 2.12 não foram identificados em todas as amostras analisadas.

4.3.3 - Análise do mecanismo de desgaste.

Todas as arestas de corte foram examinadas antes do ensaio e estavam em excelentes condições. As fotografias foram realizadas na região indicada na figura 4.32 A antes da realização de cada ensaio, e depois a cada 15 metros de comprimento usinado tanto na superfície de saída (figura 4.32 B) quanto na superfície de folga (figura 4.32 C). As fotos da superfície de saída foram obtidas inclinando-se a ferramenta de 15° para compensar o ângulo de hélice. As fotos da superfície de folga apresentam regiões desfocadas em função da curvatura da aresta de corte.

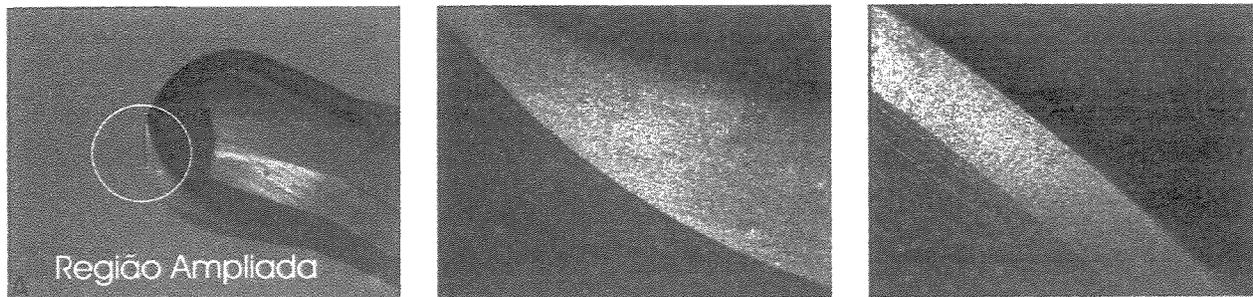


Figura 4.32 Regiões da ferramenta de corte analisadas durante o ensaio de vida

As fotografias da aresta de corte da ferramenta realizadas durante o ensaio de vida permitem uma análise do mecanismo de desgaste da ferramenta. A ferramenta montada com balanço de 50 mm que trabalhou na velocidade de corte de 200 m/min apresentou um pequeno sulco na aresta de corte, que pode ser visto na superfície de folga (figura 4.33 A), na região limítrofe da profundidade de corte. Este sulco, que poderia ser facilmente confundido com pequeno lascamento ou um desgaste de entalhe em função da sua localização, ocorreu após a usinagem dos primeiros 15 metros e pode ser observado na figura 4.33 A. Na figura 4.33 B pode-se observar, na superfície de saída, as marcas de contato entre cavaco e ferramenta formados pelo deslizamento do cavaco, em função da mudança de coloração da superfície bem como a falta de material provocada pelo pequeno sulco percebido na figura 4.33 A. A regularidade da forma da parte de material faltante observada na figura 4.33 B é característica de desgaste de entalhe.

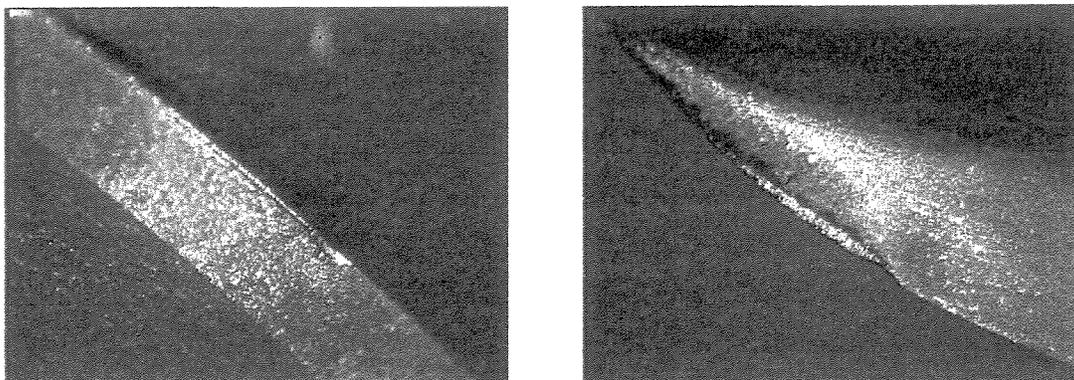


Figura 4.33 Início da formação do desgaste de desgaste de entalhe.

- A) superfície de folga
- B) superfície de saída

Com a evolução da usinagem, este sulco cresce e a partir da formação do vazio na aresta de corte uma pequena rebarba sensível ao tato é formada na altura de crista da superfície usinada. A

medição dos desgastes na superfície de folga foi realizada a partir da borda inferior da superfície de folga. O tamanho do desgaste de flanco é de 0,08 mm na figura 4.34 A. Esta figura mostra as condições da aresta de corte após a usinagem de um comprimento de 60 metros realizados com velocidade de corte de 200 m/min. e, quando visualizado na superfície de saída (figura 4.34 B) mostra uma região onde o material da ferramenta desapareceu. O desgaste de entalhe que ocorreu na usinagem dos primeiros quinze metros cresceu. A região escura à direita do lascamento na figura 4.34 B mostra que a ferramenta está usinando uma profundidade que oscila entre a profundidade de usinagem e a profundidade de usinagem mais a altura de crista.

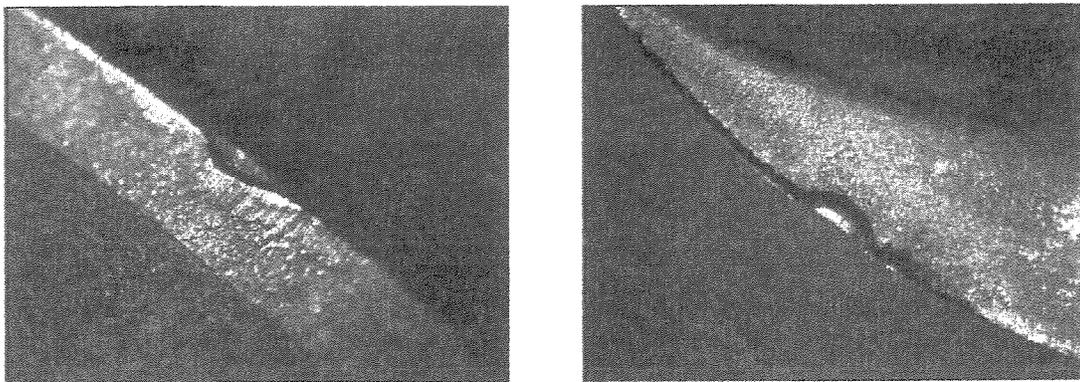


Figura 4.34 Desgaste da ferramenta após a usinagem de 60 m com $v_c = 200$ m/min.
A) superfície de folga
B) superfície de saída

A figura 4.35 mostra as mesmas regiões da ferramenta após a usinagem de um comprimento de 105 metros. A evolução do desgaste foi rápida e os danos na superfície de folga não refletem o que ocorreu na superfície de saída. O valor do desgaste de medido é de 0,37 mm. Na superfície de saída percebe-se um extenso lascamento. Na superfície de folga, o desgaste de entalhe que havia deu origem a um lascamento, facilmente identificado pelo seu contorno irregular. O lascamento que é visualizado na superfície de folga é muito pequeno quando comparada com o que pode ser observado na superfície de saída.

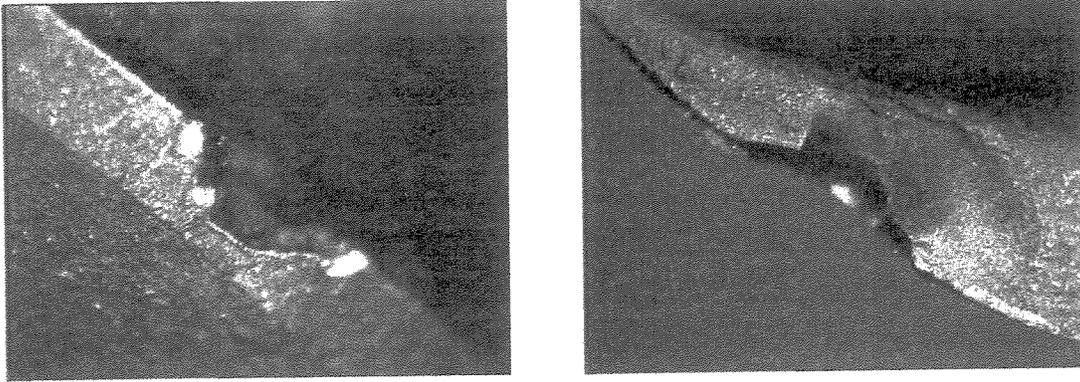


Figura 4.35 Desgaste da ferramenta após a usinagem de 105 m com $v_c = 200$ m/min.
 A) superfície de folga
 B) superfície de saída

O mecanismo de desgaste descrito ocorreu em todas as condições de ensaio, sendo a única diferença notada a velocidade de evolução do desgaste. Para os ensaios realizados com velocidade de corte de 200 m/min os desgastes foram mais acelerados que para velocidade de corte de 125 m/min. O mecanismo de desgaste não se alterou com variação de comprimento da ferramenta. A mesma forma padrão de fim de vida da ferramenta com lascamento acentuado percebido na superfície de saída ocorreu para a ferramenta mais curta com velocidade de corte menor como pode ser visto na figura 4.36. Nesta figura a ferramenta usinou um comprimento de 180 m com velocidade de corte de 125 m/min com balanço igual a 30 mm. Na superfície de folga mostrada na figura 4.36 A, a regularidade da forma do desgaste de entalhe não permite avaliar a extensão do lascamento ocorrido na superfície de saída. A diferença de tonalidade sugere o desenvolvimento de altas temperaturas nesta região.

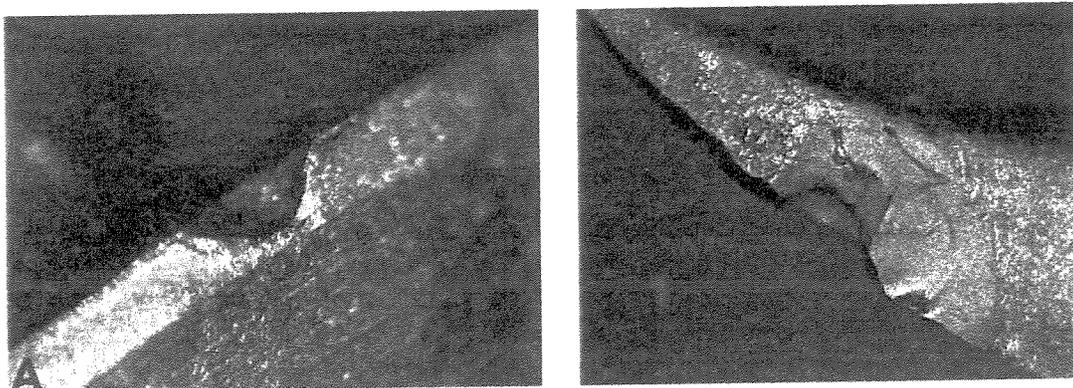


Figura 4.36 Desgaste da ferramenta após a usinagem de 180 m com $v_c = 125$ m/min.
 A) superfície de folga
 B) superfície de saída

Capítulo 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

5.1 - Conclusões

O tratamento dos dados e as análises dos resultados obtidos neste trabalho experimental, permitem, para as condições similares àquelas experimentadas neste trabalho, apontar as conclusões abaixo discriminadas:

No fresamento de topo com fresa de ponta esférica há uma relação linear entre força e o deslocamento provocado pela força. Os sensores de deslocamento comerciais são capazes de detectar os deslocamentos provocados pela força de avanço e pela força de apoio.

A profundidade de usinagem, a penetração de trabalho, o avanço por dente e o sentido de usinagem interferem no valor da força de corte. O parâmetro mais influente na força de corte é a penetração de trabalho.

O fresamento concordante gera forças de usinagem menores que o fresamento discordante.

A força de usinagem não tem uma relação linear com o volume de material removido na unidade do tempo. À medida que o volume de material removido na unidade do tempo cresce, a força pode crescer, mas numa proporção bem menor que o crescimento do primeiro.

Uma mesma taxa de remoção de material pode gerar força de corte diferente em função do sentido de corte.

O fresamento com fresa de topo esférica deve ser sempre efetuado paralelamente às cristas existentes na superfície deixadas pela operação anterior, para minimizar as oscilações na força e na vibração da ferramenta.

O balanço da ferramenta tem uma forte influência na vibração que ocorre durante a usinagem.

A vida da ferramenta é muito influenciada pela velocidade de corte e praticamente não é influenciada pelo balanço da ferramenta.

O aumento do desgaste da ferramenta provoca aumento da vibração da ferramenta.

A temperatura de usinagem cresce com o desgaste da ferramenta.

O mecanismo de falha das fresas de topo esférico, na usinagem do aço W. nr. 1.2606 com $52 \pm 2\text{HRc}$ nas velocidades de 125 m/min e 200 m/min com balanços de 30 e 50 mm, é por desgaste de entalhe seguido de lascamento.

5.2 - Sugestões para Trabalhos Futuros

As análises desenvolvidas durante toda a extensão deste trabalho irão contribuir no estabelecimento de parâmetros para o fresamento de materiais endurecidos. Para a continuidade e desenvolvimento das atividades nesta linha de pesquisa, alguns trabalhos são sugeridos a seguir:

Análise técnica e econômica da utilização de outros materiais de ferramentas no fresamento de desbaste em materiais endurecidos.

Avaliar a influência da velocidade de corte e do balanço da ferramenta na força de usinagem.

Determinar o balanço limite para as condições de usinagem estabelecidas.

Avaliar a influência dos parâmetros de usinagem nas operações de fresamento de acabamento de materiais endurecidos.

Avaliar quantitativamente a temperatura de usinagem de materiais endurecidos.

Estudar estratégias de usinagem e a sua influência na vida das ferramentas.

Referências Bibliográficas

- Arnone, Miles. High Performance Machining. Cincinnati: Hanser Gardner Publications, 1998, 297p.
- Altintas, Y. Modeling Approaches And Software For Predicting The Performance Of Milling Operations At MAL- UBC– In: CIRP 2000 Machining Workshop, 7, 2000, Sydney University Of NEW South Wales, www.malinc.com/cutpro/cirp_altintas.pdf
- Altan, T., Advanced techniques for die and mold manufacturing. *Annals Of The CIRP*, v. 42/2, p.707-716, 1993
- Bagard, P., Fresamento a alta velocidade de ferramental de conformação: mais qualidade e precisão. *Máquinas e Metais*, v. , p. 78-89, 1995.
- Becze, C. E., Clayton, P., Chen, L., El-Wardany T. I., Elbestawi, M. A. High-speed five-axis milling of hardened tool steel. *International Journal Of Machine Tools & Manufacture*, v.40, n.6, p.869-885, 2000.
- Cselle, T., Barimani, A. Today's applications and future development of coatings for drills and rotating cutting tools. *Surface And Coatings Technology*, v.76-77, p.712-718, 1995.
- Cselle, T. Rotating Tooling For Dry And High Speed Cutting. In: 2nd International German And French Conference, March, 1999, Darmstadt. p.137-145.

Davies M.A., Burns, T. J., Schmitz, T. L. High-Speed Machining Processes: Dynamics On Multiple Scales. In: PROCEEDINGS DYNAMICS AND CONTROL OF MECHANICAL PROCESSING, November, 1999. Technical University Of Budapest Department Of Applied Mechanics Hungary, www.mm.bme.hu/cost_p4_wg2/ws99/paper01.pdf

Davies, M. A. On The Dynamics Of High Speed Milling With Long, Slender End Mills. *Annals Of The CIRP*, v.47/1, p.55 – 60, 1998.

Dewes, R. C., Aspinwall, D. K. A Review Of Ultra High Speed Milling Of Hardened Steels. *Journal Of Materials Processing Technology*. v.69, p.1-17, 1997

Diniz, A. E., Coppini, N. L., Marcondes, F. C., Tecnologia Da Usinagem Dos Metais, Artliber Editora, 244 P.

Dreyer, K., Powder Metallurgy And Applications Of Hardmetals. In: DGM-Seminar Powdermetallurgy, May 2000 Aachen-Translation of the Presentation 213.198.62.46/pdf/en/en_00_08-powder_metallurgy.pdf

Elbestawi, M.A. High-speed milling of dies and molds in their hardened state. *Annals Of The CIRP*, v.46/1, p.57-62, 1997

Falbhömer, P., Altan, T. Survey of the die and mold manufacturing industry. *Journal Of Materials Processing Technology*, V.59, P.158-168, 1996

Falbhömer, P., Rodriguez, C.A. High speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal Of Materials Processing Technology*, v.98, p.104-115, 2000

Ferraresi, D. Fundamentos Da Usinagem Dos Metais. São Paulo: Ed. Edgard Blucher Ltda., 1997, 751 P.

- Gomes, Jefferson De Oliveira. Fabricação De Superfícies De Forma Livre Por Fresamento No Aço Temperado DIN 1.2083, Na Liga De Alumínio (AMP8000) E Na Liga De Cobre (Cu-Be). Florianópolis: Universidade Federal De Santa Catarina, 2001. 150 P. Tese (Doutorado)
- Hedenqvist, P. Tribological Laboratory Evaluation Of Thin Hard Coatings. *Surface And Coating Technology*, v.97, p.656-660, 1997.
- Hollister, G., Die Mold Process Training High Speed Machining For Milling Machines Student Manual Makino Die/Mold Division Publication No. 1541_3 1998
- Hsieh, J. H. Deposition and characterization of TiNAl and multi-layered TiN/TiNAl coatings using unbalanced magnetron sputtering. *Surface And Coating Technology*, v.108-109, p.132-137, 1998.
- Klocke, T., Knodt, S., Wurtz, C. Fresamento HSC de cavidades em aço temperado. *Máquinas e Metais*, v. , p.20-26, 1999
- Klocke, F., Krieg, T. Coated tools for metal cutting – features and applications. *Annals Of The CIRP*, v.48/2, p.515-525, 1999.
- Koelsh, J. R. Ferramentas de carboneto... o estado da arte. *Máquinas e Metais*, v.415, p.186-201, 2000
- Komanduri, R., Machining And Grinding: A Historical Review Of The Classical Papers. In: Symposium On US Contributions To Machining & Grinding Research In The 20th Century, 5, 1993 Oklahoma State University. p.81-132
- Kopac, J. Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life. *Journal Of Materials Processing Technology*, v.78, p.95–103, 1998
- Mason F. Die and mold finishing how fast? *Manufacturing Engineering*, p.35-48, September

1995

- Mattox, D M., Physical Vapor Deposition (PVD) Process. *Society Of Vacuum Coaters, Albuquerque, N.M.*, P.417-430
- Mccabe M., New Hard/Lubricant PVD Coating Opens Exciting Machining Possibilities In: 3rd International Machining & Grinding Conference, P. 711-724, 1999 Cincinnati Ohio
- Mills, B., Recent developments in cutting tool materials, *Journal Of Materials Processing Technology*, v. 56, p. 16-23, 1996.
- Miyaguchi, T., Masuda, M. Effect of tool stiffness upon tool wear in high spindle speed milling using small ball end mill. *Journal Of The International Societies For Precision Engineering And Nanotechnology*, v.25, p.145–154, 2001.
- Ning. Y., Rahman M., Wong Y.S. Investigation of chip formation in high speed end milling. *Journal Of Materials Processing Technology*. v.113, p.360-367, 2001
- Oxley, P. L. B. Predicting The Effect Of Very High Cutting Speeds On Cutting Forces, Etc. *Annals Of The CIRP*, v. 31, p. 49-52, 1982
- Özel, T., Altan, T. Process simulation using finite element method — prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high speed flat end milling. *International Journal Of Machine Tools & Manufacture*. v.40, p.713–738, 2000
- Poulachon. G., Moisan. A. A contribution to the study of the cutting mechanisms during high speed cutting of hardened steel. *Annals Of The CIRP*. v.47/1, p.73-76, 1998
- Poulachon. G., Moisan. A., Scientific Fundamentals Of HSC Herbert Schulz (Ed) Carl Hanser Verlag, Munich 2001, A Study Of Chip Formation Mechanisms In High Speed Cutting of Hardened Steel, p.11-21.

- Prengel, H. G., Santhanam, A. T. Advanced PVD coatings on carbide and cermet cutting tools. *Surface And Coatings Tchnoogy*, v.94-95, p.597-602, 1997.
- Rotberg, J., Shoval, S., Ber. A., Fast evaluation of cutting forces in milling, applying no approximate models. *The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology*, v.13, p.17-26, 1997
- Sandvik Coromant., Die & Mold Making Application Guide. Sandvik Coromant 208p., 1999,
- Schulz, H., The History Of High-Speed Machining, *Revista De Ciência & Tecnologia*, v.7, p.9-18, 1997.
- Schulz, H. High Speed Machining. *Annals Of The Cirp*, v.41/2, p.637-643, 1992
- Schulz, H., Hock, St., High speed milling of dies and moulds – cutting condicions and technology. *Annals Of The CIRP*, v.44/1, p.35-38, 1995
- Schulz, H., Huerkamp, W., Wurz, T., Characterization Of The Dynamic Proprietis Of Long Protruding Tools. 2nd International German And French Conference High Speed Machining, Darmstadt Germany March 10-11, 1999, P 121-126.
- Shatla, M., Altan, T., Analytical Modeling Of Drilling And Ball End Milling. *Journal Of Materials Processing Technology*, v. 98, p 125-133, 2000.
- Smith. S., Winfough. W. R., Power and stability limits in milling. *Annals Of The CIRP*, v.49/1. p.309-312, 2000
- Sobrinho, O. A., Avaliação Experimental De Sensor De Proximidade Para Monitoramento De Ferramentas No Fresamento De Ranhuras De Grande Profundidade, Escola De Engenharia De São Carlos Universidade De São Paulo, 1999. 150 P. Dissertação (Mestrado)
- Stern, E. Good Vibrations. *Cutting Tool Engineering*. v.12, p.39-44, 1995

- Thusty, J., Dynamics of high speed milling. *Journal Of Engineering For Industry*, v.108, p.59-67, 1986
- Thusty, J. High Speed Milling. *Annals Of The CIRP*, v.42/2, p.733-738, 1993
- Thusty, J., Macneil, P. Dynamics Of Cutting Force In End Milling. *Annals Of The CIRP*, v.24/1, p.21-25, 1975.
- Thusty, J., Smith, S., Winfough, W. R., Techniques for the use of long slender end mills in high speed milling. *Annals Of The CIRP*, v.45/1, p.393-396, 1996
- Tobias, S. A., Machine –Tool Vibration. London Blakie & Son Limited, 1965, 351p
- Tönshoff, H. K., Scientific Fundamentals Of HSC Herbert Schulz (Ed) Carl Hanser Verlag, Munich 2001, Characterizing The HSC Range – Material Behaviour And Residual Stress, p.103-112.
- Tonshöff, H. K., Mohlfeld, A. PVD-coatings for wear in dry cutting operations. *Surface And Coatings Technology*, V.93, P 88-92, 1997
- Tönshoff, K., Wear mechanisms of $(Ti_{1-x}Al_x)N$ coatings in dry drilling. *Surface And Coatings Technology*, v.94-95, p.603-609, 1997
- Van Stappen, M., State Of The Art For The Industrial Use Of Ceramic PVD Coatings. *Surface And Coatings Technology*, v.74-75, p.629-633, 1995
- Zheng, Li., Chiou, Y. S., Liang, S. Y. Three dimensional cutting force analysis in end milling. *International Journal Of Mechanical Science*, v.3, p.259-269, 1996

Anexos

A-1. Análise Estatística do Experimento

Cálculo de efeitos e coeficientes para Fx

Termo	Efeito	Coef	Coef SE	T	P
Constante		91,842	0,1535	598,21	0,000
ap	33,650	16,825	0,1535	109,59	0,000
ae	36,285	18,143	0,1535	118,17	0,000
fz	43,964	21,982	0,1535	143,18	0,000
sentido	28,981	14,491	0,1535	94,38	0,000
ap*ae	8,368	4,184	0,1535	27,25	0,000
ap*fz	10,001	5,001	0,1535	32,57	0,000
ap*sentido	11,686	5,843	0,1535	38,06	0,000
ae*fz	9,506	4,753	0,1535	30,96	0,000
ae*sentido	-17,844	-8,922	0,1535	-58,11	0,000
fz*sentido	5,212	2,606	0,1535	16,98	0,000
ap*ae*fz	2,876	1,438	0,1535	9,37	0,000
ap*ae*sentido	-1,206	-0,603	0,1535	-3,93	0,001
ap*fz*sentido	2,885	1,443	0,1535	9,40	0,000
ae*fz*sentido	-3,490	-1,745	0,1535	-11,37	0,000
ap*ae*fz*sentido	0,430	0,215	0,1535	1,40	0,180

Análise de Variância de Fx.

Fonte	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Principal efeito	4	41773,2	41773,2	10443,3	1E+04	0,000
2ª Interação	6	5940,4	5940,4	990,1	1E+03	0,000
3ª Interação	4	241,8	241,8	60,5	80,16	0,000
4ª Interação	1	1,5	1,5	1,5	1,96	0,180
Erro Residual	16	12,1	12,1	0,8		
Erro Puro	16	12,1	12,1	0,8		
Total	31	47969,0				

Observações não usuais de Fx.

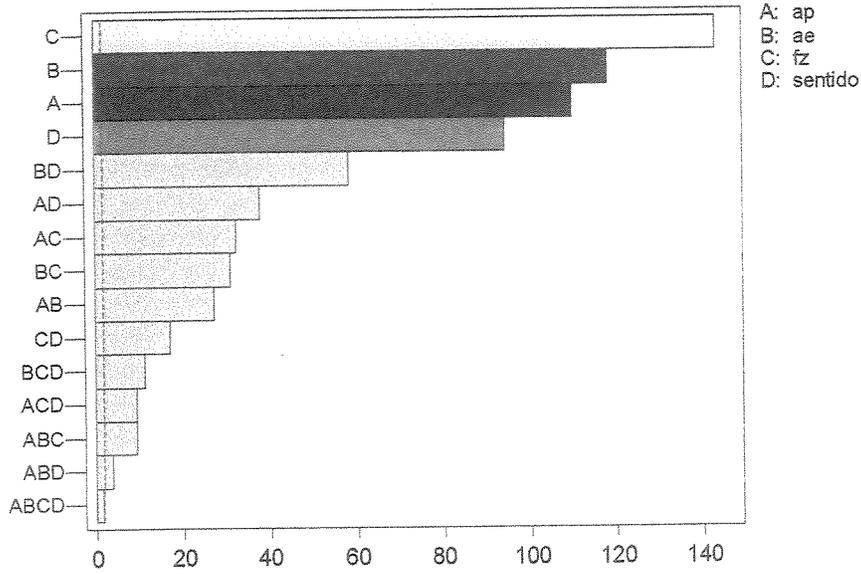
Obs	Fx.	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
28	52,650	54,635	0,614	-1,985	-3,23R
32	56,620	54,635	0,614	1,985	3,23R

Coefficientes estimados para Fx

Termo	Coef
Constante	15,1089
ap	17,6435
ae	2,78676
fz	141,339
sentido	1,21411
ap*ae	2,30387
ap*fz	371,964
ap*sentido	21,0768
ae*fz	-5,3393
ae*sentido	-0,497054
fz*sentido	49,1429
ap*ae*fz	136,964
ap*ae*sentido	-3,75089
ap*fz*sentido	154,881
ae*fz*sentido	-47,5714
ap*ae*fz*sentido	20,4762

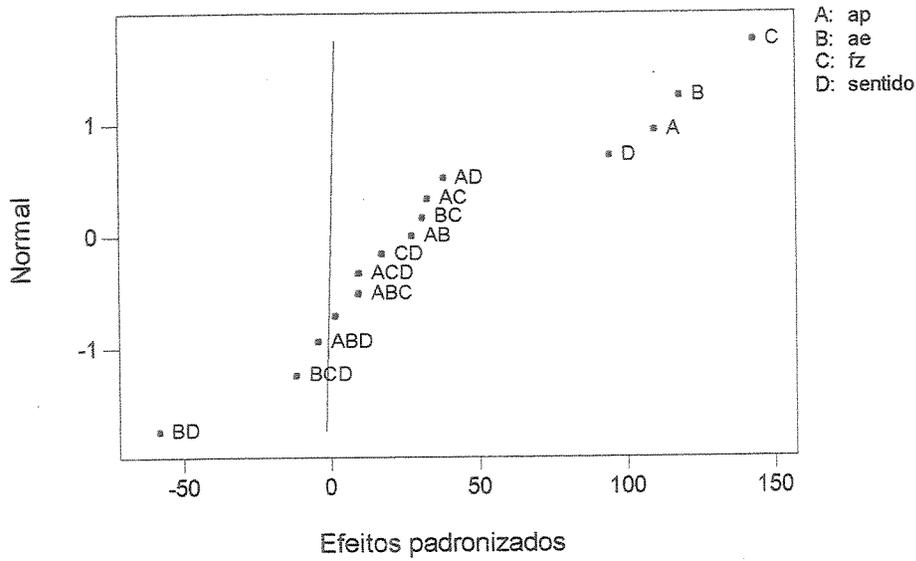
Gráfico de Pareto de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fx., Alpha = ,10)



Probabilidade normal de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fx., Alpha = ,10)



Cálculo de efeitos e coeficientes para Fy.

Termo	Efeito	Coef	SE Coef	T	P
Constante		114,444	0,1309	874,23	0,000
ap	45,973	22,987	0,1309	175,59	0,000
ae	83,954	41,977	0,1309	320,66	0,000
fz	56,533	28,267	0,1309	215,93	0,000
sentido	-14,813	-7,407	0,1309	-56,58	0,000
ap*ae	29,684	14,842	0,1309	113,38	0,000
ap*fz	16,231	8,115	0,1309	61,99	0,000
ap*sentido	-2,323	-1,162	0,1309	-8,87	0,000
ae*fz	24,657	12,328	0,1309	94,18	0,000
ae*sentido	8,051	4,025	0,1309	30,75	0,000
fz*sentido	-7,923	-3,962	0,1309	-30,26	0,000
ap*ae*fz	11,599	5,800	0,1309	44,30	0,000
ap*ae*sentido	5,311	2,655	0,1309	20,28	0,000
ap*fz*sentido	1,559	0,780	0,1309	5,96	0,000
ae*fz*sentido	-0,342	-0,171	0,1309	-1,31	0,210
ap*ae*fz*sentido	3,811	1,905	0,1309	14,55	0,000

Análise de Variância para Fy.

Fonte	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Principl efeito	4	100618	100618	25154,6	5E+04	0,000
2ª Interação	6	15084	15084	2514,1	5E+03	0,000
3ª Interação	4	1322	1322	330,6	602,85	0,000
4ª Interação	1	116	116	116,2	211,83	0,000
Erro residual	16	9	9	0,5		
Erro puro	16	9	9	0,5		
Total	31	117150				

Observações não usuais de Fy.

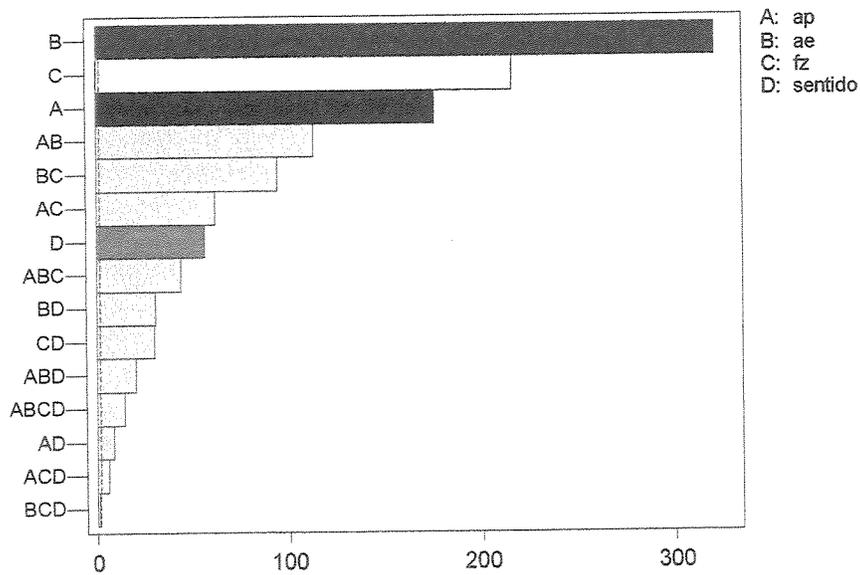
Obs	Fy.	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
18	246,650	245,425	0,524	1,225	2,34R
21	244,200	245,425	0,524	-1,225	-2,34R

Coeficientes estimados de Fy.

Termo	Coef
Constante	18,6799
ap	10,0795
ae	6,25759
fz	375,631
sentido	-5,99616
ap*ae	2,52411
ap*fz	-221,548
ap*sentido	1,15685
ae*fz	-151,818
ae*sentido	7,56134
fz*sentido	134,536
ap*ae*fz	552,351
ap*ae*sentido	-6,57292
ap*fz*sentido	-342,262
ae*fz*sentido	-130,277
ap*ae*fz*sentido	181,458

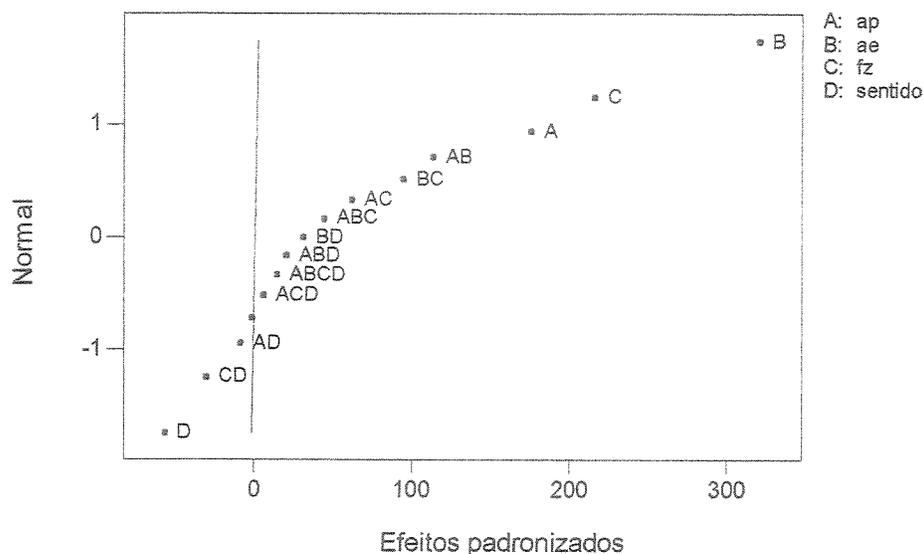
Gráfico de Pareto de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fy., Alpha = ,10)



Probabilidade normal de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fy., Alpha = ,10)



Cálculo de efeitos e coeficientes para Fz.

Termo	Efeito	Coef	SE Coef	T	P
Constante		155,006	0,1803	859,71	0,000
ap	31,170	15,585	0,1803	86,44	0,000
ae	66,597	33,299	0,1803	184,68	0,000
fz	41,335	20,668	0,1803	114,63	0,000
sentido	13,311	6,656	0,1803	36,91	0,000
ap*ae	10,235	5,117	0,1803	28,38	0,000
ap*fz	7,640	3,820	0,1803	21,19	0,000
ap*sentido	2,229	1,114	0,1803	6,18	0,000
ae*fz	11,913	5,956	0,1803	33,04	0,000
ae*sentido	-10,319	-5,159	0,1803	-28,62	0,000
fz*sentido	-5,341	-2,671	0,1803	-14,81	0,000
ap*ae*fz	6,248	3,124	0,1803	17,33	0,000
ap*ae*sentido	2,694	1,347	0,1803	7,47	0,000
ap*fz*sentido	0,504	0,252	0,1803	1,40	0,181
ae*fz*sentido	-1,904	-0,952	0,1803	-5,28	0,000
ap*ae*fz*sentido	1,086	0,543	0,1803	3,01	0,008

Análise de Variância de Fz. (coded units)

Fonte	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Principal efeito	4	58340,5	58340,5	14585,1	1E+04	0,000
2ª Interação	6	3560,0	3560,0	593,3	570,37	0,000
3ª Interação	4	401,3	401,3	100,3	96,45	0,000
4ª Interação	1	9,4	9,4	9,4	9,07	0,008
Erro residual	16	16,6	16,6	1,0		
Erro puro	16	16,6	16,6	1,0		
Total	31	62328,0				

Observações não usuais de Fz.

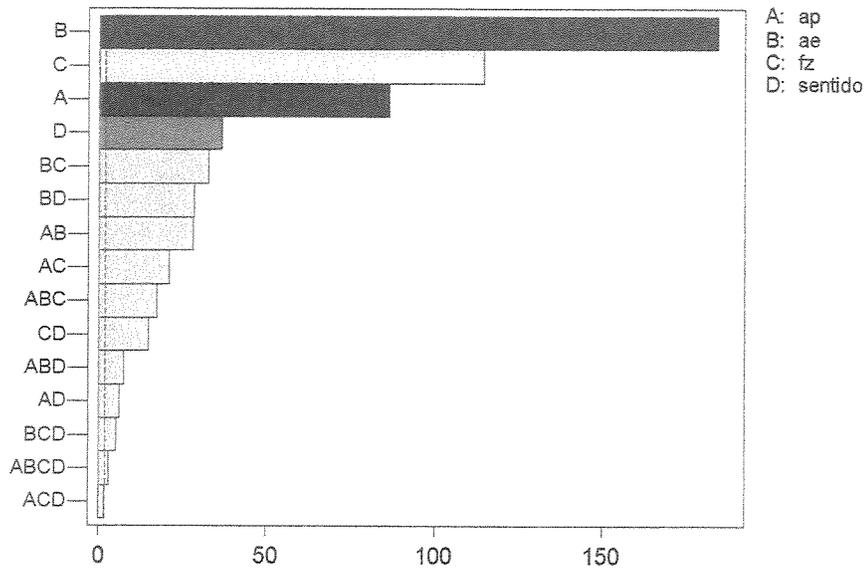
Obs	Fz.	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
5	82,250	83,750	0,721	-1,500	-2,08R
22	85,250	83,750	0,721	1,500	2,08R

Coefficientes estimados para Fz.

Termo	Coef
Constante	36,9459
ap	52,1122
ae	18,3161
fz	445,494
sentido	16,2907
ap*ae	-8,22917
ap*fz	-198,036
ap*sentido	2,28125
ae*fz	-94,7976
ae*sentido	-1,96345
fz*sentido	34,3571
ap*ae*fz	297,500
ap*ae*sentido	0,09286
ap*fz*sentido	-93,3333
ae*fz*sentido	-54,3393
ap*ae*fz*sentido	51,7262

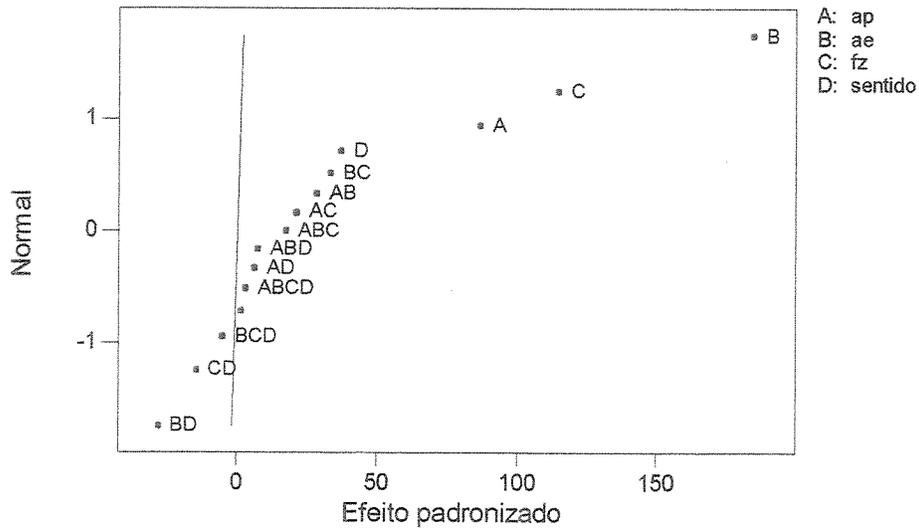
Gráfico de Pareto de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fz., Alpha = ,10)



Probabilidade normal de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fz., Alpha = ,10)



Cálculo de efeitos e coeficientes para Fu.

Termo	Efeito	Coef	SE Coef	T	P
Constante		215,621	0,1888	1141,85	0,000
ap	63,815	31,908	0,1888	168,97	0,000
ae	107,564	53,782	0,1888	284,81	0,000
fz	80,289	40,144	0,1888	212,59	0,000
sentido	16,193	8,096	0,1888	42,87	0,000
ap*ae	26,699	13,349	0,1888	70,69	0,000
ap*fz	20,259	10,129	0,1888	53,64	0,000
ap*sentido	5,972	2,986	0,1888	15,81	0,000
ae*fz	26,520	13,260	0,1888	70,22	0,000
ae*sentido	-13,341	-6,671	0,1888	-35,33	0,000
fz*sentido	-5,436	-2,718	0,1888	-14,39	0,000
ap*ae*fz	12,653	6,326	0,1888	33,50	0,000
ap*ae*sentido	3,356	1,678	0,1888	8,89	0,000
ap*fz*sentido	2,756	1,378	0,1888	7,30	0,000
ae*fz*sentido	-3,725	-1,863	0,1888	-9,86	0,000
ap*ae*fz*sentido	2,745	1,372	0,1888	7,27	0,000

Análise de Variância de Fu.

Fonte	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Principal efeito	4	178806	178806	44701,6	4E+04	0,000
2ª Interação	6	16558	16558	2759,7	2E+03	0,000
3ª Interação	4	1543	1543	385,6	337,97	0,000
4ª Interação	1	60	60	60,3	52,83	0,000
Erro residual	16	18	18	1,1		
Erro puro	16	18	18	1,1		
Total	31	196986				

Observações não usuais de Fu.

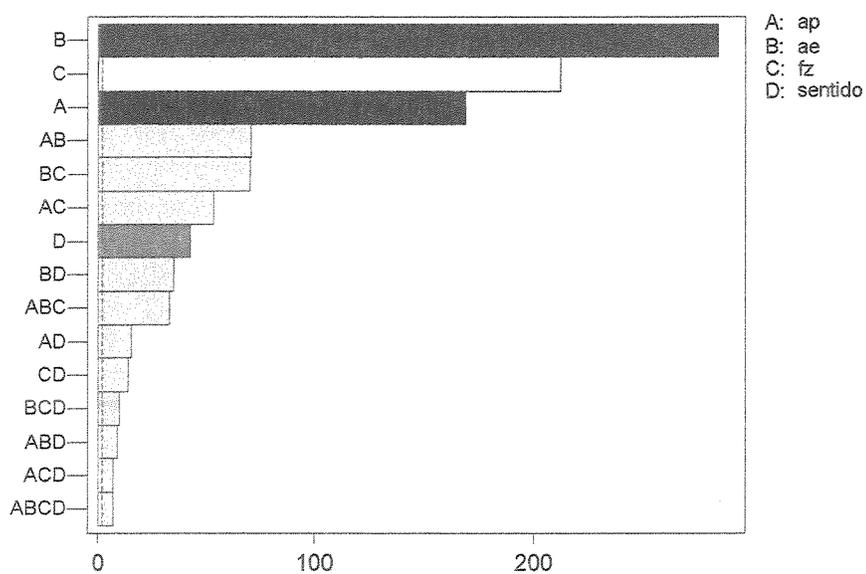
Obs	Fu.	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
15	254,300	252,720	0,755	1,580	2,09R
19	251,140	252,720	0,755	-1,580	-2,09R
28	155,300	153,765	0,755	1,535	2,03R
32	152,230	153,765	0,755	-1,535	-2,03R

Coeficientes estimados de Fu.

Termo	Coef
Constante	44,8357
ap	53,3244
ae	19,0862
fz	556,991
sentido	9,88393
ap*ae	-6,71458
ap*fz	-59,1964
ap*sentido	11,9893
ae*fz	-169,179
ae*sentido	2,43027
fz*sentido	101,967
ap*ae*fz	602,500
ap*ae*sentido	-5,51696
ap*fz*sentido	-129,911
ae*fz*sentido	-126,976
ap*ae*fz*sentido	130,714

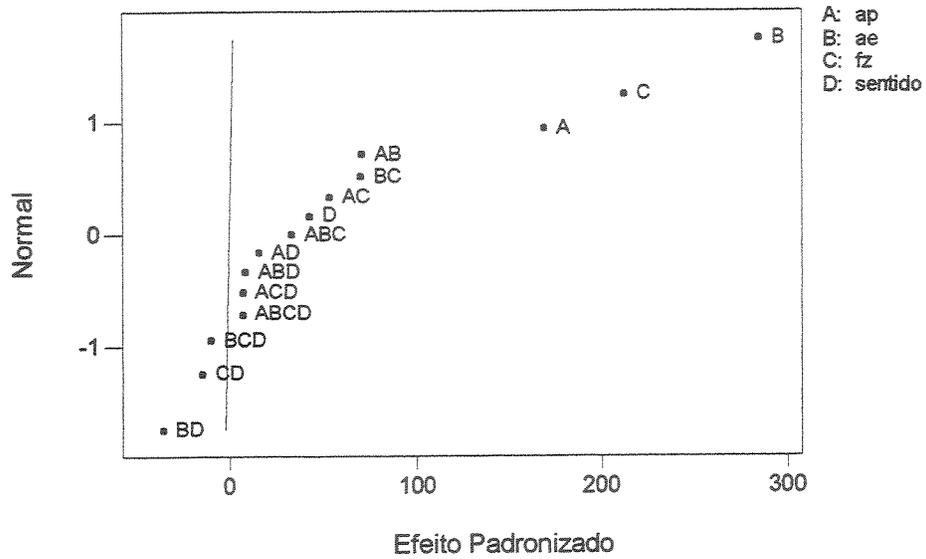
Gráfico de Pareto de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fu., Alpha = ,10)

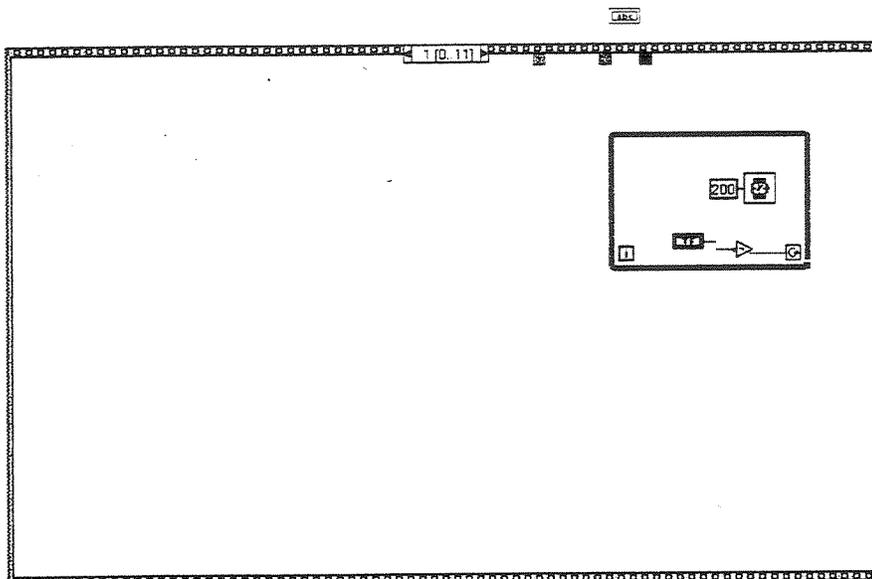


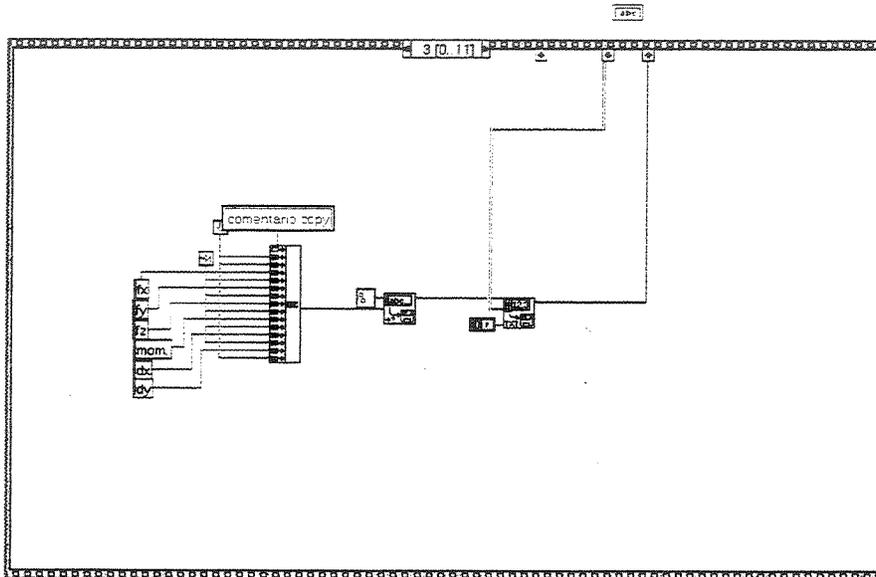
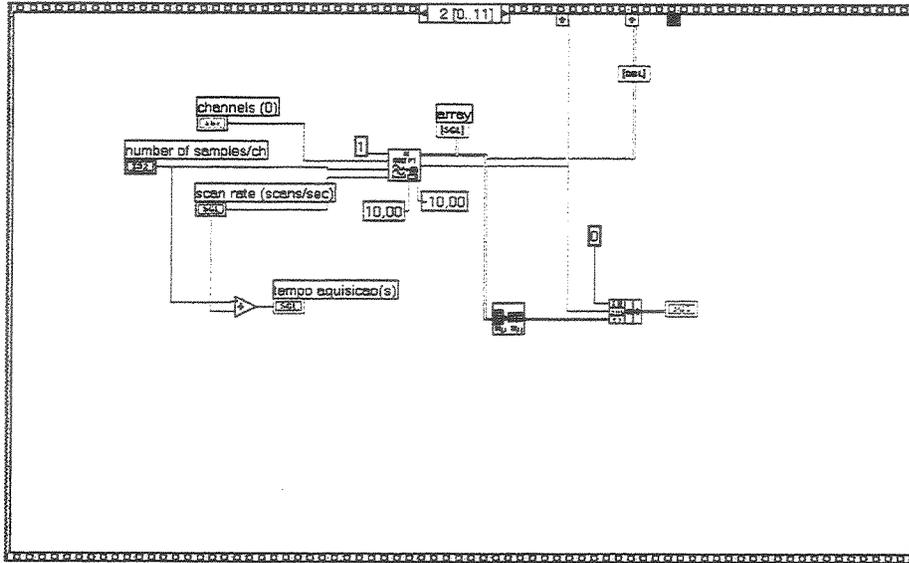
Probabilidade Normal de efeitos padronizados

(Variável de resposta Fu., Alpha = ,10)

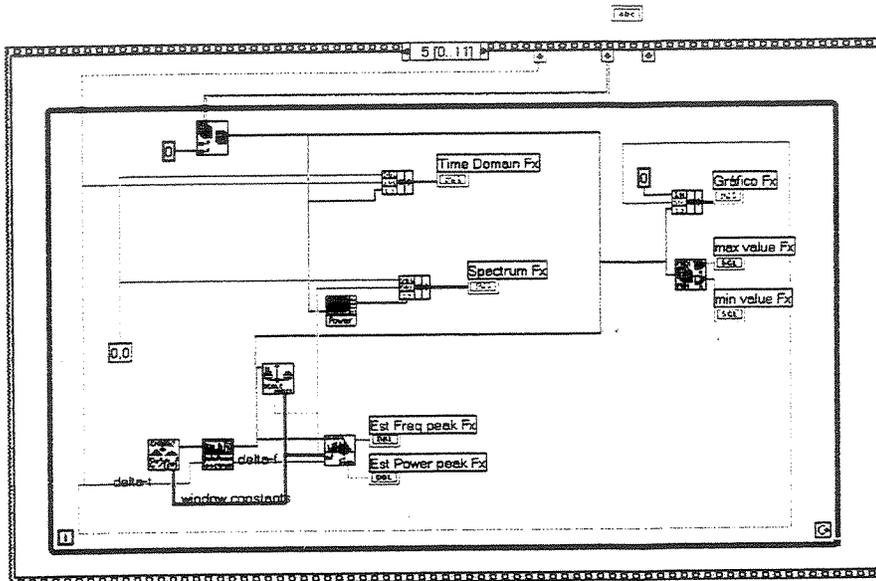
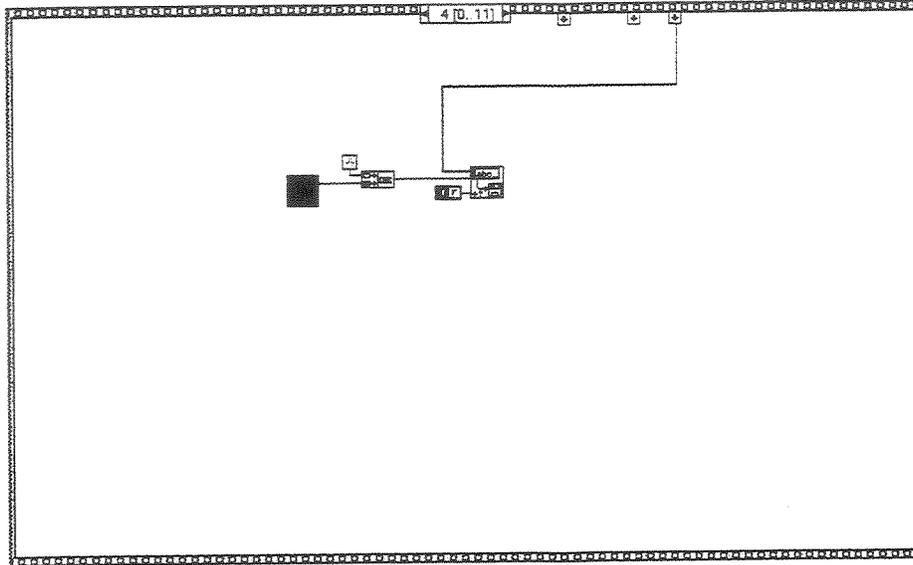


A-2. Programa de aquisição de dados.

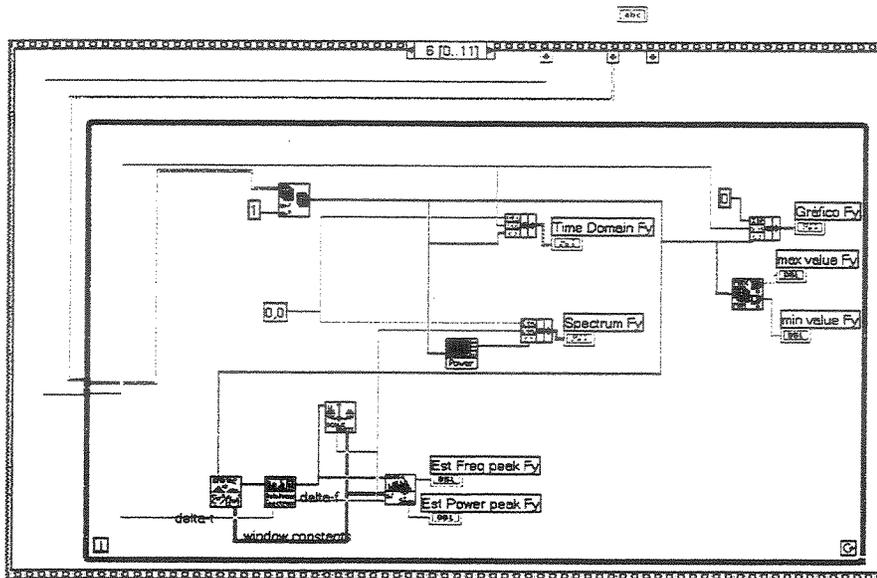




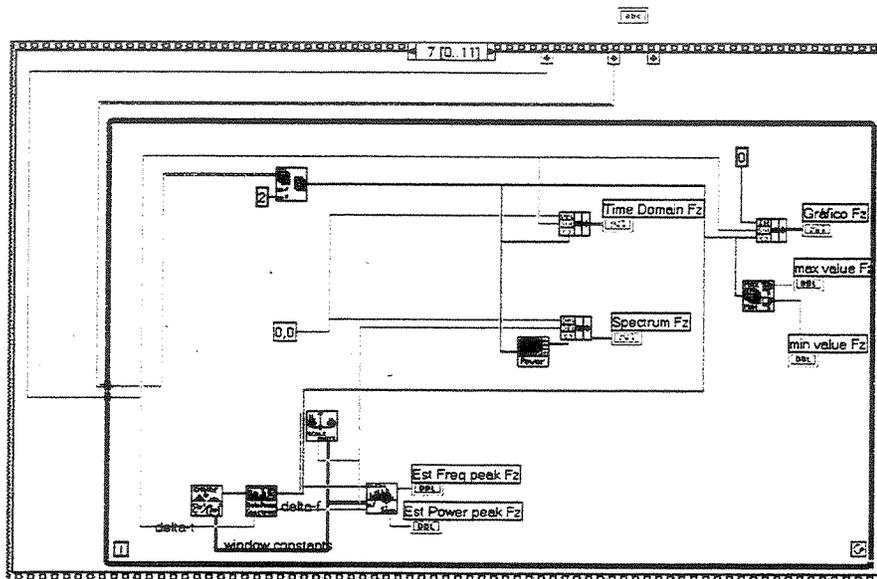
comentario copy



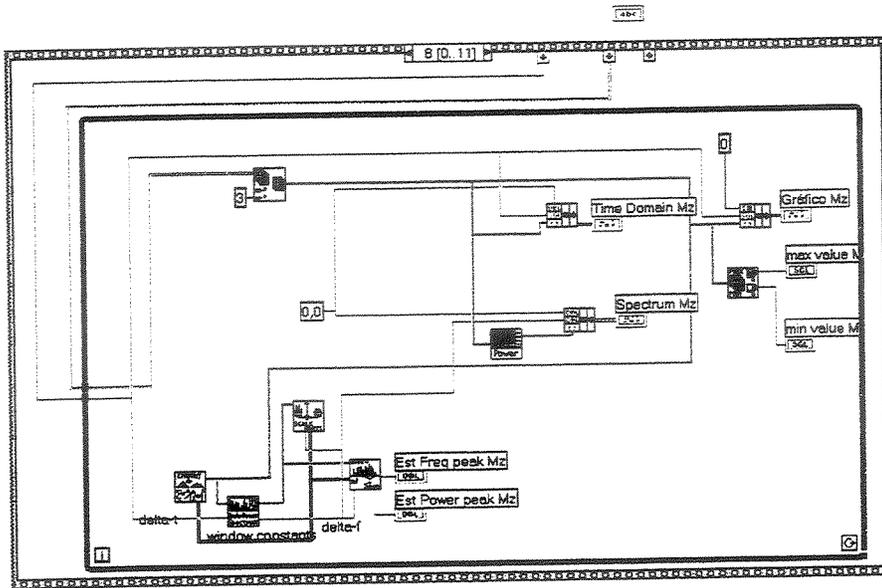
comentario copy



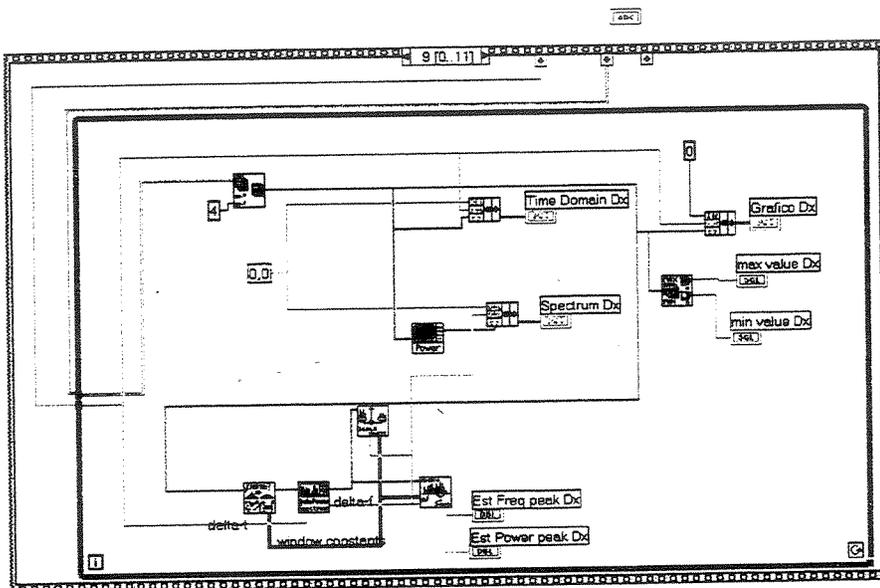
comentario copy



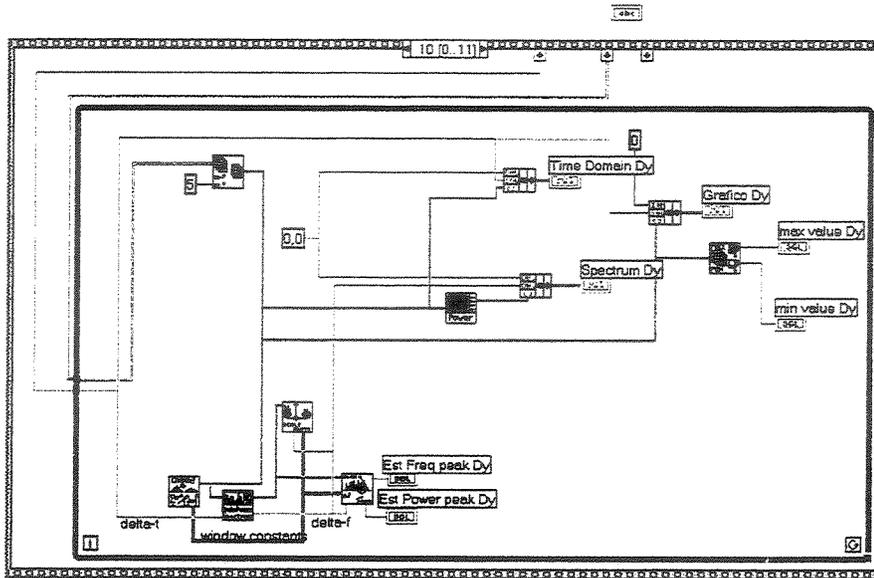
comentario copy



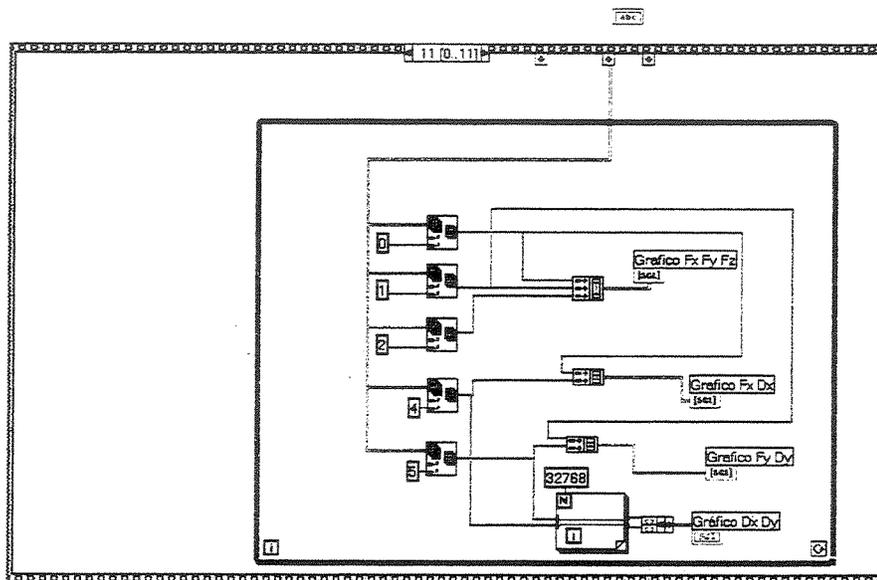
comentario copy



comentario copy



comentario copy



comentario copy