

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL  
TESE DEFENDIDA POR AMAURI HASSUI

E APROVADA PE  
COMISSÃO JULGADORA EM 27.05.2007  
Anselmo Eduardo Diniz  
ORIENTADOR

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

# **Estudo da Vibração Durante o Corte e Centelhamento na Retificação Cilíndrica de Mergulho**

**Autor: Amauri Hassui  
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz**

05/02

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

# **Estudo da Vibração Durante o Corte e Centelhamento na Retificação Cilíndrica de Mergulho**

**Autor: Amauri Hassui  
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz**

**Curso: Engenharia Mecânica  
Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação**

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

**Campinas, 2002  
S.P. – Brasil**

**UNICAMP  
BIBLIOTECA CENTRAL  
SEÇÃO CIRCULANTE**

UNIVERSIDADE FE  
CHAMADA TRUNICAMP  
H279e  
EX  
IMBO BCI 51206  
DOC 16.837/02  
DY  
REÇO 12511,00  
DATA 23/10/02  
CPD

CM00175027-3

BIBID - 265173

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

H279e Hassui, Amauri  
Estudo da vibração durante o corte e centelhamento na  
retificação cilíndrica de mergulho / Amauri Hassui. --  
Campinas, SP: [s.n.], 2002.  
  
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.  
Tese (doutorado) - Universidade Estadual de  
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.  
  
1. Usinagem. 2. Retificação e polimento. 3. Vibração.  
I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de  
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

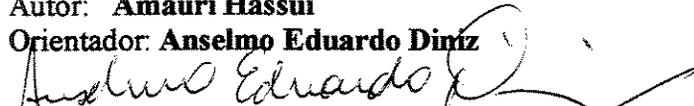
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

**TESE DE DOUTORADO**

**Estudo da vibração Durante o Corte e  
Centelhamento na Retificação Cilíndrica de  
Mergulho**

Autor: Amauri Hassui

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz , Presidente  
UNICAMP

Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

UNESP Bauru

Prof. Dr. João Fernando Gomes de Oliveira

EESC

Prof. Dr. Olivio Novaski

UNICAMP

Prof. Dr. Paulo Correa Lima

UNICAMP

Campinas, 27 de maio de 2002

62561200

**Dedicatória:**

Dedico este trabalho à Daniela com muito amor e carinho.

## **Agradecimentos**

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais agradeço sinceramente:

Aos meus pais pelo apoio nas horas necessárias.

Ao prof. Anselmo, pela amizade e orientação ao longo de todos esses anos.

Aos professores João Fernando da EESC e Eduardo Bianchi da UNESP Bauru, pelas dicas que tornaram possível este trabalho.

Aos técnicos Aristides e Miro, pela amizade e auxílio no laboratório.

Aos amigos Celso e Wanderley pela ajuda na parte experimental.

Aos colegas Rodrigo, Dinho e João Jorge pela ajuda com o software de aquisição.

Ao colega Niederauer por toda ajuda com a parte eletrônica do trabalho.

Aos colegas de pós-graduação Durval, João Roberto, Hidekasu, Ricardo, Adilson, Roseli, Maurício e Chico pela convivência, que tornaram este período muito mais agradável.

À FAPESP pelo auxílio financeiro.

Aos amigos Paulo, Tadeu e Fábio pelas discussões acadêmicas e muito mais.

À Saint Gobain abrasivos que cedeu um dos rebolos utilizado nos ensaios.

Às secretarias do DEF: Marília, Vera e Rute que sempre foram muito prestativas.

Ao pessoal do CT: Naouyuki e Agenor pelas medições de circularidade.

À Wolforja que realizou gratuitamente o tratamento térmico dos corpos de prova.

À Rita do DEMA que mediu a dureza dos corpos de prova quando isso foi necessário.

Aos professores do DEF que colaboraram com minha formação.

À Zema Zselics pelo esclarecimento das dúvidas em relação a máquina.

À AGENA que, através da Márcia, forneceu o fluido de corte utilizado nos ensaios.

A todos que de alguma forma contribuíram para que esse doutorado se concretizasse.

*As invenções são, sobretudo, o resultado  
de um trabalho teimoso.  
Santos Dumont*

## Resumo

HASSUI, Amauri, *Estudo da Vibração durante o Corte e Centelhamento na Retificação Cilíndrica de Mergulho*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002. 172 p. Tese (Doutorado)

O objetivo principal deste trabalho é o estudo da utilização do sinal de vibração do processo de retificação como parâmetro de determinação do momento de dressagem. Para isto, utilizou-se a retificação cilíndrica externa de mergulho, com 3 tempos de centelhamento, 2 velocidades da peça e 2 condições de dressagem diferentes. Além disso, foram utilizados dois tipos de rebolos. Os parâmetros avaliados na peça foram rugosidade, circularidade e presença de queima. Um acelerômetro foi fixado ao contra ponto da máquina e foram adquiridos sinais de vibração durante o corte e durante o final do centelhamento. Dos sinais adquiridos extraíram-se o RMS e o espectro de frequências. A análise dos resultados experimentais mostrou que, para o rebole de óxido de alumínio, o tempo de centelhamento influencia fortemente a rugosidade das peças, o mesmo ocorrendo com a condição de dressagem. A velocidade da peça não tem relação com a rugosidade, o mesmo ocorrendo com a vibração do corte. As vibrações obtidas no final do centelhamento em frequências mais baixas (entre 50 Hz e 700 Hz), apresentaram uma melhor relação com o desgaste do rebole do que aquelas em frequências mais altas (entre 1000 Hz e 2000 Hz). O rebole SG apresentou um desgaste mais acentuado e em nenhuma condição o sinal de vibração mostrou-se viável para o monitoramento da dressagem. Neste trabalho, o caráter inédito foi o estudo do final do centelhamento e a indicação de que, para as condições ensaiadas, a prática de definir o momento de dressagem pelo ruído do processo não tem relação com os parâmetros de qualidade da peça e, portanto, não é um critério técnico de estabelecimento do momento de dressagem do rebole.

### *Palavras Chave*

- Retificação, Monitoramento, Vibração, Usinagem

## Abstract

HASSUI, Amauri, *Study of Vibration During Cut and Sparkout in the Cylindrical Plunge Grinding*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002. 172 p. Tese (Doutorado)

The main objective of this work is to analyse the use of the vibration of the grinding process to determine the dressing moment. To reach this goal a cylindrical plunge grinding process was used. Three sparkout times were tested, as well as 2 workpiece velocities and 2 dressing overlap factors. Beside this, the grinding was done with 2 different grinding wheels. The parameters evaluated in the workpiece were roughness, circularity and the burning presence. An accelerometer was attached to the tailstock of the machine and it was acquired vibration signals during the grinding as well as during the final second of the sparkout. From the vibration signals it was extracted the RMS and the frequency spectrum. Analysing the experimental results, one can conclude that, to the aluminum oxide grinding wheel, the sparkout time influences the mean roughness of the workpieces, the same happening to the dressing condition. The velocity of the workpiece has no relation with the roughness, the same happening with the grinding vibration. Related to sparkout, the low frequency vibration (between 50 Hz and 700 Hz), presented a better relationship to wheel wear than high frequency vibration (between 1000 Hz and 2000 Hz). The SG grinding wheel presented a higher volumetric loss than the aluminum oxide grinding wheel and with the conditions used, the vibration of the process was not able to detect the wheel wear. The original feature of this work, is the study of the final of the sparkout and in the indication that, for the conditions tested, the practical of defining the dressing moment through the sound of the process has no relation with the workpiece quality parameters and, therefore, it is not a technical criterion for establishing the moment to dress the wheel.

### *Key Words*

Grinding, Monitoring, Vibration, Machining

## Sumário

Lista de Figuras.....	v
Lista de Tabelas.....	ix
Nomenclatura.....	x
1 Introdução.....	1
2 O Processo de Retificação.....	5
2.1 Rebolos.....	6
2.1.1 Características dos Rebolos.....	7
2.1.1.1 Material Abrasivo.....	7
2.1.1.2 Tamanho do Grão Abrasivo.....	9
2.1.1.3 Dureza do Rebolo.....	10
2.1.1.4 Estrutura do Rebolo.....	11
2.1.1.5 Material Aglomerante.....	13
2.1.2 Desgaste dos Rebolos.....	15
2.1.2.1 Quantificação do Desgaste dos Rebolos.....	15
2.1.2.2 Mecanismos de Desgaste dos Rebolos.....	16
2.1.2.3 Análise do Desgaste dos Rebolos.....	18
2.1.3 Dressagem e Topografia dos Rebolos.....	20
2.1.3.1 Dressagem de Rebolos Convencionais.....	21
2.1.3.2 Geração da Topografia de Rebolos Convencionais.....	23



3.2.3.5	Vibração Forçada na Retificação.....	72
3.2.3.6	Técnicas para Redução da Vibração Auto-Excitada.....	72
3.2.4	Aplicações do Monitoramento nos Processos de Usinagem.....	73
3.2.4.1	Monitoramento dos Processos de Usinagem via Emissão Acústica.....	73
3.2.4.2	Monitoramento dos Processos de Usinagem via Vibração Mecânica....	76
4	Materiais, Equipamentos e Procedimentos Experimentais.....	79
4.1	Obtenção da Frequência Natural de Partes da Máquina.....	79
4.1.1	Batidas em Posição Vertical Próximas ao Contra Ponto Giratório.....	80
4.1.2	Batidas em Posição Vertical Próximas ao Contra Ponto Fixo.....	81
4.1.3	Batidas na Posição Horizontal Próximas ao Mancal do Rebolo.....	82
4.1.4	Conclusões a Respeito do Posicionamento do Sensor.....	84
4.2	Montagem Experimental.....	84
4.3	Condições de Usinagem.....	88
4.4	Aquisição e Processamento dos Sinais.....	92
5	Resultados e Discussões.....	94
5.1	Resultados Referentes ao Rebolo FE 38 A 80 K.....	94
5.1.1	Qualidade Superficial e de Forma.....	94
5.1.2	Análise do Sinal da Vibração durante o Corte.....	105
5.1.3	Análise do Sinal da Vibração ao Final do Centelhamento.....	109
5.1.4	Análise de Frequências do Sinal da Vibração durante o Centelhamento.....	115
5.1.5	Análise do Sinal Filtrado da Vibração ao Final do Centelhamento.....	117
5.2	Resultados Referentes ao Rebolo 3 SG 46 J V S.....	122
5.2.1	Qualidade Superficial e de Forma.....	123
5.2.2	Análise dos Sinais de Vibração.....	126
5.2.2.1	Vibração Durante o Corte.....	126
5.2.2.2	Vibração Durante o Centelhamento.....	128
5.3	Comparação de Desgaste entre os Rebolos 3 SG 46 J V S e FE 38 A 80 K.....	133
5.3.1	Comparação das Deformações dos Dois Tipos de Rebolos.....	134
6	Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos.....	136
6.1	Conclusões Relativas ao Rebolo FE 38 A 80 K.....	136
6.2	Conclusões Relativas ao Rebolo 3 SG 46 J V S.....	138

6.3 Sugestões para Próximos Trabalhos.....	139
Referências Bibliográficas.....	141
Apêndices.....	151

## Lista de Figuras

2.1- Mecanismos de desgaste do rebolo.....	16
2.2 Macro-efeito e micro-efeito produzidos por mecanismos de dressagem.....	23
2.3 Parâmetros da operação de dressagem.....	24
2.4 Três regiões de micro-fenômenos de remoção de cavacos na retificação.....	33
2.5 Exemplo de um ciclo de retificação cilíndrica de mergulho.....	40
4.6 Espectros de frequências do sinal de vibração da máquina originado de excitação junto ao contra ponto giratório.....	80
4.7 Espectros de frequências do sinal de vibração da máquina originado de excitação junto ao contra ponto fixo.....	81
4.8 Espectros de frequências do sinal de vibração da máquina originado de excitação junto ao mancal do rebolo.....	82
4.9 Setup experimental: vista frontal.....	85
4.5 Equipamentos utilizados na aquisição.....	86
4.6 Esquema do sistema de aquisição.....	86
4.7 Corpo de prova utilizado nos ensaios.....	88
5.1 Rugosidade média ( $R_a$ ) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo.....	95
5.2 Rugosidade máxima ( $R_y$ ) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo.....	95

5.3	Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial.....	97
5.4	Rugosidade máxima (Ry) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial.....	98
5.5	Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento.....	100
5.6	Rugosidade máxima (Ry) versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento.....	101
5.7	RMS do corte versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo.....	104
5.8	RMS do corte versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial.....	106
5.9	RMS do corte versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento.....	107
5.10	RMS da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo.....	108
5.11	RMS da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial.....	110
5.12	RMS da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento.....	111
5.13	Espectros de frequência dos sinais de vibração ao final do centelhamento com $U_d$ 1,5, $v_w$ 7,25 m/min e centelhamento completo.....	114
5.14	RMS do sinal filtrado de vibração do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo.....	115
5.15	RMS do sinal filtrado de vibração do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial.....	117
5.16	RMS do sinal filtrado de vibração do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento.....	118
5.17	Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S.....	121
5.18	Rugosidade máxima (Ry) versus volume específico de cavaco removido com o rebolo	

3 SG 46 J V S.....	122
5.19 RMS do corte versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S.....	124
5.20 RMS do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento completo.....	126
5.21 RMS do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento parcial.....	126
5.22 RMS do sinal de vibração filtrado do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento completo.....	128
5.23 RMS do sinal de vibração filtrado do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento parcial.....	129
5.24 Relação G dos ensaios realizados com rebolo 3 SG 46 J V S.....	131
5.25 Tempo de centelhamento real versus volume específico de cavaco removido.....	132
I.1 Interface do programa de aquisição.....	148
I.2 Diagrama do programa de aquisição.....	149
I.3 Interface do programa que calcula o RMS dos sinais adquiridos.....	149
I.4 Diagrama do programa que calcula o RMS dos sinais adquiridos.....	150
I.5 Interface do programa que filtra os sinais adquiridos.....	150
I.6 Diagrama do programa que filtra os sinais adquiridos.....	151
I.7 Interface do programa que extrai o espectro de freqüências dos sinais adquiridos.....	151
I.8 Diagrama do programa que faz o janelamento e extrai o espectro de freqüências do sinal adquirido.....	152
III.1 Espectros de freqüência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 7, $v_w$ 7,25 m/min e quase sem centelhamento.....	155
III.2 Espectros de freqüência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 7, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento completo.....	156
III.3 Espectros de freqüência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 7, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento completo.....	157
III.4 Espectros de freqüência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 7, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento parcial.....	158
III.5 Espectros de freqüência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o	

rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 7, $v_w$ 21,75 m/min e quase sem centelhamento.....	159
III.6 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 7,25 m/min e centelhamento completo.....	160
III.7 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 7,25 m/min e quase sem centelhamento.....	161
III.8 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 7,25 m/min e centelhamento parcial.....	162
III.9 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento completo.....	163
III.10 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento parcial.....	164
III.11 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e quase sem centelhamento.....	165
III.12 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 7,25 m/min e centelhamento completo.....	166
III.13 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 7, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento parcial.....	167
III.14 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo FE 38 A 80 K, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento parcial.....	168
III.15 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo 3 SG 46 J V S, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento parcial.....	169
III.16 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo 3 SG 46 J V S, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento completo.....	170
III.17 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo 3 SG 46 J V S, $U_d$ 7, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento parcial.....	171
III.18 Espectros de frequência do fim do centelhamento ao longo do ensaio realizado com o rebolo 3 SG 46 J V S, $U_d$ 1,5, $v_w$ 21,75 m/min e centelhamento completo.....	172

## **Lista de Tabelas**

- 4.1 Condições de usinagem utilizadas nos ensaios com rebolo FE 38 A 80 K V S.....90
- 4.2 Condições de usinagem utilizadas nos ensaios com rebolo 3 SG 46 J VS.....91

## Nomenclatura

### *Letras Latinas*

<b>a</b> – profundidade de penetração do rebolo	[mm]
<b>a<sub>d</sub></b> – profundidade de penetração do dressador	[mm]
<b>A<sub>sd</sub></b> – projeção da área do dressador em contato com o rebolo	[mm <sup>2</sup> ]
<b>A<sub>s</sub></b> – área real de contato entre os grãos abrasivos e a peça	[mm <sup>2</sup> ]
<b>b</b> – largura de atuação do rebolo	[mm]
<b>b<sub>d</sub></b> – largura de atuação do dressador	[mm]
<b>b<sub>dr</sub></b> – largura real de atuação do dressador	[mm]
<b>d<sub>e</sub></b> – diâmetro equivalente	[mm]
<b>d<sub>s</sub></b> – diâmetro do rebolo	[mm]
<b>d<sub>w</sub></b> – diâmetro da peça	[mm]
<b>f<sub>1</sub></b> – frequência fundamental	[Hz]
<b>F<sub>c</sub></b> – força de retificação	[N]
<b>f<sub>n</sub></b> – força normal de retificação	[N]
<b>f<sub>t</sub></b> – força tangencial de retificação	[N]
<b>G</b> – relação entre volume de material usinado e volume de rebolo desgastado	
<b>h<sup>*</sup><sub>a,τ</sub></b> - função base para transformada de wavelet	

$h_{cuf}$ – espessura de corte unitário efetivo por grão abrasivo	[ $\mu\text{m}$ ]
$h_{eq}$ – espessura de corte equivalente	[ $\mu\text{m}$ ]
$H$ - dureza da peça	[HR <sub>c</sub> ]
$k$ – condutividade térmica	[W/m <sup>o</sup> C]
$K$ – agressividade do rebolo	[mm <sup>3</sup> /Ns]
$K_c$ – rigidez da área de contato	[N/ $\mu\text{m}$ ]
$K_m$ – rigidez da máquina	[N/ $\mu\text{m}$ ]
$l$ – metade do comprimento da fonte de calor	[mm]
$l_c$ – comprimento de contato entre peça e rebolo	[mm]
$N$ – número de encontros dos grãos abrasivos ativos com a peça	
$N_s$ – número de rotações do rebolo	[rpm]
$p_o$ – probabilidade do grão abrasivo ser desalojado	
$P$ - potência de corte	[kW]
$P_c$ – pressão crítica de corte	[N/mm <sup>2</sup> ]
$q$ – fluxo de calor	[J/s]
$r_p$ – raio de ponta do dressador	[mm]
$R_a$ – rugosidade média	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_d$ – passo de dressagem	[mm]
$t$ – tempo	[s]
$T$ – período da onda	[s]
$u$ – energia específica de corte	[J/mm <sup>3</sup> ]
$u_{ch}$ – energia específica de formação do cavaco na retificação	[J/mm <sup>3</sup> ]
$u_{pl}$ – energia específica de deformação da peça	[J/mm <sup>3</sup> ]
$u_{sl}$ – energia específica de atrito	[J/mm <sup>3</sup> ]
$U_d$ – grau de recobrimento na dressagem	
$v$ – velocidade da fonte de calor	[m/s]
$v_d$ – velocidade de dressagem	[mm/min]
$v_f$ – velocidade de avanço do rebolo	[mm/min]
$\bar{v}_r$ – velocidade radial média de avanço	[mm/min]
$v_s$ – velocidade periférica do rebolo	[m/s]
$v_w$ – velocidade periférica da peça	[m/min]

$V_{eq}$ – volume equivalente de cavacos	[mm <sup>3</sup> ]
$V_w$ – volume de material removido da peça	[mm <sup>3</sup> ]
$V'_w$ – volume de material removido da peça por unidade de largura do rebolo	[mm <sup>3</sup> /mm]
$V_s$ – volume de desgaste do rebolo	[mm <sup>3</sup> ]
$w$ – massa média de cada grão abrasivo	[kg]
$W$ – massa total do abrasivo desalojado	[kg]
$W_t$ – altura das ondulações deixadas no rebolo pelo dressador	[mm]
$y_k$ – deflexão da zona de contato	[μm]
$y_m$ – deflexão máxima da máquina	[μm]

### *Letras Gregas*

$\alpha$ - difusividade térmica	[m <sup>2</sup> /s]
$\epsilon$ - fração de calor dissipada pela a peça	
$\theta_m$ – temperatura máxima	[°C]
$\omega$ - frequência angular fundamental	[rad]

## **Capítulo 1**

### **Introdução**

As indústrias nacionais vem sofrendo, cada vez mais freqüentemente, a concorrência internacional. Atualmente, os produtos para serem competitivos precisam apresentar, sob a ótica do consumidor, a melhor relação custo/benefício do mercado. Os departamentos envolvidos com a criação destes produtos, buscam agregar características que os diferenciem dos concorrentes e, portanto, gerem uma maior percepção de benefício ao mercado. Simultaneamente, os demais departamentos estão envolvidos num esforço contínuo para redução de custos. Dentro desse contexto estão os engenheiros envolvidos com os processos de fabricação, cuja função tem sido cada vez mais, otimizar estes processos.

A retificação é o processo de usinagem recomendado quando é necessária uma elevada qualidade superficial, dimensional ou geométrica. Em função disto, esse processo está, normalmente, na etapa final da seqüência de operações de usinagem e, por isso, quando chega a este estágio a peça já tem alto valor agregado, o que encarece muito uma possível rejeição.

A otimização de um processo demanda um alto conhecimento do mesmo, principalmente no que diz respeito às relações dos parâmetros de entrada com as características de saída. Na retificação, isto é uma tarefa bastante árdua, haja vista que a maioria das pessoas envolvidas com usinagem considera este o processo mais complexo. Isso se dá porque a retificação apresenta muitas variáveis e é bastante sensível à pequenas alterações das mesmas. Além disso, o fato da geometria da ferramenta ser desconhecida implica num menor controle sobre o processo. A prática das indústrias é alocar para a retificação seus operadores mais experientes, que se valem da mesma para tomar decisões em relação ao processo. O problema desta prática é que essas decisões baseiam-se em critérios subjetivos.

Os sistemas de monitoramento dos processos de usinagem têm como uma de suas finalidades, aumentar a repetitividade das operações através do levantamento de informações objetivas a respeito dos fenômenos envolvidos nas mesmas.

O estabelecimento do momento de dressagem através de um sistema de monitoramento, pode ser utilizado como uma importante ferramenta para otimização do processo de retificação, bem como para auxiliar a automação deste.

A definição do momento correto de dressagem do rebolo é fundamental no processo de retificação. Isto pode ser feito de maneira conservadora, ou seja, antes do fim da vida do rebolo. Desta forma, ocorrerá um desperdício de abrasivo e principalmente, um aumento do tempo de processo, pelo maior número de dressagens realizadas. Vale lembrar que o tempo de corte na retificação geralmente é bastante curto em função dos baixos volumes de material removido. Por outro lado, uma utilização do rebolo além de sua vida poderá acarretar uma rejeição da peça retificada. Caso isso ocorra, o custo aumentará significativamente, já que as peças quando chegam neste estágio possuem alto valor agregado. Nas indústrias a decisão do momento de dressagem é feita, em geral, por operadores da máquina, baseados na variação do ruído gerado

pelo processo (WAKUDA & INASAKI, 1991). Como mencionado anteriormente, este método é extremamente subjetivo.

Este trabalho tem como objetivo a pesquisar um método para a determinação do momento de dressagem do rebolo. Para isso, pretende-se estudar o comportamento de diversas características do processo de retificação ao longo da vida do rebolo. O parâmetro escolhido para análise foi a vibração mecânica do processo. Assim, procurar-se-á através da investigação do sinal de vibração extraído de um sensor preso ao contra-ponto fixo de uma máquina retificadora cilíndrica, estabelecer o momento em que a peça atingiu, devido ao desgaste do rebolo, o limite de qualidade desejado, em termos de rugosidade, circularidade e características metalúrgicas da superfície (queima da peça). Outro tópico de interesse é o levantamento de informações a respeito do comportamento do rebolo com uma porcentagem de grãos abrasivos tipo SG, que dispõem de pouca literatura publicada. A operação de retificação a ser utilizada é a convencional, cilíndrica de mergulho e o material a retificado é o aço ABNT 52100, tratado termicamente, típico para rolamentos.

Este trabalho está dividido nos seguintes capítulos:

- Capítulo 1 : Introdução;
- Capítulo 2 : O Processo de Retificação – neste capítulo descrevem-se os princípios básicos do processo, enfatizando-se a retificação cilíndrica de mergulho e os fatores que influenciam na vida do rebolo;
- Capítulo 3: O Monitoramento dos Processos de Usinagem – neste capítulo são abordados os fundamentos do monitoramento dos processos, sendo que o enfoque maior é dado ao monitoramento do processo de retificação via vibração mecânica;

- Capítulo 4: Procedimentos Experimentais – neste capítulo são descritos os equipamentos e a metodologia utilizada nos ensaios;
- Capítulo 5: Resultados e Discussões – neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios e a discussão dos mesmos;
- Capítulo 6: Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros: - apresentam-se as conclusões dos resultados do capítulo 5 e indicam-se sugestões para a continuidade deste trabalho.

## **Capítulo 2**

### **O Processo de Retificação**

A retificação é um processo de fabricação que utiliza partículas abrasivas de elevada dureza como elementos de corte (MALKIN, 1989). É consenso entre os estudiosos da área que trata-se de um processo muito complexo, haja vista que apresenta muitas variáveis de influência e é muito sensível à pequenas alterações destas. BIANCHI et al (1996) comentam que o bom desempenho do processo de retificação não pode ser obtido alterando-se apenas uma variável do processo, mas uma combinação bem elaborada dos parâmetros, simultaneamente.

A característica que distingue a retificação dos demais processos de usinagem é que nesta, a ferramenta de corte é composta por várias arestas, com geometrias desconhecidas, atuando simultaneamente.

Atualmente, o processo de retificação é utilizado também em operações de desbaste e/ou semi acabamento, mas a principal utilização deste processo reside na obtenção de peças que demandam superfícies com baixa rugosidade e finas tolerâncias geométricas e dimensionais. Tais adjetivos, combinados, caracterizam uma operação de acabamento, que por sua vez, implica numa peça com alto valor agregado haja vista que a peça neste estágio do processamento já sofreu várias transformações.

Baseado no que foi afirmado, é importante que se estude o desgaste dos rebolos e se estabeleçam critérios de fim de vida destes. Para isto é necessário conhecer mais a respeito da influência dos parâmetros do processo e das condições do rebolo na qualidade das peças.

Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica sobre o assunto.

## **2.1 Rebolos**

Rebolo é a denominação da ferramenta de corte utilizada no processo de retificação. Esta ferramenta é composta basicamente de grãos abrasivos de elevada dureza, que efetuam o corte propriamente dito, presos a uma matriz aglomerante de um material mais mole (MALKIN, 1989). Os grãos abrasivos podem ainda ser recobertos, mas tais aplicações ainda são restritas a materiais de difícil usinagem. HUTCHINGS (2001) comenta em seu trabalho que para um abrasivo conseguir usinar um metal, sua dureza deve ser, no mínimo, 1,2 vezes maior.

As propriedades e desempenho das ferramentas abrasivas dependem do material do grão abrasivo, do tamanho deste, do material aglomerante, das propriedades do abrasivo e do aglomerante e da porosidade (espaço vazio, no aglomerante, entre os grãos abrasivos) (MALKIN, 1989).

Os componentes dos rebolos podem variar em relação aos materiais que os compõem, às dimensões destes, bem como às quantidades dos mesmos. As combinações destas características é que vão definir as propriedades dos rebolos, que por sua vez indicarão as aplicações destes.

A identificação dos rebolos é feita através de um código alfa-numérico normalizado (ANSI B74.13-1977 e ISO 525-1975E). As características que definem um rebole são: o material e o tamanho dos grãos abrasivos, a dureza e a estrutura do rebole e o material aglomerante. Estas características são facilmente encontradas na literatura (NUSSBAUN, 1988, SHAW, 1996, SALMON, 1992, KING & HAHN, 1986 e De VRIES, 1991). A seguir, será feita uma explanação mais detalhada de cada característica, compilada dos autores mencionados.

## **2.1.1 Características dos Rebolos**

### **2.1.1.1 Material Abrasivo**

Os grãos abrasivos podem ser classificados em convencionais e superabrasivos. SHAW (1996) faz tal classificação baseada na dureza dos materiais. Enquanto os primeiros situam-se numa faixa de dureza próximas a  $2000 \text{ kgf/mm}^2$ , os superabrasivos apresentam durezas superiores a  $4500 \text{ kgf/mm}^2$ .

Os materiais superabrasivos são o diamante e o CBN. São assim chamados por apresentarem uma dureza elevada em comparação aos abrasivos convencionais. O diamante, em sua forma sintética, é utilizado na retificação de carbonetos, materiais cerâmicos, vidros e outros materiais refratários. O CBN é indicado para usinagem de materiais ferrosos, particularmente aços endurecidos e/ou ligados, por apresentar uma maior resistência ao impacto, ao calor e por ser quimicamente menos ativo que o diamante (em relação aos aços). Ambos os materiais apresentam um desgaste muito menor se comparado aos abrasivos convencionais. Por outro lado,

seus preços ainda são elevados e exigem velocidades de corte mais altas, só possíveis em máquinas especiais (TÖNSHOFF et al, 1998).

Dentre os abrasivos convencionais, destacam-se o óxido de alumínio,  $Al_2O_3$  e o carboneto de silício, SiC. O primeiro é recomendado para retificação de materiais ferrosos e apresenta a menor dureza dentre os abrasivos convencionais, mas é relativamente mais resistente ao impacto. O segundo é comumente utilizado na usinagem de materiais não ferrosos ou com excesso de carbono, pois apesar de apresentar dureza mais elevada que o óxido de alumínio, tem a tendência de reagir com o ferro à temperaturas elevadas apresentando assim um desgaste acentuado dos grãos, quando utilizados para usinagem de materiais que contenham este elemento em suas composições químicas. KING & HAHN (1986) e JACKSON & MILLS (2000) descrevem em mais detalhes os óxidos de alumínio, a saber, alumina, alumina semi-friável, alumina branca e alumina rosa. Esta diferenciação é feita baseada na composição de cada uma delas. Além dessas, os autores comentam de um novo tipo, denominado “*sol-gel*”. Este novo tipo de abrasivo tem alta pureza (99,6% em peso) e microestrutura uniforme. Esta última característica faz com que pequenas partículas sofram fratura durante a retificação, mantendo a forma original por mais tempo. Os autores concluíram também que o “*sol-gel*” apresenta melhor desempenho em relação à obtenção de rugosidade e relação  $G$  (indicador da resistência ao desgaste), comparado com o óxido de alumínio branco. TÖNSHOFF et al (1998) posicionam o grão SG (“*seeded gel*”), em termos de capacidade produtiva, entre o óxido de alumínio e o CBN. Em relação aos abrasivos convencionais o SG é mais duro e mais tenaz. Avaliando-se a literatura, nota-se que os termos “*sol-gel*” e “*seeded gel*” foram aplicados para denominar o grão SG.

O óxido de alumínio apresenta uma dureza menor que o carboneto de silício (2100 Knoop do primeiro contra 2400 Knoop do segundo). Isso indica que o óxido de alumínio possui uma friabilidade (definida por NUSSBAUM (1988) como a facilidade do material em quebrar-se sob uma determinada força ou impacto) menor que o carboneto de silício, que por sua vez implica numa maior resistência à fratura ou fragmentação devido ao impacto ou quando do engajamento

do rebolo com a peça. Abrasivos mais duros e mais friáveis são, geralmente, aplicados a operações de retificação de precisão (NUSSBAUM, 1988).

MALKIN (1989) menciona que um mesmo material abrasivo apresenta diferenças em suas propriedades, decorrentes de variação em sua composição química e/ou características estruturais associadas ao processo de manufatura deste. Partindo da bauxita como matéria prima principal, abrasivos de óxido de alumínio podem ser obtidos de três formas diferentes, que vão gerar diferenças nas fases que compõem tais grãos, bem como diferenças nas formas destes. Além disso, NUSSBAUM (1988) menciona que a pureza do material é a maior causa de sua friabilidade. Esta heterogeneidade relativa à composição e propriedades, são intrínsecas aos rebolos e uma das responsáveis pelo desgaste desigual ao longo da superfície destes quando de sua utilização.

#### **2.1.1.2 Tamanho do Grão Abrasivo**

Segundo MALKIN (1989), os grãos abrasivos são separados, por tamanho, através de peneiramento. O parâmetro utilizado para classificar estes grãos é chamado de número “*mesh*” e indica a quantidade de fios por polegada linear da peneira utilizada. Um número maior indica que o grão é mais fino e vice-versa.

O método da classificação por peneiramento consiste em passar os grãos abrasivos através de uma seqüência de peneiras que, em geral, têm suas aberturas diminuídas por um fator de  $\sqrt{2}$ . A classificação dos grãos é feita, em geral, utilizando-se 5 peneiras. Cada peneira deve reter uma certa porcentagem em volume dos grãos a serem analisados. Em função do sistema de classificação dos grãos abrasivos, conclui-se que um índice indica na verdade uma faixa de dimensões. Por exemplo, um grão 46, possui esta denominação porque 97% de seu volume tem entre 250  $\mu\text{m}$  e 595  $\mu\text{m}$  de diâmetro médio (as partículas abrasivas são aproximadas por esferas afim de possibilitar uma quantificação dimensional) (MALKIN, 1989).

Além dessa variação característica do processo de classificação do tamanho dos grãos abrasivos, certos fabricantes misturam tamanhos diferentes a fim de melhorar o empacotamento destes. Esta prática é usual mas não necessariamente aparece indicada por um dígito a mais no código do rebolo (MALKIN, 1989).

Grãos abrasivos maiores (indicados por números menores) são normalmente utilizados para operações grosseiras, com alta remoção de cavaco e sem preocupação com o acabamento. Por outro lado, grãos mais finos (indicados por números maiores) são mais utilizados onde tolerâncias e acabamentos são importantes (KING & HAHN, 1986).

SHAW (1996) ressalta que a porção do grão abrasivo que vai efetuar o corte propriamente dito é um porcentagem bastante pequena atingindo valores máximos próximos de 4,5% do volume total do grão.

Os grãos abrasivos variam, em tamanho, de 8 (muito grosso), até 600 (muito fino).

### **2.1.1.3 Dureza do Rebolo**

A dureza dos rebolos indica quão difícil é a remoção do grão abrasivo destes ou, em outras palavras, o grau de coesão entre aglomerante e grão. Esta característica é função de diversos fatores referentes à ancoragem do grão abrasivo no rebolo, tais como a resistência mecânica e ao desgaste e a quantidade de material aglomerante (que por sua vez define a porosidade do rebolo). Aglomerantes com maior resistência mecânica tem menor tendência à ruptura quando de impactos nos grãos abrasivos. Além disso, aglomerantes com maior resistência ao desgaste dificulta a remoção de abrasivos inteiros pois, não ocorre a diminuição da ancoragem dos grãos abrasivos ao longo da vida do rebolo. As duas situações mencionadas implicam em maior dureza dos rebolos.

MALKIN (1989) menciona que os rebolos podem ser considerados como um sistema trifásico constituído de grãos abrasivos, aglomerantes e porosidade. Estes três elementos somados representam 100% do volume do rebolo.

A dureza dos rebolos é representada, qualitativamente, por letras que vão de *A* (rebolos moles) a *Z* (rebolos duros). Na prática, utilizam-se mais constantemente, rebolos com durezas intermediárias. MALKIN (1989) estabelece uma relação entre o volume percentual dos poros e o índice que indica a dureza do rebolo. Rebolos com menor porosidade possuem uma dureza maior, já que os grãos abrasivos estão mais envolvidos pelo aglomerante. JACKSON & MILLS (2000) complementam a definição de dureza do rebolo comentando a respeito do fator de coesão entre o grão abrasivo e o aglomerante. Caso, haja uma grande quantidade de aglomerante, mas a coesão seja baixa, os grãos abrasivos serão desalojados com mais facilidade, implicando num rebolo com dureza menor.

Como regra geral, utilizam-se rebolos duros na usinagem de peças com menor dureza e rebolos moles na retificação de peças tratadas termicamente. Isso se dá porque sob as mesmas condições de retificação, rebolos duros tendem a gerar maior quantidade de calor e vibração, pois os grãos abrasivos não são liberados, mas desgastam-se, gerando superfícies planas no topo dos mesmos, o que aumenta bastante o atrito destes com a peça. A consequência deste maior calor gerado pode ser a danificação do tratamento térmico devido à modificação da estrutura superficial da peça gerando seu refugo. Por outro lado, rebolos mais moles tendem a sofrer auto-afiação (perda dos grãos desgastados) que, por sua vez, dificultam a manutenção das dimensões (KING & HAHN, 1986).

#### **2.1.1.4 Estrutura do Rebolo**

O parâmetro estrutura do rebolo indica a concentração volumétrica dos grãos abrasivos no rebolo. Um índice alto indica menos abrasivos ou uma estrutura mais aberta. MALKIN (1989)

apresenta uma relação empírica entre a porcentagem em volume dos grãos abrasivos e o índice utilizado por fabricantes de rebolos. Segundo essa relação, cada incremento de 1 unidade no índice de estrutura corresponde a uma redução de 2% na quantidade de abrasivos.

O limite superior da concentração dos grãos abrasivos (limite inferior do índice de estrutura) é imposto por limitações de empacotamento e variam, geralmente de 40% a 60%. Grãos maiores e mais equiaxiais produzem um maior fator de empacotamento do que grão menores com formas menos simétricas. Por outro lado, o limite inferior de concentração dos grãos é devido, pelo menos em aglomerantes vitrificados, à necessidade de manter algum contato mútuo entre os grãos abrasivos de forma a minimizar distorções durante o processo de vitrificação dos rebolos (MALKIN, 1989).

A estrutura do rebolo está intimamente relacionada com a porosidade do mesmo e, portanto, com a dureza deste. Quanto mais fechada a estrutura, menor a porosidade e maior a dureza.

Segundo KING & HAHN (1986), uma porosidade ótima para uma dada operação é definida pela relação de compromisso entre uma estrutura suficientemente aberta para permitir a remoção do cavaco e introdução do fluido de corte na região de corte por um lado e uma estrutura suficientemente fechada o suficiente a fim de garantir um mínimo de partículas abrasivas para realizar o corte.

Cabe lembrar que uma estrutura fechada, por apresentar mais grãos em contato com a peça durante o corte, gera melhor acabamento, já que para as mesmas condições de usinagem, cada grão retira um volume menor de cavaco. Por outro lado, a tendência de queima da peça e empastamento do rebolo é maior, já que o cavaco possui menor espaço para ser removido da região de corte.

### 2.1.1.5 Material Aglomerante

Os grãos abrasivos são unidos por materiais aglomerantes. Segundo MALKIN (1989), o aglomerante deve ter resistência mecânica suficiente para suportar as forças de retificação, temperaturas e forças centrífugas sem desintegrar, ao mesmo tempo que deve resistir a ataques químicos dos fluidos de corte. Além disso, JACKSON & MILLS (2000) comentam que o processo de fabricação dos rebolos influencia a qualidade final do aglomerante. Por exemplo, vidros menos viscosos apresentam maior suscetibilidade à distorções, deformações e trincas devido à condições de posicionamento na secagem dos rebolos não adequadas. Existem requisitos adicionais dos materiais aglomerantes, dentre os quais pode-se citar a capacidade de proporcionar uma maior rigidez ao rebolo e a manutenção ou liberação de grãos abrasivos desgastados. Isso acontece em função do aumento da força de corte devido ao desgaste dos grãos abrasivos (MALKIN, 1989).

Existem basicamente seis tipos de aglomerantes para rebolos convencionais, a saber, resinóide, shellac, oxiclорidos, borracha, silicatos e vitrificados. Os superabrasivos utilizam basicamente os aglomerantes resinóides, vitrificados e metálicos, além de se ter grãos superabrasivos sem aglomerante, com uma camada de abrasivos eletrodepositada sobre o material interno do rebolo (MALKIN, 1989). JACKSON & MILLS (2000) comentam que a escolha do aglomerante deve considerar o tipo e tamanho do rebolo, as condições de manufatura, a vida do rebolo e os custos associados aos aglomerantes mais elaborados.

Alguns aglomerantes desenvolvem plasticidade na presença de água, o que aumenta a possibilidade de moldar a mistura, de forma que o rebolo pode ser trabalhado mecanicamente antes de sofrer o processo de queima (JACKSON & MILLS, 2000).

JACKSON & MILLS (2000) estudaram o desempenho de rebolos com aglomerantes vitrificados e afirmam que dois fatores são importantes ao considerar esse tipo de aglomerante, a saber, a expansão térmica e a estabilidade química frente aos fluidos de corte. Em relação à

dilatação térmica, é interessante que aglomerante e abrasivos tenham comportamentos semelhantes, a fim de evitar tensões induzidas quando da retificação. Quanto à estabilidade química, esta deve ser a mais alta possível, pois isso reduz a chance de diminuição da ancoragem dos grãos e conseqüentemente de desgaste prematuro do rebolo.

As velocidades periféricas máximas são determinadas pela resistência mecânica do aglomerante. Os fabricantes fornecem esses valores nos rótulos dos rebolos.

Os rebolos são obtidos pela mistura dos grãos abrasivos com o material aglomerante. Em certos casos, quando uma maior porosidade é desejada, materiais voláteis são adicionados a esta mistura. Quando do seu processamento, estes materiais voláteis vaporizam e poros são formados nestas posições (MALKIN, 1989).

A resistência do aglomerante indica a força com que este mantém a posição dos grãos abrasivos quando estes últimos são submetidos aos esforços de corte. Esta é a definição geral de dureza. Tais esforços de corte podem fraturar o grão abrasivo ou removê-lo por completo do rebolo, fraturando o aglomerante. A localização da fratura vai definir o tipo de desgaste (STUART, 1992).

NUSSBAUM (1988) descreve em detalhes o processo de fabricação dos rebolos, que consiste basicamente em mistura, prensagem, secagem, queima, acabamento, balanceamento, testes, controles e expedição. Além das variações inerentes à obtenção da matéria prima, também o processo de fabricação dos rebolos é caracterizado por etapas que têm grande possibilidade de gerar um produto heterogêneo. Essa distribuição heterogênea dos grãos abrasivos e aglomerantes ao longo dos rebolos é responsável pela necessidade de balanceamento dessas ferramentas, além de gerar um desgaste também heterogêneo, que por sua vez, dificulta sobremaneira o estudo sistemático da vida destas.

## 2.1.2 Desgaste dos Rebolos

O desgaste dos rebolos é um processo bastante complexo e é resultado de diversos fenômenos que ocorrem devido ao contato entre grãos abrasivos individuais e a peça que está sendo usinada. Os estudos do desgaste dos rebolos ainda carecem de uma descrição quantitativa pois o empirismo ainda prevalece. Relações empíricas relacionam o desgaste dos rebolos com vários parâmetros do processo de retificação e fornecem subsídios para melhor utilização destes processos (MALKIN, 1989).

### 2.1.2.1 Quantificação do Desgaste dos Rebolos

O desgaste dos rebolos é normalmente expresso como uma perda volumétrica de material, medida muitas vezes pela diminuição diametral.

MALKIN (1989) comenta que o desgaste dos rebolos é similar àqueles observados em outros processos de desgaste, ou seja, apresenta três fases: uma alta taxa de desgaste inicial, seguida de um crescimento aproximadamente constante e sofrendo uma aceleração elevada nesta taxa num terceiro momento. Ainda segundo MALKIN (1989), essa elevação final da taxa de desgaste, quando ocorre, pode resultar em queima da peça ou vibração do processo.

Um índice utilizado para caracterizar a resistência ao desgaste é a relação  $G$ , que é o volume de material removido por unidade de volume desgastado do rebolo.

$$G = \frac{V_W}{V_S} \quad (2.1)$$

SHAW (1996) comenta que uma forma comum de medir o volume desgastado do rebolo é acompanhar a redução diametral do mesmo.

Para retificação de forma, é comum ocorrerem desgastes localizados nas extremidades dos rebolos ou onde houverem arestas. Isso ocorre, principalmente porque nestas regiões, os grãos possuem uma menor ancoragem.

### 2.1.2.2 Mecanismos de Desgaste dos Rebolos

SHAW (1996) afirma que existem três mecanismos principais de desgaste dos rebolos, a saber, desgaste por atrito, fratura dos grãos abrasivos e fratura do aglomerante. JACKSON & MILLS (2000) consideram também a baixa coesão entre grão abrasivo e aglomerante, que gera desalojamento do grão abrasivo inteiro com os esforços de corte.

Estes mecanismos podem ser observados na Figura 2.1.

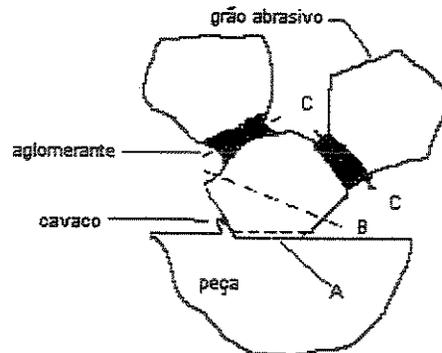


Figura 2.1- Mecanismos de desgaste do rebolo: A - desgaste por atrito, B - fratura do grão abrasivo e C - fratura do aglomerante devido ao desgaste. (MALKIN,1989)

O desgaste por atrito envolve a perda de afiação dos grãos abrasivos e crescimento das áreas planas destes devido ao atrito com o material da peça. A fratura do grão abrasivo provoca a remoção de fragmentos destes e a fratura do aglomerante ocorre devido ao desalojamento do grão abrasivo inteiro devido aos esforços de corte. Um outro tipo de desgaste é a erosão do

aglomerante, que reduz a ancoragem dos grãos abrasivos e facilita a remoção destes (MALKIN, 1989).

O desgaste por atrito é indesejável na retificação de precisão, já que há risco de danos térmicos à peça (SHAW, 1996).

Segundo MALKIN (1989), a maneira de quantificar a contribuição de cada tipo de desgaste em relação ao total, é coletar e mensurar as partículas desgastadas dos rebolos. Experimentos realizados por este autor revelam que o desgaste por atrito é responsável, como era de se esperar, por uma pequena fração da perda volumétrica total. A contribuição da fratura do aglomerante, no desgaste total, depende da quantidade deste aglomerante ou da dureza do rebole, bem como da friabilidade e tamanho dos grãos abrasivos. MALKIN (1989) mostra, que para determinadas condições de operação, essa porcentagem variou de 90% quando da utilização de um rebole de dureza G a aproximadamente 50% se este rebole fosse de dureza K. Este experimento demonstra que um aumento da dureza do rebole favorece um desgaste por fratura dos grãos abrasivos, já que estes estão melhor ancorados. Por outro lado, rebolos com uma dureza menor, tendem a gerar desgastes pela fratura do aglomerante e conseqüente desalojamento de grãos abrasivos inteiros. Uma variante desta regra geral, diz respeito à retificação que gera cavacos longos. Neste caso, tais cavacos, erodem o aglomerante e provocam desalojamento dos grãos abrasivos, independentemente da dureza do rebole utilizado. SHAW (1996) enfatiza ainda que o desgaste por atrito é que vai definir, na maioria das vezes, a necessidade de dressagem, já que os outros dois tipos de desgaste, tendem a expor novas arestas de cortes (auto-afiação), requisitando apenas uma correção da posição do rebole.

Apesar da contribuição volumétrica muito pequena do desgaste por atrito, este mecanismo é, freqüentemente, o mais importante, haja vista, que ele controla as forças de retificação e portanto a taxa de fratura do aglomerante (MALKIN, 1989).

CHEN et al (1998) apresentam uma outra visão a respeito do desgaste do rebolo. Os autores afirmam que o desgaste ocorre em 3 estágios, desgaste primário rápido, desgaste secundário constante e um desgaste terciário mais rápido que os outros dois. O desgaste primário consiste na remoção de uma camada superficial dos grãos abrasivos danificada pela dressagem. Estes autores afirmam que a superfície dos grãos apresentaria trincas nesta fase. O desgaste secundário corresponderia ao desgaste por atrito mencionado por MALKIN (1989). Já o desgaste terciário seria o desalojamento dos grãos abrasivos inteiros.

### 2.1.2.3 Análise do Desgaste dos Rebolos

Analisando o desgaste do rebolo, pode-se afirmar que a velocidade deste é regida pela taxa de fraturas do aglomerante, haja vista que esta é responsável pela maior parte da perda volumétrica. Cabe ressaltar que antes da fratura do aglomerante, ocorre o desgaste por atrito e mesmo a fratura dos grãos abrasivos (MALKIN, 1989).

A cada vez que ocorre um contato entre um grão abrasivo e o material da peça, existe uma probabilidade ( $p_b$ ) deste grão ser desalojado devido à fratura do aglomerante. MALKIN (1989) equacionou o peso total do abrasivo desalojado ( $W$ ) em função da probabilidade disto acontecer, do peso médio de cada grão abrasivo ( $w$ ) e do número de encontros ( $N$ ) dos grãos abrasivos ativos com a peça.

$$W = p_b w N \quad (2.2)$$

Esta relação é válida para o desgaste total do rebolo, não apenas para o desgaste devido à fratura do aglomerante, apesar deste ser responsável por grande parte do volume total.

Os grãos abrasivos estão sujeitos a esforços normais ( $f_n$ ) e tangenciais ( $f_t$ ). Os esforços normais tendem a gerar tensões compressivas, enquanto os esforços tangenciais geram tensões trativas nos

aglomerantes. As tensões são proporcionais aos esforços e dependem da geometria dos grãos abrasivos e dos aglomerantes (MALKIN, 1989).

Rebolos mais duros possuem, quando desgastados, uma maior área plana nos grãos abrasivos, resultando em forças de retificação maiores e maior tendência a danos térmicos da peça (MALKIN, 1989).

MALKIN (1989) mostra uma outra maneira de analisar o desgaste dos rebolos, utilizando um enfoque mais empírico que tenta relacionar tal desgaste com a severidade do processo de retificação utilizado. O primeiro destes enfoques afirma que o desgaste radial do rebolo por unidade de deslizamento na peça depende da velocidade radial média de avanço ( $\bar{v}_r$ ). A velocidade radial média de avanço consiste na projeção da velocidade de avanço na direção radial do rebolo. O comprimento de deslizamento é igual ao arco de contato ( $l_c$ ) multiplicado pelo número total de rotações ( $N_s$ ) efetuadas durante o tempo de retificação.

Um outro parâmetro usado para relacionar, empiricamente, o comportamento da retificação, é a espessura de cavaco equivalente ( $h_{eq}$ ), que será definida em item posterior. Pode-se adiantar aqui, porém, que ela influencia as forças de retificação e a rugosidade das peças (MALKIN, 1989).

A relação  $G$  também pode ser descrita da seguinte forma:

$$G = G_1 h_{eq}^{-g} \quad (2.3)$$

No equacionamento acima,  $G_1$  e  $g$  são constantes que dependem das condições de dressagem, da combinação rebolo-peça, do fluido de corte, etc (MALKIN, 1989). VIEIRA Jr (1992) levantou em seu trabalho valores de  $G_1$  e  $g$  para diversos materiais

Além do que foi exposto, existe também uma influência da velocidade da peça no desgaste do rebolo, fenômeno este mais sensível na retificação cilíndrica. Analisando apenas a rotação da peça, com uma velocidade de avanço e rotação do rebolo constantes, observa-se que velocidades maiores da peça produzem baixas penetrações do rebolo por volta da peça, com impactos grandes dos grãos abrasivos sobre a peça e cavacos curtos. Com isso tem-se menor número de grãos abrasivos ativos que permanecem em contato por um tempo menor, gerando esforços maiores em cada grão. Assim, há uma tendência dos grãos fraturarem e ocorrer auto-afiação, com conseqüente estabilização das forças de corte do processo e maior desgaste volumétrico. Por outro lado, quando a velocidade da peça é baixa, a penetração do rebolo por volta da peça é maior. Ocorrem impactos menores dos grãos abrasivos com a peça e os cavacos são alongados. O tempo de contato e o número de grãos ativos são maiores, gerando menor esforço de corte por grão abrasivo. Há a tendência de formação de áreas planas nos grãos abrasivos, aumentando os esforços de corte gradativamente e o desgaste volumétrico tende a ser menor. Esta análise foi feita por BIANCHI et al (1996) para retificação plana, mas o fenômeno vale também para a retificação cilíndrica.

SRIVASTAVA et al (1988) apresentaram em seu trabalho um modelo teórico para avaliar o empastamento do rebolo relacionando o mesmo com variáveis de processo. Este modelo baseia-se na adesão que ocorre na interface do grão abrasivo com o cavaco. Os autores concluem que o empastamento aumenta com o aumento da profundidade de corte, mas não é influenciado pela velocidade da peça.

### **2.1.3 Dressagem e Topografia dos Rebolos**

A distribuição espacial dos grãos abrasivos na superfície dos rebolos e sua morfologia, compõem a topografia dos rebolos (MALKIN, 1989).

Os rebolos precisam ser preparados para a usinagem das peças. Tal operação é feita na manufatura dos rebolos ou, periodicamente, durante o processo de retificação. Em geral, preparar um rebolo para usinagem significa efetuar um perfilamento e uma dressagem do mesmo. O perfilamento consiste em remover material da superfície do rebolo, de forma que sua excentricidade seja minimizada, ou seja, efetuar uma correção de forma do rebolo. Já a dressagem é efetuada para obtenção de um determinado comportamento da retificação. Em rebolos superabrasivos, as operações de dressagem e perfilamento são efetuadas de forma distintas. Já nos rebolos convencionais, estas são efetuadas simultaneamente e denominadas, genericamente por dressagem (MALKIN, 1989)

A topografia dos rebolos afetam sobremaneira o desempenho do processo de retificação, caracterizado por forças de corte, consumo de potência, temperaturas de corte e acabamento da peça (MALKIN, 1989).

### **2.1.3.1 Dressagem de Rebolos Convencionais**

Segundo KING & HAHN (1986), as operações de retificação de precisão, tolerâncias apertadas e bons acabamentos requerem um controle cuidadoso da geometria e do acabamento da superfície do rebolo. A dressagem do rebolo é realizada com a finalidade tanto de recompor a geometria, quanto de restaurar a condição superficial desejada (agressividade do rebolo).

A correção da forma e das condições superficiais dos rebolos se faz necessária porque estes se desgastam de forma desigual, devido à esforços de corte heterogêneos, diferentes necessidades de remoção de material ou mesmo devido à orientação aleatória dos grãos abrasivos. Além disso, surge, durante a operação de retificação, a necessidade de remoção dos cavacos empastados e exposição de novas arestas de corte, haja vista que grãos abrasivos desgastados aumentam os esforços de corte, causam aumento do atrito e da temperatura de corte, podendo danificar termicamente a peça. Em determinadas operações, o aumento dos esforços de corte é usado para

expor novas arestas de corte, já que tais esforços podem fraturar o grão abrasivo ou o aglomerante, fenômeno este denominado auto-afiação (KING & HAHN, 1986).

Quando da retificação de materiais mais dúcteis, que geram cavacos longos, estes impregnam a superfície do rebolo podendo até mesmo soldar-se ao grão abrasivo, inibindo sua ação de corte (KING & HAHN, 1986). BIANCHI (1992) verificou que cavacos longos podem desgastar o aglomerante, facilitando o desalojamento dos grãos abrasivos. Pode-se dizer, então, que cavacos longos podem empastar ou desgastar o rebolo. Em ambos os casos uma operação de dressagem faz-se necessária.

A dressagem de rebolos convencionais consiste em pressionar a superfície do rebolo, em rotação, contra uma ferramenta de dressagem com movimento de avanço transversal à superfície do rebolo. Uma analogia possível de ser feita é com o torneamento. Diz-se que na dressagem, “torneia-se” o diâmetro externo do rebolo, em geral com uma ferramenta de diamante.

MALKIN (1989) comenta que, em geral, dois a cinco passes são necessários para o perfilamento do rebolo. Além disso, alguns passes sem avanço radial (similar ao centelhamento na operação de retificação) devem ser dados. Esse procedimento deve ser adotado para que deformações elásticas do conjunto rebolo, eixo porta-rebolo e dressador sejam recuperadas e, portanto, tenha-se uma dressagem mais eficaz. No entanto, essa prática é pouco utilizada nos meios industriais.

As ferramentas de dressagem mais comuns para os rebolos com aglomerante vitrificados são os diamantes de ponta única ou aglomerados de diamantes em ligas metálicas (SALMON, 1992). Para os diamantes de ponta única, MALKIN (1989) recomenda a utilização de valores menores que 0,2 mm/rot. de avanço e entre 10  $\mu$ m e 30  $\mu$ m de profundidade de dressagem. SHAW (1996) recomenda também que não se exponha mais do que 30% do diâmetro do grão abrasivo, afim de se manter uma boa ancoragem do mesmo.

### 2.1.3.2 Geração da Topografia de Rebolos Convencionais

Durante a dressagem de rebolos convencionais, com diamantes de ponta única, o dressador movimenta-se transversalmente à superfície do rebolo com um passo  $s_d$  por rotação do rebolo e com uma dada profundidade de corte  $a_d$ . Portanto, o dressador efetua um movimento que gera uma geometria similar a uma rosca, de passo  $s_d$ , no rebolo (MALKIN, 1989).

MALKIN (1989) comenta que analisando o material removido dos rebolos numa dressagem, constata-se que estes possuem uma dimensão maior que a profundidade de dressagem, mas menor que o grão abrasivo original, o que indica um mecanismo de fratura dos grãos abrasivos. Para rebolos mais moles, há uma tendência maior de ocorrência do fenômeno de fratura do aglomerante, gerando, então, partículas maiores.

Nas dressagens mais finas, a deformação plástica localizada gera superfícies planas nos grãos abrasivos ao invés de fraturá-los, o que ocorre nas dressagens mais grosseiras. Além disso, dressagens mais grosseiras, diminuem os esforços de retificação e pioram o acabamento das peças, o inverso acontecendo com dressagens mais finas (MALKIN, 1989)

OLIVEIRA (1988), mostra várias simulações gráficas das operações de dressagem, onde o macro-efeito (rosca formada na superfície do rebolo pela dressagem) e o micro efeito (causado pela fratura dos grãos abrasivos) podem ser visualizados. Algumas destas simulações podem ser visaulizadas na Figura 2.2.

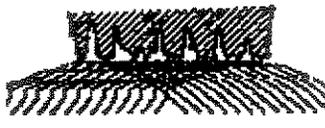
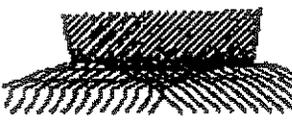
Rebolo com granulometria grosseira	Rebolo com granulometria fina	
		sd pequeno ad pequeno Ud grande
Microefeito agressivo	Macroefeito agressivo	
		sd grande ad grande Ud pequeno
Microefeito agressivo Macroefeito atenuado	Microefeito pouco agressivo com macroefeito	

Figura 2.2- Macro-efeito e micro-efeito produzidos por mecanismos de dressagem.

OLIVEIRA & PURQUÉRIO (1989)

Para melhor compreensão dos conceitos a serem apresentados, faz-se necessário algumas definições, apresentadas na figura 2.3, que mostra uma representação do ponto de contato entre dressador e rebolo numa operação de dressagem com as grandezas envolvidas.

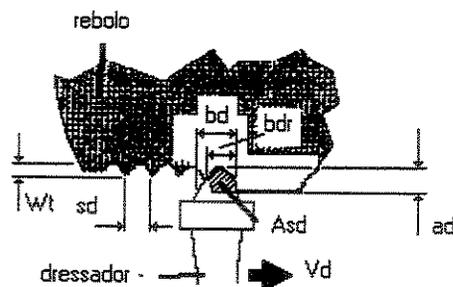


Figura 2.3- Parâmetros da operação de dressagem. OLIVEIRA et al (1992).

Onde:  $b_{dr}$  = largura real de atuação do dressador

$b_d$  = largura de atuação do dressador

$W_i$  = ondulação teórica (macro-efeito)

$S_d$  = passo de dressagem

$a_d$  = profundidade de dressagem

$A_{sd}$  = área de dressagem

$V_d$  = velocidade de dressagem

Pode-se estimar matematicamente as macro características topográficas de um rebolo submetido a uma operação de dressagem com ferramenta estática. Supondo-se o diamante dressador com raio de ponta  $r_p$ , pode-se calcular a largura de atuação do dressador  $b_d$  e a largura real de atuação  $b_{dr}$  pelas seguintes equações:

$$b_d = \sqrt{8r_p a_d} \quad (2.4)$$

$$b_{dr} = \sqrt{2r_p a_d} + \frac{S_d}{2} \quad (2.5)$$

Na prática, a largura de atuação do dressador  $b_d$  é medida com auxílio de um projetor de perfil ou outro equipamento que possibilite este tipo de medição.

Além disso, a ondulação teórica da superfície (macro-efeito) pode ser calculada pela equação:

$$W_i = \frac{S_d^2}{8r_p} \quad (2.6)$$

Este equacionamento, também denominado de rugosidade cinemática, é válido onde o passo de dressagem é menor que a largura de atuação do dressador.

KÖNIG, citado por OLIVEIRA (1988), estabeleceu um parâmetro denominado grau de recobrimento,  $U_d$ , que relaciona os parâmetros de dressagem e a superfície do rebolo gerada nessa operação.

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad (2.7)$$

Os resultados de KÖNIG, citado por OLIVEIRA (1988), indicam ainda, que quanto menor o grau de recobrimento (até o valor limite 1), maior a agressividade do rebolo e vice-versa. OLIVEIRA (1988), mostra que variando-se as condições de dressagem, pode-se utilizar um mesmo rebolo para as operações de desbaste e acabamento, pois é possível, através da variação dos parâmetros de dressagem conseguir-se em um rebolo de grãos finos (típico de acabamento), alta agressividade (típica de operações de desbaste).

É importante comparar a agressividade de diferentes rebolos, pois esta característica determina as forças de retificação, a geração de calor, a integridade superficial da peça, entre outras. NAKAYAMA et al (1980), desenvolveram um método para avaliar a agressividade dos rebolos, denominado teste da retificação da esfera de aço. Este teste consiste na retificação de uma esfera de aço, com força constante, onde é traçada a curva de penetração do rebolo na esfera ao longo do tempo. Em seguida é calculada a derivada desta curva em relação ao tempo e a força normal é dividida pela área de contato em cada instante. Obtém-se daí a curva de agressividade do rebolo, ou seja, a taxa de penetração do rebolo contra a pressão normal de corte.

Com os pontos localizados no gráfico, é feita uma regressão linear (que apresentam coeficientes de correlação próximos de 1). A inclinação desta reta representa a agressividade do

rebolo  $K$  e o ponto de intersecção com o eixo das ordenadas indica a pressão crítica de corte  $P_c$  (pressão abaixo da qual não ocorre formação de cavaco).

#### 2.1.4 Vida dos Rebolos

Os mecanismos de desgaste descritos no item anterior, atuam durante o processo de retificação, alterando a topografia do rebolo. São três os mecanismos de perda de afiação dos rebolos: perda do macro-efeito de dressagem, perda do micro-efeito de dressagem e entupimento dos poros do rebolo, também conhecido como empastamento.

FERRARESI (1977) definiu a vida de uma ferramenta como o tempo entre duas afiações sucessivas, no qual ela trabalha efetivamente, obedecendo um critério para que estas sejam efetuadas. Na retificação, a afiação da ferramenta é denominada dressagem e/ou perfilamento e o tempo entre as afiações pode ser medido em volume de cavaco removido ( $V_w$ ) ou em volume específico de cavaco removido ( $V_w'$ ) que consiste no volume de cavaco removido por largura de atuação do rebolo ( $b$ ).

$$V_w' = \frac{V_w}{b} \quad (2.8)$$

Os critérios de fim de vida das ferramentas, são definidos por características de qualidade da peça usinada ou do processo em si. BIANCHI (1990), relacionou alguns critérios utilizados no processo de retificação para definir o fim de vida de rebolos, a saber:

- Aumento excessivo das forças de corte - com o desgaste dos grãos abrasivos, aumento das áreas planas destes e entupimento dos poros dos rebolos com cavacos, há um aumento dos esforços necessários para a remoção de material. Esse aumento torna-se limitante do processo quando excede a capacidade do motor da máquina.

- Perda de integridade superficial da peça - o aumento do atrito mencionado anteriormente, gera também um incremento na temperatura da região de corte. Se esta temperatura tornar-se excessivamente alta, pode ocorrer queima da peça, com perdas de características mecânicas, trincas ou elevação de tensões residuais. Além disso, o empastamento e perda de agressividade do rebolo (perda dos macro e micro efeitos) pode aumentar a rugosidade da peça retificada.
- Erros de forma - o aumento de temperatura na região de corte gera deformações heterogêneas na peça, devido à variações na sua composição e microestrutura. Estas deformações, por sua vez, provocam variações na profundidade de corte. A perda volumétrica heterogênea de material abrasivo é outro fator gerador de erros de forma. O primeiro fenômeno é típico de rebolos duros e o segundo de rebolos moles.
- Vibração - A vibração do sistema máquina-rebolo-peça está associada, dentre outros, aos fenômenos de auto-excitação que ocorrem. O rebolo desgastado ou empastado de forma não uniforme, trabalhando com uma rotação constante, provoca variações na força de corte, tornando-a oscilante. Uma força oscilante, atuando num sistema com massa e elasticidade, como é o caso do sistema rebolo-peça, gera vibrações que danificam a rugosidade da peça. Como em retificação trabalha-se, em geral, com limites de rugosidades baixos, qualquer aumento destas é bastante significativo.

## **2.2 Características do Processo de Retificação**

### **2.2.1 Classificação dos Processos de Retificação**

Existem várias formas de se classificar os processos de retificação, uma delas é baseada em critérios de processo e pode ser encontrada na norma DIN 8589. Esta classificação subdivide as operações de acordo com a superfície do rebolo em contato com a peça e com o movimento de

avanço do rebolo. Neste aspecto, a retificação pode ser tangencial de mergulho, tangencial de passagem, lateral (ou de face) de mergulho e lateral de passagem. A forma geométrica das superfícies obtidas são subdivididas em cilíndrica externa, cilíndrica interna, plana e plana rotativa. Em relação à fixação, a retificação cilíndrica pode ser classificada em retificação entre pontas ou sem centros (centerless).

Neste trabalho utilizou-se a retificação cilíndrica externa tangencial de mergulho entre pontas. Neste tipo de retificação, a peça e o rebolo possuem movimento de rotação e o rebolo avança perpendicularmente à superfície retificada, sem apresentar o movimento paralelo à mesma.

### 2.2.2 Parâmetros de Caracterização

Alguns parâmetros foram criados para facilitar a compreensão de alguns fenômenos do processo de retificação e também para facilitar a comparação de grandezas entre processos com geometrias diferentes. Estes parâmetros baseiam-se muitas vezes na geometria do processo de retificação plana, (portanto teóricos) e são muito úteis, haja vista que o processo de retificação plana é de mais fácil compreensão do que a retificação cilíndrica.

Um primeiro parâmetro de interesse na retificação é o arco ou comprimento de contato  $l_c$ , que define a extensão do contato entre o rebolo e a peça durante a retificação. Considerando apenas a geometria dos elementos em contato, pode-se calcular o comprimento de contato através de:

$$l_c = \sqrt{a.d_s} \quad (2.9)$$

onde:  $a$  = profundidade de corte

$d_s$  = diâmetro do rebolo

Este equacionamento vale para retificação plana e não considera os movimentos e deformações envolvidos no processo, daí ser também denominado comprimento de contato estático (MALKIN, 1989).

KING & HAHN (1986), afirmam que a diferença de curvatura do rebolo e da peça influi no comprimento de contato. A diferença de curvatura em retificações internas e externas podem ser relacionadas à retificação plana através do diâmetro equivalente  $d_e$ , definido como:

$$d_e = \frac{d_s}{1 \pm \frac{d_s}{d_w}} \quad (2.10)$$

Na equação 2.10, o sinal positivo no denominador é usado no caso de retificação cilíndrica externa, o sinal negativo para retificação cilíndrica interna e no caso de retificação plana, o diâmetro da peça,  $d_w$ , tem valor infinito (MALKIN, 1989).

Pode-se afirmar que o diâmetro equivalente representa o grau com que a superfície do rebolo e a peça se adaptam, no caso da retificação plana. No caso da retificação cilíndrica, representa o diâmetro que o rebolo de uma operação plana tangencial deveria ter para proporcionar a mesma geometria de corte e comprimento de contato.

O terceiro parâmetro bastante utilizado na caracterização da retificação é a espessura de corte equivalente,  $h_{eq}$ . PETERS & DECNEUT (1975), citados por VIEIRA Jr (1992), criaram esse parâmetro a partir da compilação de diversos estudos feitos sobre o processo de retificação. Fisicamente, a espessura de cavaco equivalente é a espessura que teria uma fita de cavaco, caso fosse possível remover um cavaco com essa forma na retificação. Partindo da taxa de remoção específica  $V'_w$ , dada pelo volume de cavaco removido por unidade de largura do rebolo. PETERS & DECNEUT (1975) elaboraram a seguinte formulação:

$$h_{eq} = \frac{V_w'}{v_s} \quad (2.11)$$

Mas, da análise de continuidade:

$$V_w' = a.v_w \quad (2.12)$$

Portanto:

$$h_{eq} = a \frac{v_w}{v_s} \quad (2.13)$$

onde:  $a$  = avanço em mm

$v_w$  = velocidade periférica da peça em m/s

$v_s$  = velocidade periférica do rebolo em m/s

A equação 2.13 corresponde àquela definida pelo comitê de retificação do CIRP (SNOEYS & PETERS, 1974).

VIEIRA Jr (1992), comenta em seu trabalho que diversos pesquisadores chegaram a conclusões semelhantes no que diz respeito ao comportamento do processo de retificação em relação à espessura de cavaco equivalente, a saber, rugosidade, esforços de corte, vida da ferramenta e relação  $G$  se mantêm dentro de uma mesma faixa para um dado valor de  $h_{eq}$ , independente das grandezas que o compõem. Em outras palavras, os autores afirmam que, para quaisquer valores de processo que se utilize, é possível prever os resultados de uma retificação, desde que se conheça o valor de  $h_{eq}$ . Ressalva-se que tal afirmação é válida para valores de avanço e velocidades compatíveis com operações de retificação plana.

Neste trabalho, utilizar-se-á alguns pares de  $h_{eq}$  iguais, a fim de confirmar ou não o exposto na literatura, haja vista que a retificação é extremamente sensível à variações no conjunto peça-rebolo-máquina.

### 2.2.3 Mecanismo de Formação do Cavaco

A remoção de material durante a retificação ocorre quando da interação dos grãos abrasivos com a peça (MALKIN, 1989).

Na retificação de metais, assume-se que a formação de cavaco se dá por cisalhamento, semelhante ao que ocorre em outros processos de usinagem. Isso foi confirmado através da observação dos cavacos de retificação com microscópios eletrônicos e constatação da semelhança destes com os cavacos dos demais processos, a menos das dimensões (MALKIN, 1989).

A formação de cavaco é responsável, dentre outras coisas, pelos esforços de corte. A potência de corte associada aos esforços de corte pode ser descrita como:

$$P = F_t (v_s \pm v_w) \quad (2.14)$$

onde o sinal positivo é utilizado para retificação discordante e o sinal negativo para retificação concordante.

Uma grandeza derivada da potência e condições de corte é a energia específica  $u$ , que é definida como a energia por unidade de volume de material removido.

$$u = \frac{P}{V_w} \quad (2.15)$$

onde:  $P$  é a potência de corte e  $V_w$  é a taxa de remoção volumétrica, dada em termos dos parâmetros de retificação como:

$$V_w = v_w ab = \pi d_w v_f b \quad (2.16)$$

onde  $v_f$  = velocidade de avanço do rebolo

$b$  = largura do rebolo.

MALKIN (1989), comenta que a energia específica (energia por volume de cavaco removido) envolvida na retificação é muito maior do que a de outros processos. Além disso, tais energias tornam-se maiores com  $h_{eq}$  menores, ou seja com  $a$  e  $v_w$  menores. MALKIN (1989) comenta, ainda, que grande parte da energia de retificação é gasta em outros mecanismos além da formação de cavaco, tais como o atrito das áreas planas dos grãos abrasivos com o material da peça e deformação do material da peça antes do início da formação de cavaco. A figura abaixo mostra essas três fases:

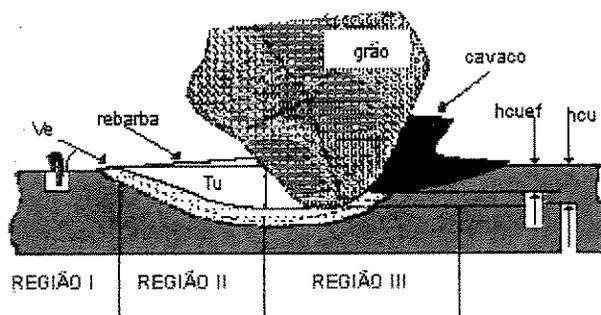


Figura 2.4 Três regiões de micro-fenômenos de remoção de cavacos na retificação. (KÖNIG, 1980)

MALKIN (1989) descreveu em detalhes as três fases apresentadas:

Na região I, ocorre apenas deformação elástica do material da peça e do rebolo, principalmente do material aglomerante. A energia que está sendo fornecida ao processo é consumida em deformações, atrito e calor. A deformação elástica contribui com uma parcela desprezível no consumo de energia.

Na região II, o grão abrasivo continua penetrando no material da peça, que começa a apresentar então, deformação plástica, escoamento lateral e recuperação da deformação elástica do estágio anterior. Com isso, o atrito, que ocorre na ponta e nas laterais do grão abrasivo, tem seu valor aumentado. A energia continua sendo dissipada por deformações, atrito e calor. NUSSBAUM (1988) afirma que as deformações das fases I e II ocorrem porque o ângulo de ataque da ferramenta abrasiva é fortemente negativo.

Na região III, a aresta de corte atinge um valor de penetração  $h'$  crítico, que corresponde a uma pressão, também crítica,  $P_c$  (pressão mínima para que ocorra a ruptura do material). A partir deste ponto, ocorre a formação do cavaco propriamente dito e parte da energia passa a ser consumida no cisalhamento do material.

O cavaco é removido da região de corte pela porosidade do rebolo, sendo posteriormente expulso da ferramenta pela ação da força centrífuga ou pelo fluido de corte. Se o cavaco atingir uma dimensão maior que a porosidade do rebolo, ficará incrustado na superfície deste, o que provocará a perda de poder de corte do rebolo, aumento da rugosidade da peça, da temperatura de corte e, provavelmente, vibração no processo.

Devido às deformações ocorridas, somente uma parcela da espessura de penetração da aresta ( $h_{cuf}$  na figura 2.4) ocorre efetivamente.

CHEN & ROWE (1995) comentam que a deformação lateral do material que está sendo retificado proporciona um aumento da profundidade de retificação ou mesmo atuação de grãos abrasivos que estão menos expostos.

#### 2.2.4 Forças de Corte

As forças de corte na usinagem são importantes porque determinam a potência necessária da máquina, bem como suas necessidades estruturais. Além disso, influenciam a qualidade dimensional, geométrica e superficial da peça, o desgaste do rebolo e o tempo de retificação.

MALKIN (1989) afirma que a energia específica de retificação pode ser considerada como composta de três fatores, de acordo com a contribuição de cada uma das três fases de formação do cavaco citadas, quais sejam: formação do cavaco, deformação ou riscamento e atrito ou escorregamento.

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad (2.17)$$

onde  $u_{ch}$  é a energia específica despendida no corte;

$u_{pl}$  é a energia específica despendida na deformação da peça;

$u_{sl}$  é a energia específica despendida no atrito do abrasivo com a peça.

Cada uma das parcelas definidas por:

$$u_{ch} = 13,8 \cdot v_w \cdot a \quad (2.18)$$

$$u_{pl} = 1,0 \cdot 10^{-3} v_s \quad (2.19)$$

$$u_{sl} = \left( C_1 + C_2 \frac{v_w}{v_s} d_e \right) \sqrt{d_e \cdot a A_s} \quad (2.20)$$

onde  $C_1$  e  $C_2$  são constantes da combinação rebolo-peça;

$A_s$  é a área real de contato dos grãos com a peça (somatório das áreas de contato).

MALKIN (1989) baseou sua formulação na energia específica de formação de cavaco (13,8  $J/mm^3$ ), válida para a retificação de aços com várias composições bem como aqueles tratados termicamente.

Para obtenção dos valores das forças, basta dividir as potências, calculadas pelas equações 2.18 a 2.20, pela velocidade periférica do rebolo.

BADGER & TORRANCE (1999), afirmam que existem várias dificuldades para determinar como um dado tipo de rebolo, condições de dressagem e um conjunto de propriedades do material da peça afetarão os esforços de corte. Além disso, os autores comentam que a utilização das cartas de retificação (gráficos cujo eixo das abcissas é composto pelo  $h_{eq}$  e o das ordenadas pela rugosidade média, forças normal e tangencial e relação  $G$ , em escalas diferentes, mencionado no trabalho de SNOEYS & PETERS, 1974) é dificultada pelo fato de que existem várias combinações de parâmetros que afetam as forças de corte tais como a porosidade do rebolo, seu tamanho de grão abrasivo, material da peça, velocidade do rebolo, velocidade da peça e condições de dressagem. Em outras palavras, cada combinação a ser utilizada necessita de uma carta de retificação específica. No trabalho de BADGER & TORRANCE (1999), dois modelos para avaliação dos esforços de corte são comparados. Ambos os modelos trabalham com as 3 fases de formação do cavaco, medição do perfil do rebolo e fazem relação com  $h_{eq}$ . Os resultados mostram que ambos possuem boa capacidade de previsão dos esforços de corte e estes aumentam com o aumento de  $h_{eq}$ .

TSO & WU (1999) afirmam em seu trabalho que os esforços de corte, tangencial e normal, dependem basicamente do modo de formação do cavaco, que por sua vez depende dos esforços atuantes sobre o grão que depende da topografia do rebolo (incluindo alterações decorrentes do

desgaste), da cinemática do processo e do material da peça. Estes autores propõem um novo parâmetro denominado volume equivalente de cavacos ( $V_{eq}$ ), que nada mais é do que uma medida do volume de cada cavaco removido. Esse parâmetro é estimado através do processamento de uma imagem obtida por microscopia de varredura. Os autores afirmam que quanto maior  $V_{eq}$ , maiores os esforços de corte.

$$V_{eq} = C v_s^{-0,52} v_w^{0,26} \quad (2.21)$$

onde:

$C$  é uma constante obtida experimentalmente

$v_s$  é a velocidade do rebolo e

$v_w$  é a velocidade da peça

ZHOU et al (1997) analisaram, através de elementos finitos, como se dava o comportamento das tensões na interface entre grão abrasivo e liga sob 3 formas diferentes de desgaste do rebolo, a saber, desgaste da liga em torno do grão abrasivo inteiro, desgaste da liga em um dos lados do grão abrasivo (aquele que primeiro entra em contato com a peça quando do corte) e desgaste do grão abrasivo. Os autores concluem que um aumento do desgaste do aglomerante tende a diminuir a ancoragem dos grãos pelo aumento das tensões atuantes na interface entre aglomerante e grão abrasivo. Outra conclusão interessante reside no fato de que um desgaste dos grãos, tende a diminuir a tensão atuante na interface mencionada, pois este desgaste faz com que o momento aplicado ao grão abrasivo diminua.

### 2.2.5 Rugosidade das Peças Retificadas

Vários autores tentaram prever a rugosidade das peças retificadas com base nas grandezas do processo. Esta informação seria de grande utilidade quando da definição dos parâmetros de corte a serem utilizados.

SNOEYS & PETERS (1974) estabeleceram uma relação bastante simples para rugosidade, em função da espessura de cavaco equivalente ( $h_{eq}$ ):

$$R_a = R_1 h_{eq}^r \quad (2.22)$$

onde  $R_1$  e  $r$  são constantes que variam com o rebolo, material da peça e presença ou não de centelhamento.

Nas cartas de retificação apresentadas no trabalho de SNOEYS & PETERS (1974) a rugosidade da peça retificada sempre aumenta com o aumento de  $h_{eq}$ . VIEIRA Jr (1992) levantou valores de  $R_1$  e  $r$  para vários materiais e condições de retificação.

MALKIN (1989) faz considerações mais profundas sobre a geração de rugosidade na retificação. Dentre elas, pode-se ressaltar: a rugosidade de peças retificadas é devido aos riscos feitos pelos grãos abrasivos, material da peça que adere ao rebolo, não é liberado pelo fluido de corte e, posteriormente é impregnado na peça, ou ainda, por partículas abrasivas que se quebram durante o corte e ficam aderidas à peça. Além disso, ocorre o fluxo lateral de material da peça, decorrente da deformação plástica anterior aos sulcos provocados pelos grãos abrasivos. Outro ponto importante é que a rugosidade pode ser avaliada na direção de corte ou perpendicular à mesma. MALKIN (1989) afirma que a rugosidade na direção de corte apresenta maior ondulação, mas é ligeiramente menor que na direção perpendicular a ela.

Os modelos de rugosidade geométrica apresentados por MALKIN (1989) partem do pressuposto que os grãos abrasivos são igualmente espaçados ao longo do perímetro do rebolo e possuem a mesma altura de exposição, o que efetivamente não ocorre na prática. Outro enfoque abordado por MALKIN (1989) é o empírico. Neste, é feita a consideração de que um centelhamento completo diminui pela metade a rugosidade da peça comparado com a ausência de

centelhamento. Além disso, é levado em conta a rugosidade do rebolo. Rebolos com rugosidades menores tendem a gerar menor rugosidade na peça. A formulação proposta por MALKIN (1989) é a seguinte:

$$R_a = R_3 s_d^{1/2} a_d^{1/4} \left( \frac{av_w}{v_s} \right)^x \quad (2.23)$$

onde:  $R_3$  e  $x$  são constantes empíricas;

$s_d$  é o passo de dressagem e

$a_d$  é a profundidade de dressagem.

Cabe ressaltar que MALKIN (1989) afirma que a constante  $x$  pode assumir valores entre 0,15 e 0,6, dependendo das condições de processo. Isso leva à conclusão de que a formulação de Malkin fornece valores limites ou de referência para o processo de retificação. Em relação à taxa de crescimento da rugosidade, este autor afirma que o desgaste do rebolo e o aumento da vibração do sistema tendem a prejudicar o acabamento da peça.

KING & HAHN (1986) afirmam, em relação ao acabamento superficial de peças retificadas que este depende de 7 fatores, a saber: (1) a força normal na interface entre a peça e o rebolo durante as 4 ou 5 últimas revoluções antes do término do ciclo de retificação (incluindo o centelhamento), (2) da condição da superfície do rebolo, incluindo o tamanho de grão, o espaçamento efetivo entre os grãos abrasivos e o desgaste dos mesmos, (3) o diâmetro equivalente do rebolo, (4) o tempo de centelhamento, (5) a capacidade de remoção de cavaco do fluido de corte e sua habilidade para evitar empastamento, (6) a quantidade de áreas planas nos grãos abrasivos e (7) a uniformidade de durezas localizadas e estrutura do rebolo ao longo de sua periferia. Novamente, os autores afirmam que o desgaste do rebolo deteriora a rugosidade da peça.

TSO & WU (1999) afirmam que a rugosidade das peças retificadas depende basicamente dos mesmos fatores mencionados anteriormente em relação aos esforços de corte. Os autores afirmam que a rugosidade das peças retificadas aumenta com o aumento do parâmetro  $V_{eq}$ . Observou-se no trabalho de TSO & WU (1999) que os ensaios foram feitos sem fluido de corte, o que torna o trabalho exclusivamente acadêmico e não mencionou-se o tempo de centelhamento utilizado, o que impossibilita o conhecimento da influência que este teria na rugosidade das peças.

BIANCHI et al (1997) fizeram um estudo a respeito do comportamento de processo de retificação plana de aços frágeis e dúteis. Neste trabalho, conclui-se que na retificação de aços frágeis com rebolo macio, a rugosidade da peça decresce proporcionalmente ao crescimento do número de grãos ativos, pois isso faz com que os cavacos removidos apresentem menor espessura teórica, que por sua vez riscam menos a peça. Em relação à retificação de aços dúteis com rebolo macio e de granulometria fina, a rugosidade apresentou um comportamento crescente ao longo da vida do rebolo, em função do crescente aumento da densidade dos grãos abrasivos na região de contato. Os autores não mencionam o tempo de centelhamento utilizado. Provavelmente, este não ocorreu, pois o ensaio foi feito com uma retificadora plana, que facilita a avaliação dos mecanismos de desgastes, haja vista que pode-se acompanhar o mesmo em um único corpo de prova.

### **2.2.6 Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho**

O ciclo de retificação é composto por uma série de etapas que vão desde o posicionamento e fixação da peça até a retirada da mesma, dentro de determinadas especificações, da máquina. Para cada etapa é dispendido um tempo, cuja soma define o tempo total de retificação. Algumas etapas estão associadas diretamente à usinagem de cada peça, enquanto outras tem seus tempos divididos pelo número total de peças usinadas. Como exemplo desta última, tem-se o tempo de preparação e o tempo de dressagem.

A figura 2.5 mostra, graficamente, a posição do rebolo, teórica e real, durante um ciclo de retificação.

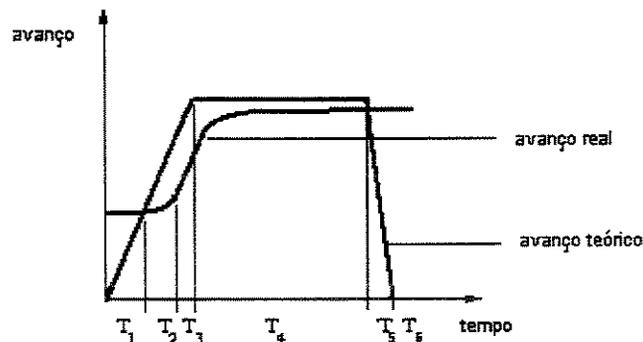


Figura 2.5 - Exemplo de um ciclo de retificação cilíndrica de mergulho (OLIVEIRA, 1988)

Na figura 2.5, pode-se identificar as seguintes etapas, definidas pelos instantes:

$T_1$ : deslocamento do rebolo em direção à peça, sem remoção de material, com avanço de trabalho;

$T_2$ : contato inicial do rebolo com a peça. Nesta etapa ocorrem as deformações elásticas e da peça, do rebolo e da máquina. Tais deformações fazem com que ocorra um atraso do avanço real em relação ao teórico. HAHN (1955), citado por KOMANDURI (1993), comenta que um rebolo com ligante vitrificado, apresenta módulo de elasticidade igual a 1/5 em relação ao aço, o aglomerante tem tal módulo igual a cerca de 1/3 comparado ao mesmo aço e o módulo do abrasivo é cerca de 2 vezes maior que o do mesmo aço. Conseqüentemente, o rebolo comporta-se como uma matriz flexível com grãos abrasivos rígidos. Ao final dessa fase tem início a formação do cavaco;

$T_3$ : remoção de material com avanço real igual ao avanço nominal ou teórico;

$T_4$ : centelhamento. Esta etapa consiste basicamente em manter o rebolo sem deslocamento radial na posição final especificada. A finalidade desta etapa é remover as deformações impostas no contato do rebolo com a peça, para obtenção das tolerâncias dimensionais e geométricas. Além disso, o centelhamento, por remover uma quantidade menor de material a cada rotação da peça, é responsável pela rugosidade e pela qualidade final da peça;

$T_5$ : recuo do rebolo até uma posição em que seja seguro, para o operador, remover a peça retificada e fixar uma outra que será usinada;

$T_6$ : dressagem. Esta etapa é composta de várias outras, a saber, deslocamento do rebolo até o dressador, dressagem propriamente dita e retorno do rebolo à posição de segurança, anterior a etapa 1 descrita neste item.

---

Foi omitida na figura 2.5 uma etapa que consiste basicamente em aproximar o rebolo da peça, ou seja, partir da posição em que o rebolo foi deslocado no instante 5 até uma posição maior que a dimensão máxima definida pela tolerância do processo anterior.

A otimização do processo de retificação consiste em minimizar os tempos descritos na figura 2.5. Como será visto no capítulo de monitoramento do processo de retificação, muito já foi feito neste sentido.

Este trabalho, tem como meta, fornecer parâmetros objetivos para determinação do momento de dressagem minimizando, portanto o tempo  $T_6$ , através da redução do número de dressagens. Outro aspecto é a redução da rejeição de peças, haja vista que se a dressagem for feita após o momento correto, poder-se-á danificar a peça.

## 2.2.7 Temperaturas de Danos Térmicos no Processo de retificação

O processo de retificação requer uma quantidade alta de energia por volume de material removido. Grande parte desta energia é convertida em calor, concentrado na região de corte. Boa parte deste calor (cerca de 80%) é extraído desta região através da peça. As altas temperaturas podem causar vários danos à peça tais como queima, transformação de fase, tensões residuais de tração, trincas e redução da resistência à fadiga. Além disso, a dilatação da peça dificulta a obtenção de tolerâncias dimensionais e geométricas. As taxas de produção são limitadas, dentre outros fatores, pelas temperaturas de retificação, daí ser importante o estudo deste fenômeno (MALKIN, 1989 e KOMANDURI & HOU, 2001).

As temperaturas geradas durante a retificação são uma consequência direta da energia entrando no processo e constituem uma variável não controlada deste. Estas temperaturas variam de acordo com as grandezas do processo, bem como com o estado de afiação do rebolo (ROWE et al. 1991).

### 2.2.7.1 Análise da Transferência de Calor na Retificação de Mergulho

De acordo com a análise da mecânica da retificação, a energia neste processo é utilizada na formação de cavaco, deformações e atrito. Temperaturas de pico aproximam-se da temperatura de fusão do material da peça. Entretanto, o cavaco não chega a se fundir pois tais temperaturas são de curta duração e localizadas nos planos de cisalhamento dos cavacos. Na subsuperfície da peça, o processo de retificação pode ser modelado como uma fonte contínua de calor (HONG & LO, 2000).

MALKIN (1989) equacionou a temperatura de corte na retificação cilíndrica de mergulho. Para tal, considerou a fonte de calor como sendo retangular e tendo comprimento  $l_c$  e largura  $b$  (igual à do rebolo), o fluxo de calor foi denominado  $q$ , entrando na peça e assumido como

uniformemente distribuído ao longo da região de contato. Além dessas considerações, este autor, assumiu também que a peça é um sólido semi infinito, haja vista que as dimensões da peça são muito maiores que a da região de corte, mesmo na retificação cilíndrica. Neste caso, o aumento de temperatura média é dado por:

$$\bar{\theta}_m = \left( \frac{\pi k V}{2 \alpha \cdot q} \right) \theta_m = 3,543 \sqrt{L} \quad (2.24)$$

$$L \equiv \frac{V l}{2 \alpha} \quad (2.25)$$

onde:  $\bar{\theta}_m$  é a máxima temperatura adimensional;

$V$  é a velocidade da fonte de calor;

$l$  é a metade do comprimento da fonte de calor;

$k$  é a condutividade térmica;

$\alpha$  é a difusividade térmica.

Fazendo as substituições com os parâmetros do processo, tem-se:

$$\theta_m = \frac{1,13 q \sqrt{\alpha^{0,25}} \sqrt{a d_e}}{\bar{k} \sqrt{v_w}} \quad (2.26)$$

Do total da energia de retificação, apenas uma fração  $\varepsilon$  é conduzida como calor para a peça. Para uma dada energia específica  $u$ , o fluxo de calor é dado por:

$$q = \frac{\varepsilon u v_w \cdot a \cdot b}{l_c \cdot b} \quad (2.27)$$

onde o numerador é a porção de energia entrando na peça e o denominador é a área que está sendo retificada.

Segundo ROWE et al (1991) o valor de  $\varepsilon$  situa-se entre 80% e 90% para os rebolos de óxido de alumínio e carboneto de silício e entre 10% e 20% para os superabrasivos (CBN e diamante).

Considerando a condução de calor para o interior da peça, tem-se:

$$\theta_m = \frac{1,13\alpha^{1/2} a^{3/4} v_w^{1/2} (u - 0,45u_{ch})}{k.d_e^{1/4}} \quad (2.28)$$

A equação 2.28 é válida para temperaturas até 1000<sup>o</sup> C, subestimando ou superestimando levemente a temperatura, dependendo do material analisado. Vale ressaltar que na análise acima, não é levado em consideração a ação refrigerante dos fluidos de corte comumente utilizados em abundância (MALKIN, 1989).

SHAW (1990) simplificou o modelo de uma fonte triangular de calor deslocando-se com velocidade  $v_w$  e faz considerações sobre a aplicação deste em retificação fina. Um aspecto diferente abordado por SHAW (1989) inclui a relação entre áreas real (somatória das áreas dos grãos) e geométrica de contato. Esta relação é utilizada para calcular a porção de calor dissipada pela peça, aproximando o modelo da realidade, haja vista que a área real é que dissipará efetivamente o calor.

HONG & LO (2000) utilizaram a medição de temperaturas em alguns pontos (onde esta medição foi fácil ou possível) da peça, as características térmicas da peça, do fluido de corte e do rebolo, bem como as condições de retificação para estimar a transferência de calor envolvida no processo. Para isso valeram-se da análise inversa, ou seja, fixaram os resultados finais e buscaram parâmetros que conduzissem as variáveis de entrada a estes.

## **2.2.7.2 Danos Térmicos Causados pelo Processo de Retificação**

### **2.2.7.2.1 Queima da Peça**

Um dos tipos mais comuns de dano térmico é a queima da peça. A queima visível das peças de aço é caracterizada por uma cor azulada da superfície, conseqüência da formação de uma camada de óxido. Tal camada é, na maioria das vezes, removida durante o centelhamento e tem efeito cosmético, ou seja, a ausência desta coloração na peça não implica em ausência de queima (ROWE et al 1991).

MALKIN (1989) comenta que no início da queima, há uma tendência de aumento na adesão de partículas metálicas nos grãos abrasivos, causando aumento das forças de corte, deterioração da superfície da peça e aumento do desgaste do rebolo. Analisando a distribuição de microdureza nas peças que apresentaram queima visível, nota-se que estas apresentaram reaustenitização. Um aço endurecido retificado sem queima, apresenta uma pequena diminuição de dureza na superfície devido ao revenimento. Caso a queima ocorra, há a tendência de um aumento da dureza superficial e queda da dureza subsuperficial. Este aumento de dureza se deve a reaustenitização seguida de formação de martensita não revenida.

A queima ocorre quando uma zona crítica de temperatura de retificação é ultrapassada. MALKIN (1989) sugere que se monitore a potência do processo de retificação para evitar que a queima ocorra.

### 2.2.7.2.2 Revenimento

Os aços são retificados, geralmente, após tratamento térmico. O revenimento que ocorre devido ao calor do processo de retificação causa um amolecimento próximo à superfície acabada. A perda de dureza superficial é um fenômeno complexo, relacionado com o revenimento da estrutura martensítica e com a difusão de carbono e depende da temperatura e tempo envolvidos no corte. A dureza  $H$ , obtida após um revenimento à temperatura  $\theta$ , durante um tempo  $t$ , segundo MALKIN (1989), pode ser descrita como:

$$H = H[\theta(C + \log t)] \quad (2.29)$$

onde:  $C$  é uma constante determinada experimentalmente para cada aço;

MALKIN (1989) menciona que na prática, é interessante combinar o comportamento em relação ao revenimento com a análise térmica a fim de prever a queda de dureza na peça. Resultados experimentais mostram que temperaturas mais altas e tempos mais longos em que a peça fique exposta a essas temperaturas, com velocidades da peça menores, ou comprimentos de contato mais longos, resultam em maior perda de dureza da peça. Passes de acabamento, ou mesmo o centelhamento, podem remover a camada afetada pelo revenimento.

### 2.2.7.2.3 Tensões Residuais

O processo de retificação resulta, invariavelmente, em tensões residuais na superfície acabada, o que afeta o comportamento mecânico da peça. Estas tensões residuais são induzidas por uma deformação plástica não uniforme próximo à superfície da peça. Como mencionado anteriormente, o mecanismo de formação de cavaco na retificação inicia-se com deformação plástica, que gera tensões residuais compressivas. Por outro lado, o aquecimento e resfriamento de forma diferente ao longo da peça, mais rápido na superfície que no núcleo, tendem a gerar

tensões residuais trativas. Este fenômeno torna-se mais complexo se houver transformações de fase, haja vista que isto implica em mudanças de volume. Além disso, as propriedades do material mudam com a temperatura. A avaliação das tensões residuais, para serem confiáveis, deve levar em conta todos esses fatores (VANSEVENANT, 1987).

As tensões residuais trativas costumam ser prejudiciais, já que diminuem a vida do componente em relação à fadiga, propiciando a nucleação de trincas, o contrário ocorrendo com as tensões residuais compressivas. É interessante, na retificação, gerar tensões residuais compressivas, mas estas implicam em baixas temperaturas de corte, conseguidas em baixas taxas de remoção de material, que vai contra a produtividade do processo. A utilização de rebolos de CBN parece estar contribuindo para a solução deste problema, devido à menor energia específica no processo ou mesmo pela maior condutividade térmica deste material, que contribui para a remoção de calor (MALKIN, 1989).

VANSEVENANT (1987) criou um modelo para prever as tensões residuais no processo de retificação. Este modelo é composto por 3 estágios, um primeiro que analisa o processo de retificação, um segundo que analisa as temperaturas geradas pelo mesmo e um terceiro que calcula as tensões residuais baseadas nas informações do segundo e de um banco de dados relativos ao material da peça. O modelo de VANSEVENANT (1987) apresentou bons resultados, principalmente porque levou em conta aspectos tais como as transformações do material com a temperatura, a eficiência do fluido de corte entre outros. Estes fatores são bastante complexos e mostraram ter uma influência significativa nas tensões residuais geradas na retificação.

## **Capítulo 3**

### **O Processamento de Sinais e o Monitoramento da Usinagem**

A principal função de um sistema de monitoramento de um processo de usinagem é fornecer informações a respeito de um fenômeno físico que está ocorrendo no corte. Dentre as grandezas monitoradas mais comuns estão a vibração mecânica, a emissão acústica, a corrente elétrica consumida pelo motor (indicador dos esforços de corte) e a temperatura do processo. A finalidade da usinagem é produzir peças que atendam a determinados requisitos pré-determinados e o propósito da utilização de sistemas de monitoramento na usinagem é facilitar a obtenção desses requisitos, otimizando a utilização dos recursos disponíveis. Para tanto, confrontam-se as características da peça, obtidas na usinagem, tais como acabamento superficial, tolerâncias dimensionais ou geométricas e integridade microestrutural, com os sinais obtidos das grandezas monitoradas. Eventualmente pode ser necessário um processamento digital dos sinais para ressaltar um determinado fenômeno.

Este capítulo vai apresentar, inicialmente, os procedimentos mais utilizados no processamento dos sinais monitorados, a seguir, uma descrição dos fenômenos utilizados no monitoramento e finalmente, a aplicação dos dois itens anteriores em diversos processos de usinagem.

### **3.1 Processamento de Sinais**

O processamento de sinais consiste, basicamente, em operações matemáticas aplicadas ao sinal bruto em questão e tem como finalidade ressaltar determinadas propriedades deste sinal, isolando partes ou características deste. Este processamento pode se dar nos domínios do tempo, da frequência ou ainda do tempo-frequência.

#### **3.1.1 Algumas Considerações sobre a Conversão A/D (Analogico/Digital)**

Considerações sobre a conversão A/D podem ser encontradas facilmente na literatura já que é um conhecimento de domínio público. As colocações feitas neste trabalho baseiam-se no livro de STANLEY (1975).

Um sinal analógico é uma função definida num intervalo contínuo de tempo cuja amplitude pode assumir um campo contínuo de valores. Os sinais captados pela maioria dos sensores são analógicos.

O termo quantização descreve o processo de representação de uma variável por um conjunto de valores distintos, ou seja, uma variável quantizada é aquela que assume apenas valores discretos.

Um sinal digital é uma função na qual tanto o tempo quanto a amplitude são quantizadas. Os sinais digitais podem ser representados por uma seqüência de números que possuem uma quantidade finita de dígitos.

A forma padrão para representação numérica de um sinal digital é o sistema numérico binário. Este sistema utiliza apenas os valores 0 e 1 para representar todos os números possíveis. O número de níveis  $m$  que pode ser representado por um número com  $n$  dígitos binários (bits) é dado por:

$$m = 2^n \quad (3.1)$$

Por outro lado, se  $m$  é o número de níveis requeridos, o número  $n$  de bits necessários é dado por:

$$n \geq \log_2 m \text{ (n inteiro)} \quad (3.2)$$

Uma aquisição de sinais típica envolve, partindo do sinal analógico, uma filtragem inicial, a amostragem propriamente dita (que consiste na leitura do sinal em intervalos regulares de tempo) e a conversão A/D (quantização e conversão para binário). A amplitude do sinal deve ser compatível com a capacidade do conversor e o número de bits utilizados deve fornecer suficiente precisão para as análises necessárias.

A etapa posterior à aquisição do sinal é seu processamento. Atualmente, esta tarefa é feita por microcomputadores ou circuitos eletrônicos. Eventualmente, pode ser necessário reconstruir o sinal processado, o que é feito por uma conversão D/A. Os números binários são convertidos de volta a sua forma quantizada. Os espaços entre os pulsos de sinais quantizados são completados por um filtro de reconstrução, que consiste em circuitos projetados para manter o valor de um pulso entre dois valores amostrados ou ainda interpolar o sinal de saída entre estes valores de acordo com uma estratégia de ajuste de curva pré-definida.

Uma questão importante é a perda de informações, contidas no sinal original, durante este processo. Esta perda pode se dar de duas formas: pela amostragem em intervalos de tempo insuficientes ou pela quantização com números de bits insuficientes.

Em relação à amostragem, o teorema de Nyquist afirma que caso ela se dê numa frequência menor que o dobro da maior frequência do sinal original, ocorre um fenômeno denominado “*aliasing*”, que consiste na reconstrução deste sinal com frequências totalmente diferentes do

original. Como os sinais a serem adquiridos nem sempre são completamente conhecidos, utilizam-se filtros passa baixa a fim de limitar-se a maior frequência do sinal a ser processado. Daí, frequências de amostragem ainda maiores que as recomendadas por Nyquist são utilizadas, pois deve-se levar em conta a ordem do filtro utilizado (maiores comentários sobre filtros far-se-ão em itens subseqüentes).

A respeito da quantização, os erros podem ser minimizados escolhendo-se um número elevado de bits para a conversão. Vale ressaltar que quanto menor o número de bits utilizados na representação do sinal, menor o tempo necessário para que este processamento ocorra, mas maior o erro inserido e vice versa. Conversores com resolução menor que 6 bits não fornecem informação suficiente para a maioria das análises realizadas no monitoramento da usinagem e conversores de 24 bits são lentos, podendo apresentar problemas na frequência de amostragem, haja vista que as duas atividades ocorrem em seqüência e são processadas pelo mesmo processador, em geral (TAVARES, 1996).

### **3.1.2 Classificação dos Sinais**

Uma vez assegurado que os dados convertidos representam de forma confiável o sinal original, a próxima etapa consiste em efetuar as transformações necessárias para que sejam extraídas as informações desejadas, normalmente contaminadas por outras informações não relevantes, consideradas como ruído. As ferramentas para processamento de dados apresentam restrições de aplicações que devem ser conhecidas, a fim de se evitar que estas sejam utilizadas erroneamente ou de forma inadequada. Para isso, é interessante classificar-se o sinal, pois para cada tipo de sinal são recomendadas diferentes ferramentas de processamento de dados.

Os sinais podem ser classificados em dois grupos, determinísticos e aleatórios. Os sinais determinísticos são aqueles que podem ser descritos por relações matemáticas. Já os sinais aleatórios não podem ser expressos exatamente, mas apenas em termos de probabilidades e medidas estatísticas (COHEN, 1986).

Além disso, os sinais determinísticos podem ser divididos em periódicos e não periódicos. Os sinais periódicos podem ser analisados a partir de um período destes, haja vista que estes se repetem. Os sinais periódicos podem ser representados no domínio da frequência, pela série de Fourier, que apresenta a componente fundamental e suas harmônicas. Os sinais não periódicos também podem ser divididos em dois grupos, a saber, os quase-periódicos e os transientes.

Nos sinais aleatórios, uma amostra deste pode diferir completamente de uma outra amostra, pois não há um padrão que se repete ao longo do tempo, porém suas características estatísticas permanecem as mesmas. Um sinal estacionário é um sinal aleatório no qual as propriedades estatísticas não são função do tempo. Os sinais ergódicos constituem uma classe dos sinais aleatórios. Para estes sinais, a média estatística sobre o conjunto é igual à média no tempo de qualquer segmento amostrado.

Estacionaridade e ergodicidade são propriedades que possibilitam o uso de métodos convencionais de processamento de sinais. Um sinal não estacionário é mais difícil de ser processado e exige técnicas mais sofisticadas para seu estudo, ou exige que se assuma uma ergodicidade que não é verdadeira, gerando erros.

TAVARES (1996) comenta que os sinais de vibração presentes no torneamento apresentam um comportamento aleatório, não estacionário, que pode ser determinado pela análise de Fourier em uma janela do sinal ao longo da vida da ferramenta. No trabalho a ser desenvolvido, não sabe-se a priori, qual o comportamento do sinal de vibração, haja vista que a mudança do processo (torneamento para retificação) altera muitas variáveis. Portanto, vai se fazer uma série de análises nos domínios do tempo e da frequência a fim de se investigar o comportamento da vibração com o desgaste do rebolo.

### 3.1.3 Processamento de Sinais no Domínio do Tempo

O processamento de sinais no domínio do tempo consiste basicamente em indicadores de média e dispersão do sinal. Além disso, a amplificação do sinal é uma outra operação que pode ser necessária.

Amplificar um sinal, nada mais é do que multiplicá-lo por um determinado valor. Esta operação é efetuada caso o sinal adquirido possua uma amplitude muito pequena ou seja atenuado em função dos meios utilizados para transmiti-los até o ponto onde este será processado. Quando o amplificador é posicionado antes do cabo que conduz o sinal, este é denominado pré-amplificador. A operação de amplificação é, muitas vezes, uma etapa necessária, mas não ressalta nenhuma característica do sinal, haja vista que os ruídos (sinais não relacionados ao fenômeno que está sendo monitorado) também são amplificados. Por isso, em geral, a amplificação é a primeira etapa de processamento do sinal e viabiliza as demais operações.

O indicador mais usual e simples de ser utilizado para representar a média de um conjunto de pontos é a média aritmética, dada por:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{z} \quad (3.3)$$

onde  $z$  é o número de pontos em questão.

Além da média aritmética, são utilizados como medidas de posição ou média, a moda, definida como a realização mais freqüente do conjunto de valores e a mediana, realização que ocupa a posição central da série de observações quando estas estão ordenadas segundo suas grandezas, crescente ou decrescentemente (BUSSAB & MORETTIN, 1987).

Vale lembrar que esta formulação é válida para os sinais após a quantização, onde a função de entrada foi transformada em um conjunto de valores discretos.

As medidas de dispersão mais comuns são desvio médio (DM), variância (Var) e desvio padrão (DP). Estes parâmetros indicam a concentração dos dados em torno de sua média, ou a homogeneidade dos dados e são calculados respectivamente por:

$$DM(X) = \sum_{i=1}^n \frac{|x_i - \bar{x}|}{z} \quad (3.4)$$

$$Var(X) = \sum_{i=1}^n \frac{(x_i - \bar{x})^2}{z} \quad (3.5)$$

$$DP(X) = \sqrt{Var(X)} \quad (3.6)$$

No processamento de sinais, usa-se também a raiz quadrada da média do sinal ao longo do tempo, como medida de dispersão, estando essa medida associada à energia do sinal (KANNATEI-ASIBU & DORNFELD, 1981).

$$RMS(t) = \sqrt{\frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} V^2(t) dt} \quad (3.7)$$

onde:  $\Delta t$  é o período de tempo sobre o qual o sinal é processado, também chamado constante de tempo;

$V(t)$  é a função do sinal

Além de indicar a energia do sinal, extrair o RMS implica em diminuir a frequência do mesmo. Por isso, muitas vezes, quando se deseja obter alguma informação do processo, mas existe a limitação em termos de equipamento, principalmente capacidade de armazenamento de dados em computadores e capacidade de amostragem em altas frequências, utiliza-se esta técnica.

Existem outras formas de se medir tanto os valores médios quanto a dispersão do sinal, mas neste trabalho, utilizar-se-á, no domínio do tempo, apenas os valores RMS do sinal de vibração bruto.

### 3.1.4 Processamento de Sinais no Domínio da Frequência

Segundo THOMSON (1978), o conteúdo de frequência de um sinal é importante para caracterizá-lo.

O conteúdo de frequência de um sinal pode ser obtido com auxílio dos métodos de análise de Fourier. Uma função periódica, satisfazendo certas restrições (geralmente sem causar grandes limitações nas aplicações de engenharia) pode ser expandida num somatório infinito de senos e cossenos harmonicamente relacionados. Esses termos são da seguinte forma:

$$x(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{m=1}^{\infty} (a_m \cos m\omega_1 t + b_m \sin m\omega_1 t) \quad (3.8)$$

onde:

$$a_m = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \cos m\omega_1 t dt \quad (3.9)$$

$$b_m = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \text{sen } m\omega_1 t dt \quad (3.10)$$

onde:

$T$ : é o período da onda;

$f_1$ : é a frequência fundamental =  $1/T$ ;

$\omega_1$ : é a frequência angular fundamental =  $2\pi f_1$ ;

$m$ : é o inteiro que define a ordem da harmônica.

A passagem do sinal do domínio do tempo para o domínio da frequência gera dois gráficos, um de frequências, que indica as frequências existentes no sinal bem como a intensidade destas e outro gráfico indicando a fase associada a cada frequência existente.

Associado à passagem do domínio do tempo para o da frequência, existem outros processamentos a serem feitos no sinal a fim de ressaltar uma determinada característica. Dentre estes pode-se citar o janelamento e a filtragem, que serão, ambas, utilizadas neste trabalho.

O janelamento de um sinal consiste na multiplicação deste por uma função, sem que ocorra perda significativa de informações, principalmente em termos de frequência. O objetivo do janelamento é aproximar de zero as frequências no início e no final do sinal original. Esse procedimento deve ser executado porque do contrário, as transições abruptas existentes no início e final da aquisição geram no espectro de frequências o surgimento de frequências elevadas.

Existem vários tipos de janelas, que em geral levam o nome do matemático que a desenvolveu. Como exemplo pode-se citar as janelas: Blackman, Blackman-Harris, exponencial, Hamming, Hanning, Kaiser-Bessel e triangular. Considerando-se um sinal de entrada  $x$ , o

janelamento de Hanning fornece um sinal janelado  $y$ , da seguinte forma: (NATIONAL INSTRUMENTS, 1998)

$$y_i = \frac{1}{2}x_i \left[ 1 - \cos\left(\frac{2\pi i}{n}\right) \right] \quad i=0, 1, 2, \dots, n-1 \quad (3.11)$$

onde  $n$  é o número de elementos do sinal de entrada

Cada um dos demais janelamentos possui seu próprio equacionamento.

Um outro processamento de sinal muito utilizado é a filtragem, que a exemplo do janelamento, consiste na multiplicação do sinal original por uma função. O objetivo da filtragem é remover uma porção do sinal original, igualando-os a zero. A porção removida consiste, via de regra, do que foi definido anteriormente como ruído. Os filtros são caracterizados por seu tipo, sua frequência de corte e sua ordem. A frequência de corte estabelece o(s) ponto(s) em torno do qual o filtro vai atuar. Existem três tipos de filtros, a saber, os passa alta, que preservam os sinais com frequências acima da frequência de corte, os passa baixa, que mantêm os sinais com frequências abaixo da frequência de corte e os passa banda que preservam os sinais com frequências entre duas frequências de corte definidas. Na prática, a eliminação de parte do sinal não se dá de forma perfeita, ou seja, não existe uma função que multiplicada pelo sinal, reproduza o sinal original em determinada frequência e o transforme em zero numa frequência vizinha. O que acontece efetivamente é uma atenuação do sinal que vai gradativamente tendendo a zero. A ordem do filtro determina se essa atenuação será mais ou menos intensa. Filtros de ordens maiores são mais eficientes, mas também são mais complexos e, conseqüentemente mais caros. Como no caso do janelamento, existem vários tipos de filtros, a saber, Bessel, Butterworth, Chebyshev, elíptico, equiripple, fir, iir, etc (NATIONAL INSTRUMENTS, 1998).

Neste trabalho, o sinal bruto de vibração será analisado no domínio do tempo, através da RMS. A seguir, serão feitas análises a respeito das frequências, portanto, o sinal será janelado,

filtrado e serão extraídas as transformadas de Fourier deste. Depois disso, partindo dos sinais filtrados, novas RMS serão extraídas. O objetivo é avaliar se existe alguma frequência onde o desgaste do rebolo afete de forma mais forte o sinal de vibração.

### 3.1.5 Processamento de Sinais no Domínio do Tempo/Frequência

NEWLAND (1995) afirma que uma desvantagem da análise de Fourier é que a informação de frequência só pode ser extraída para a duração completa de um sinal  $f(t)$ , ou seja, obtém-se informação de uma média do sinal como um todo. Se, em algum ponto da duração de  $f(t)$ , ocorrer uma oscilação localizada representando um evento particular, esta vai contribuir para o cálculo da transformada de Fourier, mas sua localização temporal será perdida. Apenas com o espectro de frequências, não há como saber se uma determinada frequência ocorreu durante toda a duração do sinal ou durante apenas alguns períodos.

RIOUL & VETTERLI (1991) mencionam que a transformada de Fourier janelada é uma forma de representar a frequência em função do tempo. Porém, se o sinal não for de uma faixa estreita, a frequência instantânea fará uma média de diversos componentes espectrais no tempo. Para obtenção de uma precisão no tempo, é necessária uma representação bidimensional tempo frequência  $S(t,f)$ , do sinal,  $f(t)$ , composto de características espectrais dependentes do tempo, a frequência local  $f$  sendo definida através de uma representação adequada de  $S(t,f)$ . Esta representação é similar à notação usada em partituras musicais, que mostra a frequência a ser tocada num dado momento.

A transformada de Fourier janelada apresenta limitações de resolução, em função dos intervalos de tempo  $\Delta t$  e de frequência  $\Delta f$  utilizados na sua execução. Uma forma de ultrapassar esta limitação, consiste em deixar  $\Delta t$  e  $\Delta f$  variar no plano tempo-frequência para obter uma análise multi-resolução. Uma imposição é a de que a razão entre intervalo de frequência e a frequência analisada seja constante. Tal imposição faz com que esta análise apresente uma boa resolução temporal em altas frequências e uma boa resolução espectral em baixas frequências.

Este tipo de análise funciona melhor se o sinal é composto de componentes de alta frequência com curta duração, somados a componentes de baixa frequência com longa duração. Esta característica representa muitos dos sinais encontrados na prática, mas foi ultrapassada com a análise *wavelet* que propicia uma forma alternativa de quebrar o sinal nas partes que o constituem. (RIOU & VETTERLI, 1991).

As *wavelets* podem ser definidas como uma função base. A transformada contínua de *wavelets* mede a similaridade do sinal com a função base e pode ser equacionada como:

$$CWT_x(\tau, a) = \int x(t)h_{a,\tau}^*(t)dt \quad (3.12)$$

onde:

$$h_{a,\tau}^* = \frac{1}{\sqrt{a}}h\left(\frac{t-\tau}{a}\right) \quad (3.13)$$

é a função base.

As *wavelets* são versões escalonadas e transladadas da *wavelet* básica. Vale ressaltar que uma função é escalonada quando seu argumento é multiplicado por uma constante. Neste caso, a função é contraída se essa constante é maior que zero e dilatada se ocorre o contrário. Para as transformadas de *wavelets*, as funções seno, base da transformada de Fourier, são substituídas por sinais de referências mais localizados denominados parâmetros de tempo e frequência ou escalas (RIOUL & VETTERLI, 1991).

A análise de *wavelet* resulta em um conjunto de coeficientes de *wavelets* que indica quão similar um sinal é da função de base. Portanto, espera-se que qualquer sinal possa ser representado como uma decomposição de *wavelets*, ou seja, que a forma de onda original possa

ser sintetizada pela adição de blocos elementares, de forma constante, mas diferentes tamanhos e amplitudes. Uma forma de reconstruir o sinal é:

$$x(t) = c \iint_{a \geq 0} CWT(\tau, a) h_{a,\tau}(t) \frac{dad\tau}{a^2} \quad (3.14)$$

A representação gráfica da transformada de *wavelet* se dá em gráficos tridimensionais, cujos eixos são o tempo, a frequência e intensidade das componentes de frequência. Pode-se ainda utilizar representações bidimensionais, onde o eixo das frequências é dividido em níveis, a fim de representar a intensidade das mesmas.

### 3.2 Monitoramento dos Processos de Usinagem

O monitoramento dos sistemas de manufatura é um requisito para obter o máximo desempenho dos mesmos. O foco do monitoramento pode ser a máquina (diagnóstico e monitoramento de desempenho), a ferramenta (desgaste, lubrificação, alinhamento), a peça (geometria e dimensões, características superficiais, tolerâncias, danos metalúrgicos) ou o processo em si (formação de cavaco, temperatura, consumo de energia). Todos os quatro focos são sujeitos a certos requisitos, principalmente em relação ao tempo de resposta e localização dos sensores (DORNFELD et al, 1993).

Os sensores para o monitoramento dos processos devem preencher os seguintes requisitos: (BYRNE, et al, 1995)

- Efetuar a medição o mais próximo possível do fenômeno em questão;
- Não reduzir a rigidez estática ou dinâmica da máquina ferramenta;

- Não restringir o espaço de trabalho ou os parâmetros de corte;
- Ser livre de desgaste ou manutenção, de fácil reposição e baixo custo;
- Apresentar resistência à sujeira, cavacos e influências mecânicas, térmicas e eletromagnéticas;
- Funcionar de forma independente da ferramenta ou da peça;
- Apresentar características metrológicas adequadas;
- Transmitir de forma confiável os sinais.

Quando vai se monitorar um processo, existe um fenômeno que se deseja monitorar, em geral relacionado com a qualidade da peça (rugosidade, circularidade). Isso pode ser feito de forma direta ou indireta. O monitoramento de forma direta, consiste na medição deste fenômeno propriamente dito e a forma indireta busca estabelecer uma relação entre este fenômeno a ser monitorado e um outro possível ou adequado ao monitoramento. Após a escolha do fenômeno que vai ser monitorado propriamente dito, parte-se para a definição do restante do sistema, a saber, o tipo de sensor, a forma de processar o sinal e a estratégia de ação. Além disso, modernas tecnologias de comunicação disponíveis atualmente levaram SOARES et al (2000), a proporem um sistema que permite a análise dos sinais adquiridos no processo à distância. Isso faz com que seja possível um consultor opinar sobre um processo mesmo que este esteja sendo efetuado em outro país.

Os fenômenos mais utilizados no monitoramento em ambientes industriais são força, potência e emissão acústica (BYRNE et al, 1995), que serão detalhados em itens posteriores. Além disso, abordar-se-á o fenômeno da vibração, principalmente voltado à retificação, haja vista

que HASSUI et al. (1998), mostraram que este fenômeno relaciona-se bem com o desgaste do rebolo, que por sua vez é objeto de estudo deste trabalho. Cabe ressaltar que no presente trabalho, características diferentes do sinal de vibração serão exploradas.

### 3.2.1 Esforços de Corte

Componentes mensuráveis de força existem em todos os processos de usinagem. Estes esforços são devidos à deformação plástica nas zonas primária e secundária de cisalhamento e atritos entre a peça e a ferramenta, bem como entre o cavaco e a ferramenta. Podem ser medidos diretamente ou através de seus efeitos na máquina. A medição precisa das componentes de força com dinamômetros piezoelétricos, tende a ser cara devido ao custo deste equipamento, bem como aos requisitos de instalação. Este método tem sido utilizado com sucesso em pesquisas (DORNFELD et al., 1993).

Os métodos indiretos de medição de força são mais utilizados em ambientes industriais. As variáveis que podem ser utilizadas para isso são: (DORNFELD et al., 1993).

- Deslocamento e extensão de partes da máquina;
- Consumo de corrente do motor principal ou do acionamento do eixo de avanço;
- Consumo de potência do eixo principal ou do acionamento do eixo de avanço.

A desvantagem da utilização dos métodos indiretos consiste no fato de que, em geral, estes são contaminados com ruídos provenientes dos diversos componentes presentes no caminho entre o fenômeno em si e aquele que está sendo medido. Além disso, caso sejam necessários valores exatos da força de corte, há a necessidade de uma calibração com um dinamômetro. Por outro lado, esta abordagem posiciona o sensor num ambiente muito menos agressivo que a região de corte, favorecendo o funcionamento do mesmo além de apresentar um custo bem menor.

### 3.2.2 Emissão Acústica

A emissão acústica (EA) pode ser definida como ondas acústicas geradas por um material quando sujeito a um estímulo externo (BEATTIE, 1983). Uma característica que torna a EA bastante interessante para o monitoramento da usinagem, relaciona-se com as frequências em que este fenômeno ocorre. (BLUM & DORNFELD, 1990) afirmam que estas situam-se entre 15 kHz a 1200 kHz. O mesmo DORNFELD (1992) reporta EA entre 100 kHz e 1 MHz e WEBSTER & MARINESCU (1994) utilizaram a EA entre 100 kHz e 800 kHz. KAKINO (1984) utilizou um filtro passa alta de 300 kHz em seu experimento e OLIVEIRA et al. (1994) utilizaram a EA entre 50 kHz e 1000 kHz. Nota-se pelo trabalho destes pesquisadores que não há um consenso a respeito dos limites de frequência que determinam o fenômeno da EA, mas percebe-se também que esta situa-se em frequências elevadas, o que torna este sinal insensível aos ruídos presentes nas máquinas ferramentas, tais como rolamentos, vibrações, tensão da rede entre outros.

A EA por suas características, tem sido extensivamente utilizada no monitoramento dos processos de usinagem. Ela é particularmente eficaz na detecção de contato, podendo ser utilizada para detectar variações neste contato. Por exemplo, no processo de retificação é utilizada para detectar o momento de contato do rebolo com a peça a fim de excluir o tempo que o rebolo não tem contato com a peça e está com avanço de trabalho (DORNFELD & CAI, 1984). A partir daí, vários pesquisadores idealizaram formas de aumentar a produtividade dos sistemas de manufatura.

O processamento do sinal de EA, inclui uma pré-amplificação, haja vista que o sinal apresenta baixa intensidade. Por outro lado, esta amplificação não pode ser super dimensionada em função do risco de saturar-se o sinal, perdendo-se informações importantes. A utilização de sinais saturados só é interessante quando o objetivo do sinal é detectar contato. Neste caso, a utilização de um limite (*threshold*) baixo, e um ganho elevado combinado com um processamento rápido do RMS do sinal de EA aumenta a velocidade de resposta do sistema (OLIVEIRA, 1999).

### **3.2.3 Vibração Mecânica**

Segundo THOMSON (1973), o estudo da vibração diz respeito aos movimentos oscilatórios de corpos e às forças que lhes são associadas. Todos os corpos dotados de massa e elasticidade são passíveis de vibração. Neste trabalho, analisar-se-á o sinal de vibração do processo de retificação visando estabelecer uma relação com o desgaste do rebolo. Devido a esse fato, este item enfocará a vibração mecânica do processo de retificação, detalhando tal fenômeno que apresenta diferenças em relação a outros processos como torneamento ou fresamento. A teoria apresentada neste item, baseia-se em KING & HAHN, 1986.

A vibração na retificação é um fenômeno indesejável, pois resulta em ondulações e rugosidade tanto no rebolo quanto na peça, além de reduzir a produtividade do processo. Em geral, a redução da taxa de remoção de cavacos reduz a vibração do processo, mas aumenta o tempo de corte de uma peça. Além disso a heterogeneidade da superfície do rebolo demanda dressagens mais freqüentes, principalmente porque a retificação é utilizada quando se deseja boas tolerâncias e rugosidades.

#### **3.2.3.1 Tipos de Vibração no Processo de Retificação**

As vibrações no processo de retificação podem ser classificadas em dois tipos: auto-excitada e forçada.

A vibração auto-excitada refere-se às vibrações resultantes da resposta do processo de retificação a perturbações transientes. Tais perturbações podem ser na forma de eventos, tais como o contato inicial da peça com o rebolo ou na forma de heterogeneidades geométricas, tais como ondulações nas superfícies da peça ou do rebolo. As vibrações auto-excitadas decrescem em amplitude, com o tempo, se o processo é dinamicamente estável e crescem se este for dinamicamente instável. A estabilidade dinâmica é analisada com base em modelos dinâmicos do processo de retificação, que representam as relações entre a geometria do processo e as forças de

corte. Existe, portanto, um ciclo fechado no processo de retificação, a saber, variações na geometria deste afetam as forças de corte e vice-versa (MALKIN, 1989).

### 3.2.3.1.1 Vibrações Auto-Excitadas em Retificação Cilíndrica

A retificação cilíndrica é a mais utilizada dentre os processos de retificação e também a mais suscetível à vibração auto-excitada.

O avanço do rebolo contra a peça, resulta numa força de retificação,  $F_c$ . Em resposta a essa força, o material da peça é removido, o rebolo se desgasta, a peça e o rebolo deformam-se dependendo da estrutura da máquina e a zona de contato entre o rebolo e a peça é deformada devido à elasticidade do rebolo. A restrição geométrica que deve ser satisfeita é que, durante o processo, o avanço total  $\delta_s$ , deve ser igual à soma do desgaste total do rebolo  $\delta_w$ , profundidade de cavaco removido total  $\delta_w$ , deflexão da máquina  $y_m$  e deflexão da zona de contato  $y_k$ . Empregando modelos lineares para o fenômeno descrito acima, KING & HAHN (1986) esquematizaram um ciclo de vibração. As relações dinâmicas dentro deste ciclo são representadas por funções de transferência, uma vez que estas são consideradas lineares e invariáveis no tempo. Um diagrama de bloco do comportamento do sistema dinâmico linear é comumente utilizado na análise deste.

A rigidez da área de contato  $K_c$ , relaciona a deflexão da zona de contato  $y_k$ , e a força de retificação  $F_c$ . Existe uma contribuição da estrutura da máquina, representado por uma função de transferência  $G_m(s)/K_m$ . A zona de contato tem um comprimento finito  $l_c$ , que atua como um filtro espacial e atenua o efeito das ondulações superficiais no rebolo e na peça. Ondulações com comprimentos de ondas curtos são mais atenuadas que aquelas com comprimentos longos. Existem também, funções de transferência do filtro representado pelo arco de contato. A

profundidade de cavaco removido instantânea  $\Delta\delta_w$  e a profundidade de desgaste do rebolo instantânea  $\Delta\delta_s$  são consideradas proporcionais à força de retificação filtrada.

O desgaste total do rebolo é dado pela adição do desgaste instantâneo  $\Delta\delta_s$ , com o desgaste ocorrido durante o período de revolução anterior do rebolo  $\delta_s(t - \tau_s)$ .  $\tau_s$  é o período de uma revolução do rebolo. Portanto, a ondulação superficial criada durante o período anterior de uma revolução do rebolo, regenera ou afeta o processo de usinagem durante o período corrente da revolução do rebolo. O efeito regenerativo é um fator muito importante na determinação da estabilidade do ciclo de vibração. Na retificação de mergulho, onde a direção de avanço do rebolo é normal à superfície acabada, a regeneração é completa. O efeito regenerativo da peça é análogo ao efeito regenerativo do rebolo. Os fatores de sobreposição  $\mu_s$  e  $\mu_w$ , que representam a sobreposição da superfície do rebolo e da peça, respectivamente, entre dois períodos consecutivos de revolução, são unitários para a retificação de mergulho e menor que a unidade na retificação de passagem.

Em certas operações de retificação, a velocidade da peça é muito menor que a do rebolo, uma ou duas ordens de magnitude. Em tais casos, as ondulações da superfície da peça têm curtos comprimentos de onda, especialmente se a frequência de vibração for alta. O comprimento da zona de contato depende da profundidade de corte bem como dos tamanhos do rebolo e da peça. As ondulações da superfície da peça não são perceptíveis até que as ondulações na superfície do rebolo tenham se tornado suficientemente grandes. Recomenda-se que os rebolos sejam utilizados até poucos instantes antes da necessidade de uma redressagem.

O ciclo de vibração mais geral representa o caso da vibração regenerativa da peça. As saídas dos filtros do comprimento de contato podem ser representadas por:

$$Z_w(j\omega) = \begin{cases} 1 & \frac{\omega}{2\pi} < \frac{v_w}{2l_c} \\ 0 & \frac{\omega}{2\pi} > \frac{v_w}{2l_c} \end{cases} \quad (3.15)$$

$$Z_s(j\omega) = \begin{cases} 1 & \frac{\omega}{2\pi} < \frac{v_s}{2l_c} \\ 0 & \frac{\omega}{2\pi} > \frac{v_s}{2l_c} \end{cases} \quad (3.16)$$

para a peça e:

$$Z_w(j\omega) = \begin{cases} 1 & \frac{\omega}{2\pi} < \frac{v_w}{2l_c} \\ 0 & \frac{\omega}{2\pi} > \frac{v_w}{2l_c} \end{cases} \quad (3.17)$$

$$Z_s(j\omega) = \begin{cases} 1 & \frac{\omega}{2\pi} < \frac{v_s}{2l_c} \\ 0 & \frac{\omega}{2\pi} > \frac{v_s}{2l_c} \end{cases} \quad (3.18)$$

para o rebolo, onde: .....

$Z_w(s)$  e  $Z_s(s)$  são as funções de transferência dos filtros do comprimento de contato para a peça e o rebolo, respectivamente.

Em altas velocidades da peça  $v_w$  e baixas frequências de vibração  $\omega$ , portanto, a regeneração da peça é efetiva em adição à regeneração do rebolo. A vibração regenerativa da peça é caracterizada por altas taxas de crescimento da amplitude de vibração e formação de ondulações na superfície da peça, mesmo nos estágios iniciais da vibração. Nesse caso, mesmo apenas alguns segundos de usinagem são suficientes para que as ondulações da peça tornem-se detectáveis. Em certas formulações, um modelo simplificado pode ser utilizado, ignorando o efeito regenerativo do rebolo. A razão para isso é que a rigidez do rebolo  $K_s$ , é normalmente, algumas ordens de magnitude maior que a da peça  $K_w$ . Conseqüentemente, a contribuição do desgaste do rebolo à vibração regenerativa da peça, é pequena.

### 3.2.3.2 Análise da Estabilidade do Ciclo de Vibração

O objetivo da análise da estabilidade do ciclo de vibração é determinar se este é estável para certas condições de retificação específicas. Um objetivo adicional desta análise é determinar um período livre de vibrações ou avaliar condições alternativas de corte, a fim de se diminuir a vibração.

Como os modelos dos ciclos de vibração assumem parâmetros constantes para determinadas condições de equilíbrio, as equações dinâmicas que governam o comportamento da vibração são lineares e diferenciais com coeficientes constantes. A estabilidade do ciclo de vibração depende, portanto, da localização das raízes da equação característica do ciclo de vibração no plano complexo, de acordo com a teoria da realimentação dos sistemas de controle. A equação característica do ciclo de vibração para a vibração regenerativa do rebolo pode ser dada por:

$$\frac{Z_s(s)}{K_s} \cdot \frac{1}{\mu_s e^{-\tau} s^s - 1} - \frac{1}{K} = \frac{G_m(s)}{K_m} \quad (3.19)$$

e para o rebolo:

$$\frac{Z_w(s)}{K_w} \cdot \frac{1}{\mu_w e^{-\tau} w^s - 1} + \frac{Z_s(s)}{K_s} \cdot \frac{1}{\mu_s e^{-\tau} s^s - 1} - \frac{1}{K} = \frac{G_m(s)}{K_m} \quad (3.20)$$

Se todas as raízes da equação característica estiverem na metade esquerda do plano complexo  $s$ , isto é, têm suas partes reais negativas, o sistema é considerado estável em relação às vibrações auto-excitadas. Se uma ou mais raízes da equação característica situam-se na metade direita do plano complexo  $s$ , isto é, possuem partes reais positivas, o sistema é instável em relação às vibrações auto-excitadas.

Uma maneira de analisar a estabilidade do ciclo de vibração é calcular as raízes das equações características explicitamente. As equações características possuem termos exponenciais e um número infinito de raízes. Em função disto, o processamento computacional para tal cálculo é bastante intenso. Por esta razão, este cálculo é raramente utilizado na prática, para análise do ciclo de vibração, mas é uma ferramenta útil para validar técnicas de análises de estabilidade, onde valores aproximados das raízes são conhecidos e portanto facilitam a convergência dos algoritmos.

Os gráficos de estabilidade devem ser construídos para cada máquina em questão e a análise deve ser feita para cada condição de operação específica. Gráficos de estabilidade para retificadoras em vibrações regenerativas não são muito práticos, haja vista que estes são tridimensionais, devido à adição da rotação da peça como terceira coordenada. Por outro lado, estes gráficos são simples de se utilizar e ilustram claramente o efeito dos diferentes parâmetros na estabilidade do sistema.

### **3.2.3.3 Parâmetros Dominantes na Vibração Auto Excitada em Retificação Cilíndrica**

As técnicas de análise da estabilidade da vibração auto excitada indicam que se a estabilidade está presente, valores maiores de rigidez do desgaste do rebolo  $K_s$  e de corte  $K_w$ , resultam em taxas menores de crescimento da vibração regenerativa do rebolo e da peça respectivamente. Valores maiores da rigidez estática da máquina  $K_m$  e menores valores da rigidez de contato  $K$ , resultam em menores taxas de aumento da vibração. Valores menores dos fatores de sobreposição  $\mu_s$  e  $\mu_w$  também resultam em menores taxas de crescimento da vibração. Rotações mais altas, do rebolo e da peça também resultam em taxas de crescimento da vibração maiores.

O efeito de diferentes condições de retificação no comportamento da vibração pode ser estudado pela determinação dos efeitos resultantes nos parâmetros do ciclo de vibração. Para isto, necessita-se de relações entre as condições de retificação e os parâmetros do ciclo de vibração.

Dadas a estrutura dos rebolos e as múltiplas arestas de corte envolvidas, o número de variáveis necessárias para descrever a geometria do processo de retificação é muito grande. Por isso, apenas resultados empíricos e estão disponíveis para campos de aplicações limitados.

#### 3.2.3.4 Efeitos das Condições de Retificação na Vibração do Processo

A escolha de condições de retificação que minimize as taxas de crescimento da vibração e o tempo de retificação é um problema de grande significado prático. As relações exatas entre os parâmetros do processo de retificação e o comportamento da vibração dependem dos detalhes do processo. Complementando o item anterior, um aumento no diâmetro do reboło, aumenta o diâmetro equivalente e diminui a taxa de crescimento da vibração. Aumentando-se a profundidade de corte, aumenta-se a taxa de remoção de cavaco por unidade de largura do reboło e aumenta significativamente a taxa de crescimento da vibração. Uma largura do reboło em contato com a peça maior resulta em maior rigidez de contato e de desgaste do reboło. Isto contribui para uma maior taxa de aumento da vibração. Um aumento na velocidade da peça, por outro lado, tende a diminuir a taxa de aumento da vibração ao contrário do que ocorre com o aumento da velocidade do reboło.

As taxas de crescimento da vibração na retificação cilíndrica externa são baixas e as frequências de vibração estão na faixa de 1,7 a 1,9 vezes a frequência natural da máquina. Além disso, esta taxa de frequência, na vibração regenerativa do reboło aumenta com a intensidade da força normal média  $F'_n$ , isto porque altos níveis da força de retificação resultam em valores maiores da rigidez de contato  $K$ . Rebolos com dureza mais alta são mais suscetíveis à vibração porque, para a mesma taxa de remoção de cavacos, a pré-carga em rebolos duros e, portanto, a rigidez de contato são maiores em relação aos rebolos moles (KING & HAHN, 1986).

### **3.2.3.5 Vibração Forçada na Retificação**

As vibrações forçadas referem-se às vibrações que ocorrem em resposta a distúrbios persistentes determinados por fatores externos ao ciclo de vibração.

Uma das formas de reduzir a severidade dos problemas decorrentes da vibração forçada é identificar as fontes de perturbação e reduzir os níveis das mesmas. Se as perturbações são na forma de vibrações transmitidas pelo piso à estrutura da máquina, uma modificação na fundação da mesma reduz as vibrações. Se um desbalanceamento do rebolo, causado por diferentes deflexões ou velocidades durante a dressagem e a retificação é o problema, uma dressagem durante a retificação pode reduzir essa vibração forçada. Da mesma forma, minimizar folgas e desalinhamentos diminui vibrações decorrentes de desalinhamentos.

É importante também, reconhecer que as imperfeições no acabamento superficial resultantes de vibrações forçadas podem ser melhoradas pela melhoria da estabilidade do ciclo de vibrações auto excitadas. Ou seja, muitas das medidas que melhoram as vibrações auto excitadas da operação de retificação também melhoram a resposta à vibração forçada.

Por fim, cabe ressaltar que pequenas alterações nas condições de retificação podem resultar em grandes variações na resposta do sistema em relação às vibrações forçadas.

### **3.2.3.6 Técnicas para Redução da Vibração Auto Excitada**

Técnicas para redução da vibração podem envolver a seleção de condições de retificação apropriadas, modificações na estrutura da máquina, e/ou uso de estratégias de controle especiais. Uma vez que a retificação é viável a despeito de amplitudes de vibração crescentes e como existem outras restrições relacionadas com a integridade superficial, temperatura de corte e limitações da máquina que não podem ser violadas, o comportamento da vibração é apenas mais

uma restrição imposta ao processo. A vibração regenerativa pode ser reduzida com uma dressagem freqüente, redução do avanço e/ou largura de corte, uso de um rebolo maior ou mais mole e uso de fluidos de corte para diminuir o desgaste do rebolo. A vibração regenerativa da peça também pode ser evitada com a redução da velocidade da peça.

Baseado no que expôs KING & HAHN (1986), percebe-se que o fenômeno da vibração é bastante complexo e principalmente, varia bastante com as alterações nas condições de retificação, isto torna o fenômeno bastante indicado para ser monitorado, haja vista que ainda não existem modelos que relacionem a vibração à todas as grandezas controláveis do processo. Neste trabalho, tentar-se-á estabelecer uma relação entre a vibração da peça com o desgaste do rebolo.

#### **3.2.4 Aplicações do Monitoramento nos Processos de Usinagem**

Muitas pesquisas têm sido desenvolvidas abordando o monitoramento dos processos de usinagem, utilizando os conceitos descritos neste capítulo. Um conceito que tem sido bastante explorado é a fusão de sensores. Outra característica que pode ser observada é a utilização intensiva do sinal de emissão acústica, devido às características deste.

##### **3.2.4.1 Monitoramento dos Processos de Usinagem via Emissão Acústica**

LIANG & DORNFELD (1989) utilizaram a emissão acústica para detectar o desgaste em ferramentas de torneamento. A técnica empregada foi modelar a RMS do sinal através de auto regressão e acompanhar o comportamento dos parâmetros encontrados. Uma das vantagens mencionada pelos autores é a utilização de uma quantidade menor de memória computacional, crítica quando trabalha-se com EA, devido à alta freqüência deste sinal. LEE et al. (1988) e DINIZ & PIGARI (1996) mostraram que a intensidade da EA, ou energia do sinal, medida através da RMS, varia com a mudança da geometria de corte. Como o desgaste da ferramenta de corte provoca alteração nesta geometria, este pode ser detectado por uma variação no RMS da EA. HANCHI & KLAMECKI (1990) estudaram a relação entre a energia da EA e o desgaste de

vários tipos de materiais e concluíram que esta é bastante boa. Ou seja, taxas de desgaste maiores implicaram em maiores energias do sinal de EA.

Seguindo a linha de pesquisa em desgaste de ferramentas, RICE & WU (1993) analisaram a viabilidade de se empregar EA para prever a fratura de ferramentas, no caso, de torneamento. É sabido que uma das piores ocorrências na usinagem é a quebra de ferramentas, haja vista que isto implica em efetuar nova preparação da máquina, troca da ferramenta, normalmente do porta-ferramenta, refugo da peça, entre outros. RICE & WU (1993) perceberam que a quebra da ferramenta é precedida por um aumento na taxa de liberação de energia da mesma, fenômeno este ligado ao crescimento das trincas e detectável por um sensor de EA. EDA et al. (1985) detectaram trincas em peças retificadas com auxílio da EA. A aquisição do sinal, sensível a este fenômeno, foi feita logo após o recuo do rebolo. Os autores mostraram ainda que o corte com rebolo novo e desgastado apresentaram pulsos de EA em campos de frequências distintos. Esses resultados podem ser utilizados para determinação das condições de retificação, onde deseja-se altas taxas de remoção de cavacos, sem danificar a superfície da peça. DIEI & DORNFELD (1987) estudaram a natureza do sinal de EA gerado durante a quebra de ferramentas. O modelo apresentado por estes pesquisadores derivou-se das teorias da mecânica da fratura elástica linear e da propagação de ondas de tensão em sólidos. A conclusão dos autores é de que a fratura da ferramenta gera transientes de EA maiores que aqueles gerados no contato inicial. Além disso, um modelo que relaciona o valor de pico da RMS da EA à área fraturada e à força de corte resultante atuando no momento da fratura foi proposto.

TETI & DORNFELD (1989) resumiram em um artigo, uma série de resultados de outros pesquisadores, relacionados à utilização de EA na usinagem. Os vários métodos de processamento de sinais, bem como possibilidades de aplicações foram discutidos.

WEBSTER et al (1994) propuseram utilizar a EA para controlar o processo de retificação, além de monitorar a integridade superficial das peças retificadas. Em seu trabalho, WEBSTER et al (1994) combinaram a RMS da EA com a força normal de corte e concluíram que esta relação

consegue indicar a queima nas peças. Além disso, esta relação pode ser utilizada para monitorar a rugosidade das peças, conseqüentemente o estado de afiação dos rebolos, bem como detectar o contato da peça com o reboło. AGUIAR & OLIVEIRA (1999) também detectaram queima das peças retificadas utilizando uma combinação dos sinais de EA e potência elétrica. HUNDT et al. (1994) identificaram o tipo de desgaste do reboło através da análise no domínio da frequência do sinal de EA. INASAKI (1990) utilizou a EA para monitorar o estado de afiação do reboło, bem como propor uma forma de otimizar o ciclo de retificação interna.

KLUFT (1994) propôs uma série de medidas para otimizar o processo de retificação, dentre estas pode-se citar: a detecção de contato, tanto entre peça e reboło a fim de diminuir o tempo de retificação, como entre o reboło e qualquer obstáculo quando do deslocamento rápido do reboło para atuar em caso de colisão; a detecção de erros de dressagem, o que diminui ao mínimo necessário o número de passes; detecção do término do centelhamento, evitando que o reboło permaneça sem avanço desnecessariamente e controle dimensional das peças retificadas. FELIPE Jr (1996) implementou várias funções que auxiliaram a otimização do processo de retificação. Dentre estas, pode-se citar: a detecção de contato; a dressagem inteligente, onde dividiu-se a dressagem em desbaste e acabamento; a detecção de sobremetal insuficiente nas peças retificadas e detecção de colisão. Em todas as aplicações, FELIPE Jr (1996) quantificou a capacidade, em termos do tempo gasto nas diversas atividades e danos causados na superfície da peça, indicando o campo de atuação das mesmas. Caso o dano gerado, por uma colisão fosse muito grande, ou seja, o tempo gasto na detecção fosse elevado, haveria necessidade de uma maior quantidade de sobremetal para possibilitar a correção desse problema. OLIVEIRA et al. (1994) utilizaram a EA para determinar o posicionamento da superfície do reboło. Um sensor foi posicionado próximo ao diamante de dressagem, o que também possibilitou a verificação dos fenômenos que ocorrem durante a dressagem, desde a turbulência devido ao fluido de corte até a remoção propriamente dita de material do reboło. A função desta verificação é corrigir a posição do reboło devido ao desgaste do mesmo em função da dressagem, bem como devido à deformações térmicas da máquina. GOMES (1997) complementando o trabalho de OLIVEIRA et al. (1994) utilizou um

diamante dedicado à correção da posição do rebolo. O argumento para isto é que o diamante de dressagem também se desgasta, gerando desvios entre o posicionamento real e aquele assumido como tal pela máquina.

Um dos problemas do monitoramento através da EA é o posicionamento do sensor, já que há a necessidade de meios de transmissão do sinal. Neste aspecto, CHANG et al (1992) desenvolveram a técnica que posiciona o sensor no dispositivo que injeta fluido de corte.

MALKIN (1981) propôs uma forma de otimizar o ciclo de retificação, denominada centelhamento acelerado. Nesta técnica, o rebolo avança além da posição que determina a dimensão final da peça, permanece nesta até que efetue uma rotação e recua. O equacionamento das grandezas envolvidas é feita a partir do tempo dispendido na deformação elástica. BALDO & DINIZ (1995) utilizaram a EA para detectar este tempo e implementaram o ciclo de centelhamento acelerado com sucesso.

GOMES et al (2001) apresentaram uma metodologia que utiliza o sinal de EA para compor um gráfico tridimensional, que representa a distribuição da energia acústica de retificação na superfície do rebolo. Esta nova técnica permite visualizar a condição do rebolo, realizando a dressagem com profundidades de corte da ordem de 1  $\mu\text{m}$ . Não ocorre o desgaste dos grãos pois nesta região ocorre contato elástico entre rebolo e dressador. Além disso, pode-se avaliar a atuação do rebolo na retificação e acompanhar o desgaste do mesmo.

#### **3.2.4.2 Monitoramento dos Processos de Usinagem via Vibração Mecânica**

A vibração mecânica é um sinal semelhante à EA, mas o deslocamento na primeira consiste de corpo rígido. Assim sua faixa de frequências é bem mais baixa que a da emissão acústica.

JIANG et al (1987) mencionam que a observação direta do desgaste da ferramenta bem como a natureza aleatória da usinagem dificultam a tarefa do monitoramento dos processos. Estes autores mostraram que as vibrações nas direções de corte e de avanço são igualmente capazes de detectar o desgaste da ferramenta no torneamento. Em seu trabalho, filtraram o sinal de vibração em três bandas de frequência e concluíram que o desgaste, dividido em três categorias (inicial, normal e micro fratura), apresenta boa relação com o sinal de vibração em determinadas frequências. A proposta de JIANG et al (1987) é prever a quebra da ferramenta de torneamento, tarefa na qual obteve de 80% a 90% de sucesso. BONIFÁCIO & DINIZ (1994a) e (1994b), analisaram a vibração da ferramenta de torneamento nos domínios da frequência, para determinar qual faixa de frequência apresentava melhor relação com a rugosidade das peças, e no domínio do tempo, onde a RMS foi utilizada para estabelecer a relação mencionada. Os autores mostraram que o monitoramento da vida da ferramenta, em operações de torneamento de acabamento, pode ser feito por esta técnica, haja vista que o crescimento da rugosidade da peça ocorre simultaneamente ao crescimento da vibração.

HASSUI et al (1998) mostraram que a RMS do sinal de vibração apresenta melhor relação com o desgaste do rebolo do que a RMS da EA. Além disso, a sensibilidade do sinal de vibração para detecção de contato e detecção do instante de fim do centelhamento mostrou-se tão boa quanto do sinal de EA. Os autores propuseram a utilização da vibração como sinal único a ser utilizado no monitoramento da retificação, ou no mínimo participando deste sistema. YAMAMOTO et al (1992) utilizaram a vibração do rebolo (fixaram o sensor de vibração no mancal do rebolo com auxílio de um rolamento) para detectar o empastamento do mesmo. Para isso, utilizaram filtros adaptativos digitais e criaram um índice, baseado nas saídas destes filtros, denominado índice de padrão de sinal. Este índice mostrou boa relação com o volume de cavaco empastado no rebolo. Além disso, os autores mostraram que as forças verticais do sistema também apresentaram boa relação com o empastamento. Este tipo de grandeza, não é utilizado no monitoramento porque o dinamômetro não é prático o suficiente para este fim.

No processo de retificação, a vibração auto regenerativa pode ocorrer tanto na peça quanto no rebolo, como mencionado anteriormente. Em ambos os casos, a qualidade da peça deteriora-se. Por isso é interessante detectá-la e, principalmente, evitá-la. Segundo FU et al (1994), uma das maneiras de evitar esse tipo de vibração, consiste em variar a velocidade da peça ou do rebolo continuamente, uma vez que a variação da velocidade da peça ou do rebolo altera a frequência de contato entre estes. Para realizar essa alteração, entretanto, é necessário distinguir o tipo de vibração que está ocorrendo no processo. FU et al (1994) utilizaram a entropia do espectro de vibração para esse fim, com resultados similares aos obtidos com uma rede neural artificial.

ALTINTAS & CHAN (1991) modelaram o processo de fresamento a fim de avaliar a estabilidade do mesmo. Sensores de vibração foram utilizados para verificar o comportamento da vibração auto regenerativa. Os autores propuseram variar a rotação do eixo da ferramenta para suprimir o aumento da vibração. ISMAIL & VADARI (1990) relacionaram o ângulo de entrada da fresa na peça com a vibração do sistema e sugerem que mudanças na forma com que o engajamento da ferramenta ocorre na peça podem melhorar o comportamento da estabilidade do sistema.

SOUSA (1998) utilizou a vibração para monitorar o desgaste de ferramentas no fresamento. Para isso, analisou o sinal de vibração nos domínios do tempo e da frequência. Concluiu que em ambos os domínios, o desgaste da ferramenta pode ser detectado, utilizando-se as técnicas de processamento de sinais adequadas.

Este trabalho vai utilizar o sinal de vibração do processo de retificação para monitorar o processo, tentando, principalmente, determinar o momento de dressagem do rebolo. Para isso, análises no domínio do tempo e da frequência, serão efetuadas, bem como uma análise de sensibilidade à vibração de diferentes partes da máquina, a fim de detectar a melhor posição do sensor.

## **Capítulo 4**

### **Materiais, Equipamentos e Procedimentos Experimentais**

Este trabalho busca o estabelecimento de uma maneira de monitorar o processo de retificação. Para tanto, adquiriu-se o sinal da vibração do processo ao mesmo tempo que as variáveis de entrada eram alteradas e a qualidade superficial e de forma das peças retificadas eram analisadas.

#### **4.1 Obtenção da Frequência Natural de Partes da Máquina**

Antes de iniciar os ensaios propriamente ditos, foi feito um estudo com o objetivo de conhecer as frequências naturais da máquina quando solicitada por estímulos diversos aplicados em pontos diversos e, a partir disto, definir o melhor posicionamento do sensor de vibração para o monitoramento do processo. Para atingir este objetivo, dois acelerômetros foram fixados à máquina retificadora: o primeiro em posição horizontal junto ao contra-ponto fixo e o segundo, na posição horizontal, próximo ao mancal do eixo do rebolo. Os acelerômetros estavam conectados a um amplificador, a um filtro passa-baixa com frequência de corte de 10 kHz e, por fim, a um analisador eletrônico de frequências, que é um equipamento que fornece o espectro de

freqüências do sinal de entrada. Com essa montagem experimental, batia-se com um martelo de material plástico (para não danificar a máquina) em algumas partes da máquina, gerando um impulso, que possui aproximadamente a mesma amplitude em todas as freqüências. Assim, a faixa de freqüências captada pelos sensores que apresentasse maior amplitude, poderia ser definida como a freqüência natural (freqüência onde as solicitações são amplificadas) daquela parte onde o acelerômetro estava fixado, já que fora das freqüências naturais, as amplitudes deveriam ser de mesma ordem. Os espectros de freqüências obtidos podem ser observados nas figuras 4.1, 4.2 e 4.3. Cabe ressaltar que cada espectro apresentado representa uma média de 10 espectros diferentes provenientes de 10 batidas com o martelo.

Os resultados obtidos foram os seguintes:

#### **4.1.1 Batidas em Posição Vertical Próximas ao Contra Ponto Giratório**

O canal A do aparelho captou o sinal proveniente do sensor fixo ao contra-ponto fixo e o canal B o sinal proveniente do sensor fixo próximo ao mancal do rebolo.

A figura 4.1 mostra os espectros de freqüência retirados deste experimento. Pode-se observar que o sinal proveniente do sensor fixado ao contra ponto fixo tem maiores amplitudes próximo à freqüência de 1612,5 Hz. A ressonância do contra ponto fixo deve situar-se em torno dessa freqüência, portanto. Já o espectro de freqüências relativo ao sensor fixado próximo ao mancal do rebolo, não apresentou nenhuma faixa de freqüências que fosse muito maior que as outras, mostrando que este elemento é bastante rígido, praticamente insensível à solicitações feitas em outros pontos da máquina.

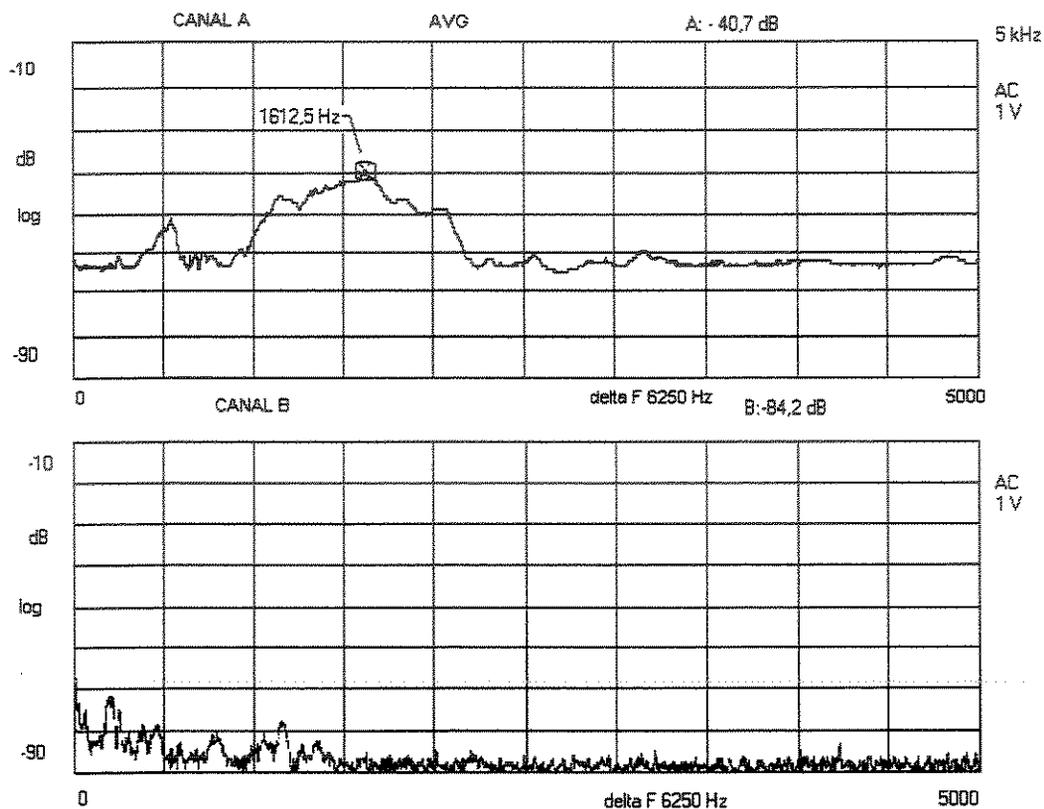


Figura 4.1 – Espectros de freqüências do sinal de vibração da máquina originado de excitação junto ao contra ponto giratório. A) Sensor no contra ponto fixo; B) Sensor próximo ao mancal do rebolo

#### 4.1.2 Batidas em Posição Vertical Próximas ao Contra Ponto Fixo

Nesta segunda etapa do estudo o canal A do aparelho captou o sinal proveniente do sensor fixo ao contra ponto fixo enquanto o canal B captou o sinal proveniente do sensor fixo próximo ao mancal do rebolo.

A figura 4.2 mostra os espectros de freqüência retirados deste experimento. Observa-se novamente que o sinal proveniente do sensor preso ao contra ponto fixo tem maiores amplitudes próximo à freqüência de 1331,3 Hz (freqüência de ressonância do elemento), enquanto o espectro

de frequência relativo ao sensor fixo junto ao mancal do rebolo, novamente não apresentou nenhuma faixa de frequências que fosse muito maior que as outras, mostrando novamente a rigidez deste elemento.

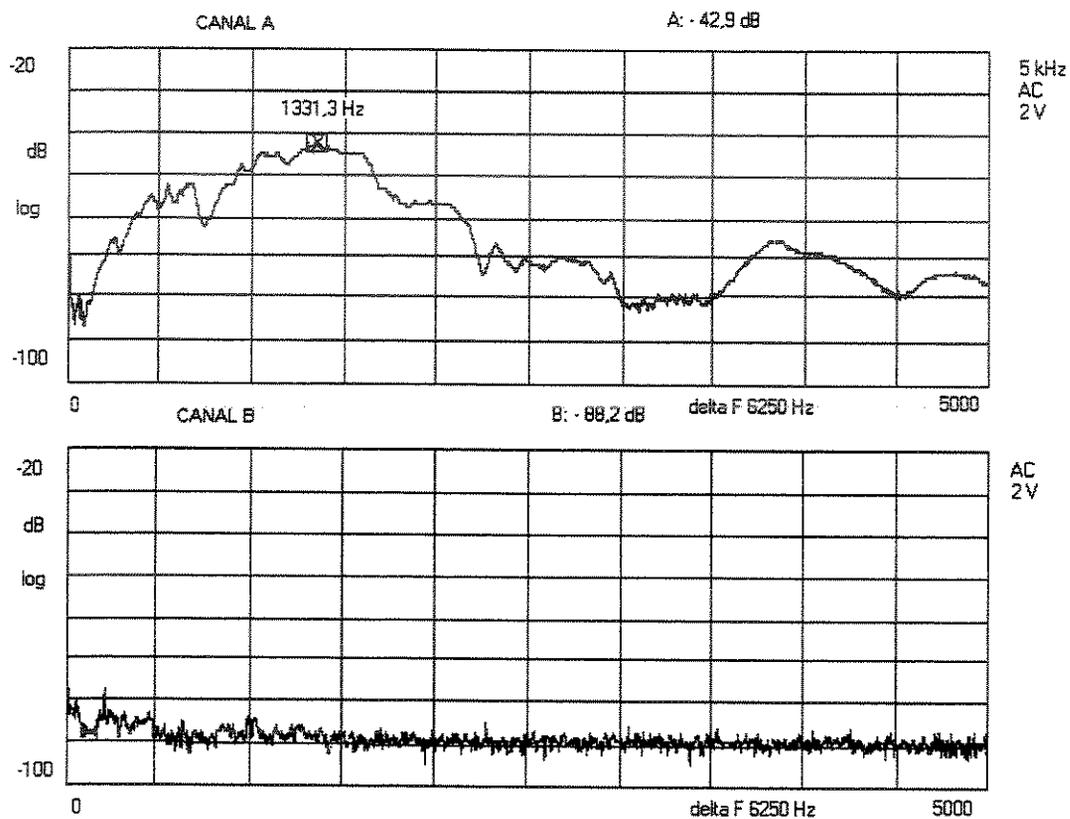


Figura 4.2 – Espectros de frequências do sinal de vibração da máquina originado de excitação junto ao contra ponto fixo

#### 4.1.3 Batidas na Posição Horizontal Próximas ao Mancal do Rebolo

Nesta terceira e última etapa do estudo, o canal A do aparelho captou o sinal proveniente do sensor fixo próximo ao mancal do rebolo e o canal B captou o sinal proveniente do sensor fixo ao contra ponto fixo.

A figura 4.3 mostra os espectros de frequência retirados deste experimento. Neste caso, como as batidas foram próximas ao mancal do rebolo, há alguma variação no espectro de frequências do sinal proveniente do sensor próximo ao mesmo, mas com uma amplificação pequena (menor que as obtidas anteriormente como mostram as figuras 4.1 e 4.2) e sem uma faixa de frequências que predominasse sobre as outras (sem uma frequência natural), mostrando novamente a rigidez deste elemento. Já o espectro de frequências relativo ao sinal do sensor fixo ao contra ponto fixo não apresentou grande variação porque a sollicitação foi feita distante deste.

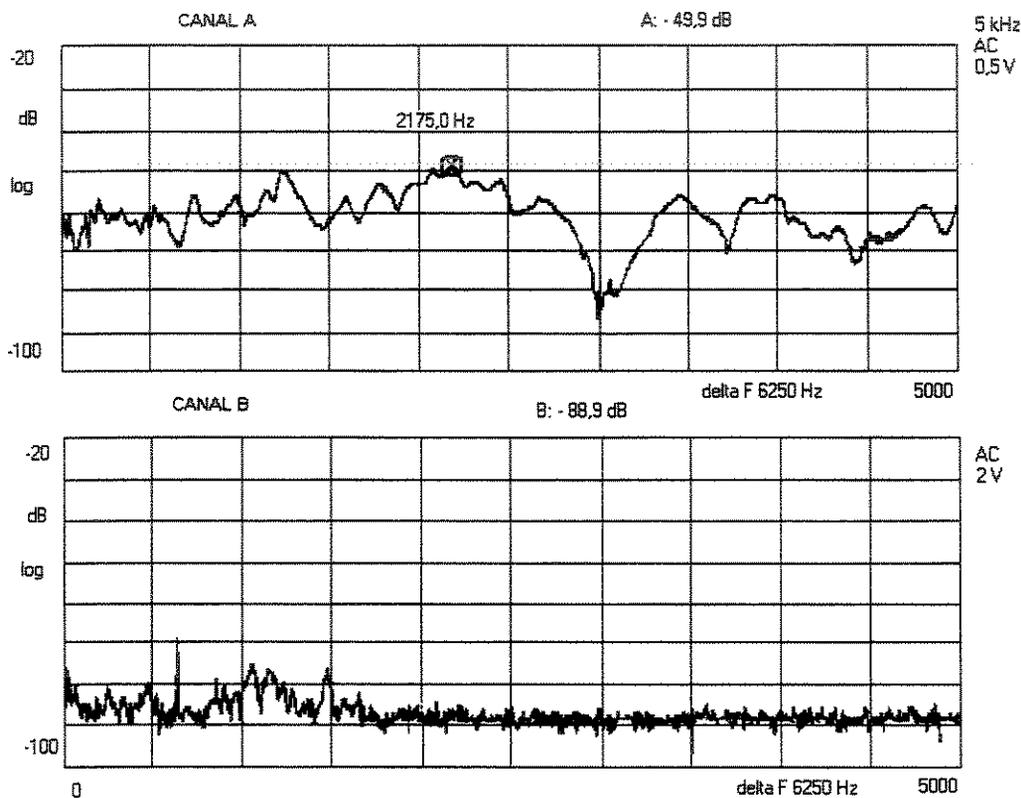


Figura 4.3 – Espectros de frequências do sinal de vibração da máquina originado de excitação junto ao mancal do rebolo

#### 4.1.4 Conclusões a Respeito do Posicionamento do Sensor

Da análise das figuras 4.1, 4.2 e 4.3 pode-se concluir que:

A região próxima ao mancal do rebole não é adequada para a fixação do sensor cujo objetivo é o monitoramento do processo de retificação, pois ela é muito rígida e, muito provavelmente, não será excitada por fenômenos causados pelo desgaste do rebole, de intensidade muito pequena. Além disso, esta região é muito suscetível a ruídos provenientes do próprio mancal e do motor principal da máquina, que também está situado próximo àquela região;

A região próxima ao contra ponto fixo é adequada para a fixação de sensores de vibração que monitoram o processo, já que ela é bastante sensível a excitações feitas tanto no contra ponto giratório, quanto no próprio contra ponto fixo (a operação de retificação, com certeza, excita fortemente estes elementos). Crê-se que as frequências que vão ser excitadas pelo processo vão ser as frequências de ressonância. Assim, os filtros que devem ser colocados no sistema de monitoramento, devem ser maiores que a faixa de ressonância deste elemento que, como visto, se situa entre 1000 Hz e 1700 Hz. Portanto, deve-se usar durante o monitoramento do processo, filtros passa baixa com frequência de corte de no mínimo 2500 Hz.

#### 4.2 Montagem Experimental

A máquina utilizada nos ensaios foi uma retificadora cilíndrica Zema Zselics série Kompakta G600 dotada de um CNC Fanuc 18 TC. Optou-se por trabalhar com retificação de mergulho, haja vista que além de ser mais simples é a forma mais utilizada na indústria. A dressagem foi feita com um diamante dressador de ponta única. Este diamante apresentou uma largura,  $b_d$ , igual a 1,147 mm, medida a 0,03 mm da ponta, (dimensão a ser usada como profundidade de dressagem). A medição de  $b_d$  foi feita utilizando-se um microscópio Leica Stereo Zoom 6 Photo, equipado com uma lente de ampliação e uma câmera CCD. A câmera estava

acoplada a um microcomputador Pentium 133 MHz equipado com o programa Global Lab Image versão 3.1, que permite o processamento de imagens.

Foi feita a aquisição do sinal bruto de vibração do processo. A aquisição deste sinal foi efetuada através de um acelerômetro Kistler tipo 8720A500, com campo de medição de  $\pm 500$  g, sensibilidade de 9,67 mV/g, sensibilidade transversal igual a 0,5% e frequência de ressonância de 54,0 kHz, fixado ao contra-ponto da máquina. Além de colado ao contra ponto, o sensor foi revestido, externamente, com silicone a fim de evitar o contato deste com o fluido de corte e cavacos, que constituem um ambiente bastante severo e poderiam danificar o sensor. O sinal do acelerômetro alimentava um “coupler” Kistler tipo 5134. Este “coupler” possui 4 canais para condicionamento de sinais, que consiste basicamente em amplificação e filtragem. No experimento em questão, utilizou-se o primeiro canal, ajustado com ganho de 100 vezes e filtro passa baixa (Butterworth) com frequência de corte de 1 kHz. O valor adotado contradiz a recomendação do estudo descrito no item 4.1. Isto se deu devido ao fato de que o “coupler” utilizado possuía opções de filtros passa baixa de 1 kHz e 10 kHz. Como a ordem do filtro em questão era baixa (4), optou-se pela utilização do filtro passa baixa de 1 kHz. Devido à pequena ordem do filtro, com certeza ainda se tem sinal na faixa de 1700 Hz, que é a ressonância do contra ponto fixo, onde está colocado o sensor, como foi visto no item anterior. O sinal do “coupler” era lido em um osciloscópio digital Tektronix TDS 420, com uma ponta de prova Tektronix YTEK YT5020, bem como por um sistema de aquisição composto por um bloco de conexões National Instruments CB 68LP, uma placa A/D National Instruments PCI MIO 16E 1, capaz de trabalhar com 16 canais em modo “single ended” ou 8 canais em modo diferencial, resolução de 12 bits e taxa de amostragem máxima de 1,25 MS/s multicanal, configurada via software para trabalhar com entrada analógica, diferencial e campo de trabalho  $\pm 5$  V. Este sistema estava conectado a um microcomputador Pentium 200 MHz, com 32 Mbytes de memória RAM onde estava instalado um software Labview versão 5.0 da National Instruments. A taxa de amostragem utilizada, estabelecida no programa de aquisição, foi de 10 kHz. Optou-se por trabalhar em modo diferencial para minimizar os ruídos provenientes do próprio processo. A justificativa para uma taxa de aquisição elevada, principalmente se comparada ao critério de Nyquist, é que uma vez efetuada a aquisição, não existem métodos de processamento capazes de

corrigir uma sub amostragem. Por outro lado, caso a taxa de amostragem seja excessiva, pode-se filtrar este excesso através de uma aquisição a posteriori do sinal gravado, desta feita, com uma taxa menor.

As diversas partes da montagem experimental estão mostradas nas figuras 4.4, 4.5 e 4.6

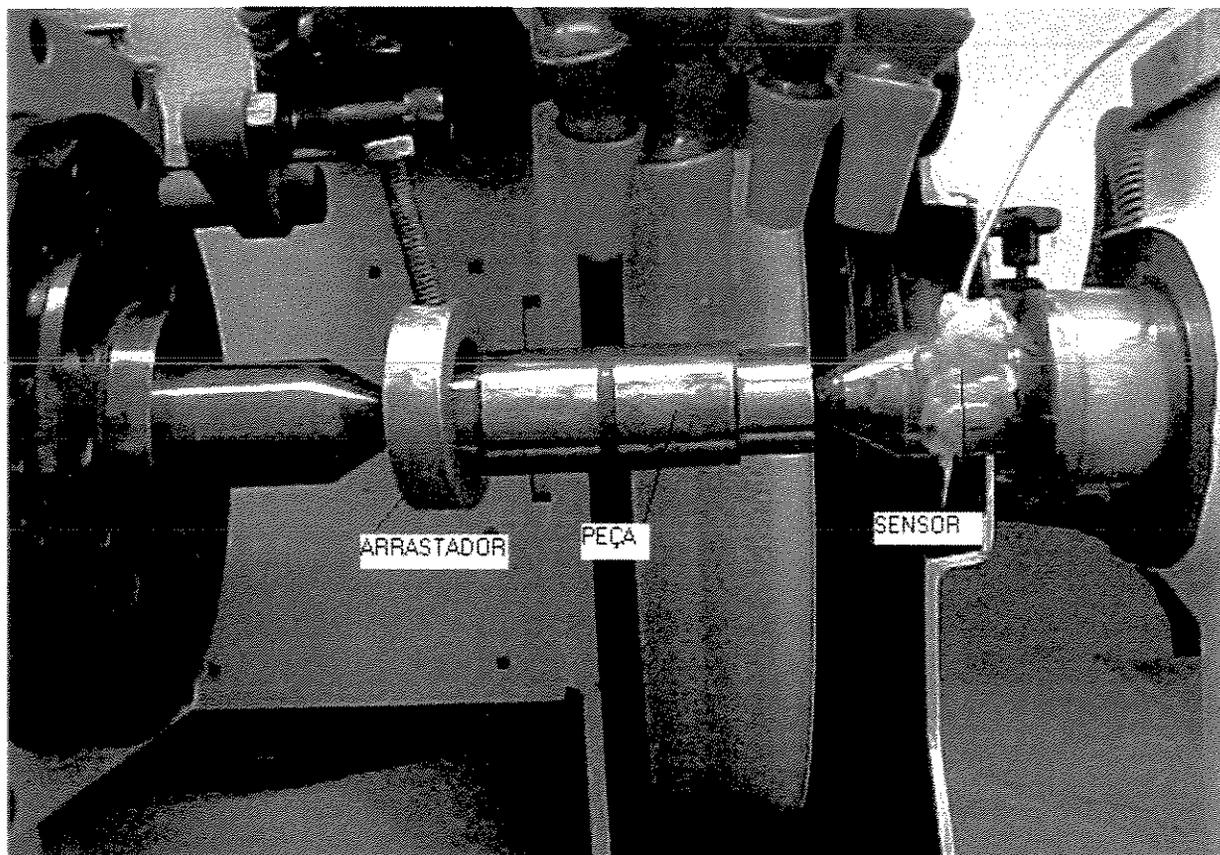


Figura 4.4 – Setup experimental: vista frontal

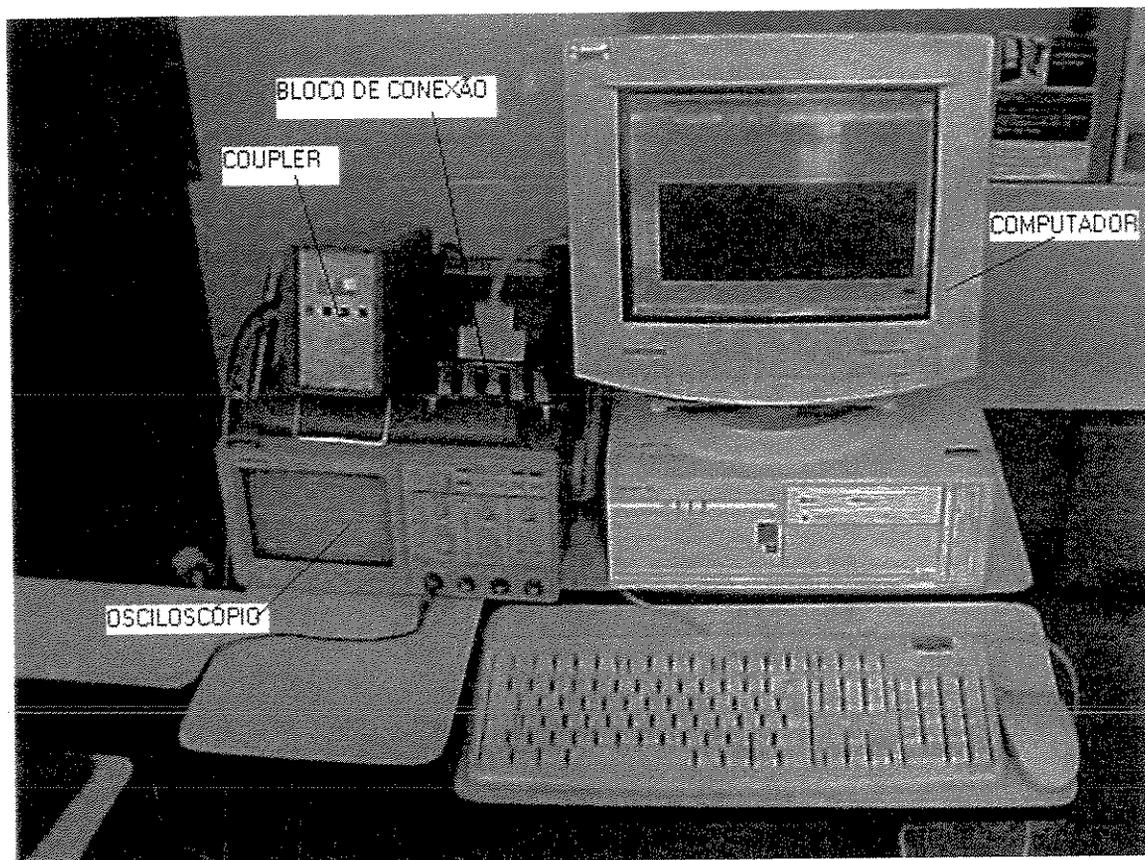


Figura 4.5 – Equipamentos utilizados na aquisição

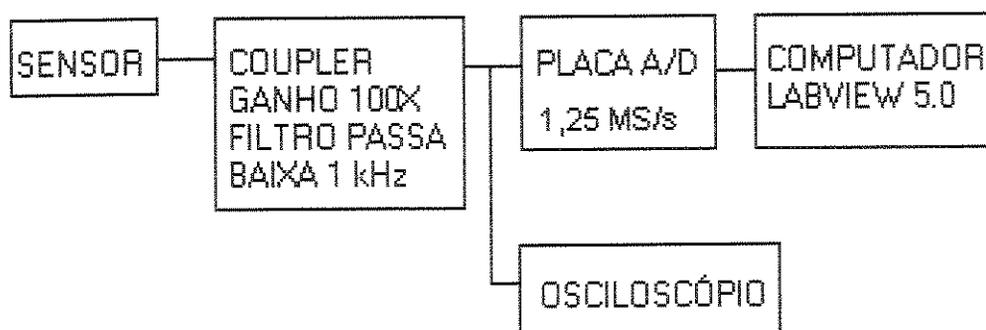


Figura 4.6 – Esquema do sistema de aquisição

### 4.3 Condições de Usinagem

Os ensaios foram realizados utilizando-se um rebolo FE 38 A 80 K V S da Norton Abrasivos, recomendado para afiação e retificação de diversos tipos de materiais. Segundo catálogo do fabricante, este tipo de rebolo apresenta boa manutenção de perfil. O abrasivo é o óxido de alumínio branco (linha FE 38 A), o grão é tamanho 80, a dureza K e a liga é vitrificada (V) com uma modificação (S) que deixa o grão abrasivo mais exposto, gerando menor queima na peça. Consultando o catálogo fornecido pelo fabricante encontra-se que a resistência deste grão abrasivo quanto à exigência de retificação é bastante branda, a friabilidade dos mesmos é média, a granulometria é a recomendada para semi-acabamento e média remoção de material e a dureza é média, tendendo à baixa, que é recomendada quando se está retificando materiais com grandes áreas de contato, materiais com alta dureza ou sensíveis ao calor.

Utilizou-se nos ensaios também um segundo tipo de rebolo, a saber, 3 SG 46 J V S. Este segundo rebolo é de óxido de alumínio branco com 30% de óxido de alumínio cerâmico, cuja característica principal é o formato arredondado (SG), indicado para operações onde se requer, principalmente, a integridade metalúrgica da peça que está sendo retificada. A granulometria é 46, indicada para operações de desbaste, grandes remoções de material e retificação plana. A resistência do grão abrasivo quanto à exigência de retificação tende à severa e na escala de friabilidade, o SG é o segundo mais friável, dentre os grãos fornecidos pela NORTON. A dureza é J, similar ao do rebolo descrito no parágrafo anterior, bem como a liga e alteração da mesma.

As dimensões dos rebolos são iguais: 355,6 mm de diâmetro externo inicial, 50,8 mm de largura e 127 mm de diâmetro do furo. A velocidade periférica máxima recomendada para estes tipos de rebolos é 33 m/s. Nos ensaios, a velocidade periférica do rebolo foi constante e igual a 30 m/s. Este valor foi definido pois é menor que a velocidade máxima especificada pelo fabricante do rebolo, além de ser possível atingi-lo com a máquina utilizada sem afastar-se demasiadamente dos valores utilizados nos meios industriais.

Os corpos de prova utilizados eram de aço ABNT 52100 temperados e revenidos. A dureza média conseguida com o tratamento térmico foi de 58 HR<sub>C</sub>. A figura 4.7 mostra um croqui do corpo de prova utilizado.

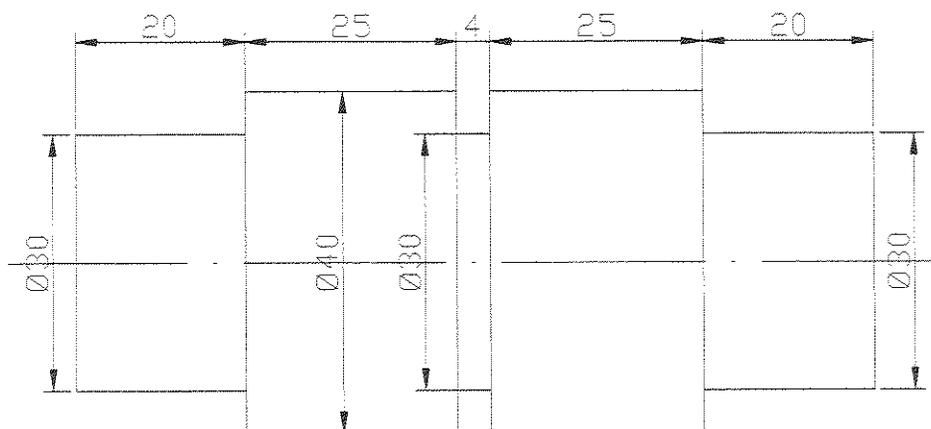


Figura 4.7 - Corpo de prova utilizado nos ensaios

As variáveis de processo estudadas foram o grau de recobrimento,  $U_d$ , o tempo de centelhamento e a velocidade da peça,  $v_w$ . Utilizou-se como  $U_d$  os valores de 1,5 e 7. A idéia era avaliar o comportamento da vibração em relação à perda do macro e do micro efeito de dressagem, bem como em relação ao desgaste do rebolo sem estes fenômenos, haja vista que a influência da agressividade do rebolo na rugosidade média das peças retificadas já foi bastante estudada, dentre outros por OLIVEIRA (1988). As dressagens foram efetuadas em 15 passadas com profundidade de 0,03 mm. Estes parâmetros foram definidos porque corrigem os desvios de forma do rebolo e diminuem o empastamento do mesmo, sem eliminar este último por completo. A eliminação completa do empastamento, verificada pela restauração da cor inicial do rebolo na região utilizada no corte, demandaria muitos passes e consumo excessivo de rebolo, além de contrariar o procedimento utilizado nos meios industriais. Os valores de  $v_w$  utilizados foram 7,25 m/min e 21,75 m/min. Estes valores foram adotados porque fornecem diferentes valores de  $h_{eq}$ . Finalmente, para o tempo de centelhamento utilizou-se 3 níveis, a saber, um nível denominado centelhamento completo, ou seja, com tempos variando de 15 s a 25 s, suficiente para que

praticamente toda a deformação elástica fosse removida, um segundo nível denominado centelhamento parcial, com duração de 5 s, onde a deformação elástica era parcialmente removida e por último, um nível em que muito pouco da deformação elástica era removida. Este último nível foi escolhido para se verificar a real influência das condições de usinagem na qualidade da peça, sem a correção causada pelo centelhamento. Para tanto, utilizou-se como centelhamento o tempo suficiente para que a peça completasse duas rotações.

Os ensaios consistiam basicamente em retificar 40 corpos de prova sem proceder à dressagem, a fim de se ter uma idéia do comportamento das variáveis de saída com o desgaste do rebolo. A cada cinco peças adquiria-se a vibração do contra ponto, e mediam-se a circularidade e a rugosidade da peça, esta última em um rugosímetro Mitutoyo Surftest 211, ajustado com “*cut-off*” de 0,8 mm e padrão ISO (parâmetros Ra e Ry). A medição da circularidade era realizada girando-se a peça, presa entre pontos na máquina, com um relógio comparador milesimal apalpando a superfície da mesma. Para verificar a exatidão deste procedimento, uma de cada oito peças do ensaio em que se media a circularidade na máquina era levada a um equipamento Taly Round para também lá se efetuar a mesma medida. Pode-se dizer que não havia diferença significativa nos valores obtidos nos 2 métodos de medição, comprovando a confiabilidade do método adotado em laboratório. Outra medida efetuada foi a dos diâmetros inicial e final das peças a fim de avaliar-se o volume de cavaco removido em cada ensaio. Além disso, a largura das superfícies retificadas dos corpos de prova era menor que a do rebolo. Dessa forma pode-se medir a perda diametral do mesmo. Isso foi feito através da usinagem em mergulho de uma peça de aço 1020, sem tratamento térmico, da mesma largura do rebolo, de forma que tanto a parte desgastada do rebolo quanto aquela que permaneceu intacta atuarão sobre a peça. Em outras palavras, estimou-se a diferença de diâmetro, no rebolo, entre as porções mencionadas. As medidas dimensionais foram feitas com um micrômetro de resolução milesimal Mitutoyo, com capacidade para medir peças entre 25 mm e 50 mm.

As tabelas 4.1 e 4.2 mostram as condições de retificação utilizadas nos ensaios com o rebolo FE 38 A 80 K VS e 3 SG 46 J VS respectivamente. Cabe ressaltar que foram feitos

primeiro os ensaios com o primeiro rebolo, então, de posse dos resultados obtidos, definiu-se as condições a serem utilizadas com o segundo rebolo. Como a velocidade da peça exerceu pouca influência na rugosidade média das mesmas, optou-se por trabalhar, neste caso, apenas com uma velocidade, a saber, 21,75 m/min. Além disso, como é uma condição que não utiliza-se na prática, apenas para fins de pesquisa, eliminou-se também a condição de quase sem centelhamento.

Tabela 4.1 - Condições de Usinagem Utilizadas nos Ensaios com Rebolo FE 38 A 80 K V S

	Ud			
	1,5		7,0	
Vw (m/min)	7,25	21,75	7,25	21,75
Cent. Total	Ensaio 8	Ensaio 11	Ensaio 1 e 14	Ensaio 5
Cent. parcial	Ensaio 10	Ensaio 12 e 16	Ensaio 2 e 4	Ensaio 6 e 15
Quase sem cent.	Ensaio 9	Ensaio 13	Ensaio 3	Ensaio 7

Observando-se a tabela 4.1 percebe-se que foi feita 1 réplica em 4 ensaios, a saber, ensaios 4, 14, 15 e 16. As escolhas das condições a serem replicadas basearam-se na análise inicial dos dados. Escolheram-se para a replicação os ensaios que apresentaram resultados atípicos, onde havia algum questionamento a respeito do comportamento, seja do sinal de vibração ou das características da peça. A escolha do centelhamento parcial deveu-se ao fato de ser esta a condição mais comumente utilizada no meio industrial. Além disso, o ensaio 4 teve uma característica diferente que foi a maior quantidade de cavaco removido (3 vezes maior) que os demais ensaios. Isso foi feito para avaliação de dois fatores: o comportamento da rugosidade das peças e a presença de queima nas mesmas. Teoricamente, um maior volume de cavaco removido sem que se proceda a dressagem, deveria aumentar o desgaste do rebolo e fazer com que a rugosidade aumentasse e a queima ocorresse. Caso esta última não acontecesse, poder-se-ia afirmar que para as demais condições de ensaio o mesmo se daria, pois o fim de ensaio acontecia com um desgaste muito menor do rebolo.

Tabela 4.2 - Condições de Usinagem Utilizadas nos Ensaios com Rebolo 3 SG 46 J VS

Ud	1,5	7,0
vw (m/min)	21,75	
Centelhamento total	Ensaio 20	Ensaio 18
Centelhamento parcial	Ensaio 17	Ensaio 19

#### 4.4 Aquisição e Processamento dos Sinais

Para aquisição do sinal bruto de vibração foi desenvolvido um programa utilizando o software Labview 5.0. Este software trabalha com programação através de ícones. Os programas são efetuados em duas telas. Numa delas posicionam-se os controles, janelas de visualização e etc. que simulam os mais diversos instrumentos utilizados em laboratórios. Esta tela é denominada painel frontal. Na segunda tela são determinados o fluxo de informações e o processamento a ser efetuado nas mesmas. Neste trabalho, utilizou-se um programa bastante simples que lia o sinal adquirido, apresentava este em uma janela e o armazenava no computador. A placa de aquisição foi configurada via software, utilizando-se o *NIDAQ Channel Wizard da National Instruments*. Nos ensaios utilizou-se entrada analógica, campo de trabalho bipolar de  $\pm 5$  V e modo diferencial.

O processamento de sinais também foi feito com auxílio do software Labview. Foi desenvolvido um programa composto de vários módulos, a saber, um para cálculo da transformada de Fourier do sinal bruto de vibração, um segundo para obter a integral do sinal original, um terceiro para extrair o RMS do sinal e por fim, um quarto módulo que filtra o sinal em estudo. Cabe lembrar que todos os cuidados descritos nos itens referentes ao processamento

de sinais foram tomados, tais como o janelamento e a análise do espectro de frequências do sinal original antes da escolha das frequências de corte a serem utilizadas na filtragem.

Estas rotinas de cálculo estão distribuídas em dois programas, um deles para filtrar os sinais e outro para efetuar as demais etapas do processamento desejado. Caso haja interesse em reproduzir o trabalho, existe a possibilidade de optar pela programação utilizada neste trabalho. Para tanto, há que se compor as rotinas em um único programa ou trabalhar com as mesmas de forma isolada, haja vista que o resultado deve ser o mesmo, diferindo apenas no tempo gasto com esta operação. As telas dos programas utilizados são apresentadas no apêndice I.

Além disso, foi necessário determinar o final da fase de centelhamento, para possibilitar o seu estudo, pois a topografia da peça é gerada neste momento. Para isto, desenvolveu-se uma rotina em Matlab 5.0 que efetuava basicamente a leitura dos arquivos RMS dos sinais, inseria uma linha de tendência (um polinômio de oitavo grau), calculava a derivada desta função e as raízes desta última. Posteriormente era feita uma análise das raízes encontradas e escolhia-se a que melhor representava o início do centelhamento. De posse do início do centelhamento, calculava-se o ponto onde este terminava, já que o tempo de centelhamento, bem como a taxa de amostragem eram conhecidas. Conhecido o ponto final do centelhamento, adquiria-se, em um novo arquivo, alguns pontos anteriores ao mesmo, correspondente à uma porção da última rotação da peça. Essa última aquisição foi feita sempre com número de pontos potência de 2, para possibilitar a extração dos espectros de frequência via FFT. O programa em Matlab é apresentado no apêndice II.

## **Capítulo 5**

### **Resultados e Discussões**

Neste capítulo apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos nos ensaios efetuados. A influência do desgaste do rebolo, da agressividade de dressagem, da velocidade da peça e do tempo de centelhamento na rugosidade e circularidade das peças bem como na vibração do processo, são avaliados.

#### **5.1 Resultados Referentes ao Rebolo FE 38 A 80 K**

##### **5.1.1 Qualidade Superficial e de Forma**

Foram medidas a rugosidade média ( $R_a$ ), a rugosidade máxima ( $R_y$ ) e a circularidade a cada 5 peças retificadas. Como descrito no capítulo 4, o rugosímetro trabalhou com “*cut-off*” ajustado em 0,8 mm, conforme recomendação de NOVASKI (1994), e norma ISO.

Nos ensaios realizados, todas as medidas de circularidade, efetuadas com o corpo de prova fixo ao contra ponto da máquina, apresentaram resultados menores que 2  $\mu\text{m}$ , que é um valor bem menor que aquele tolerado em operações de retificação de acabamento. Isso leva à conclusão de que para o rebolo FE 38 A 80 K, trabalhando com as condições apresentadas no capítulo

anterior, a velocidade da peça, o tempo de centelhamento, a agressividade do rebolo, a vibração do processo e o desgaste do rebolo não influenciam a circularidade da peça. Como foi mencionado na literatura (MALKIN, 1989) a vibração deveria ter influenciado a circularidade. Provavelmente, a vibração que ocorreu no processo em estudo foi do tipo forçada, haja vista, que não sofreu influência da velocidade da peça como será mostrado em itens posteriores, contrário do que afirma SOLLERO (1985). Em geral, aumentos grandes de circularidade devem-se à condições onde o processo é instável em relação às vibrações auto-excitadas. Cabe ressaltar que esta conclusão, assim como as demais a serem feitas ao longo deste capítulo, são válidas dentro do campo de variação utilizado nos ensaios.

Em todos os ensaios realizados a perda diametral do rebolo foi pequena (menor que 0,04 mm), bem menor que o diâmetro médio do grão abrasivo que, por ser de grana 80, tem diâmetro menor que 0,225 mm, de acordo com MALKIN (1989). Assim, durante todos os ensaios não houve grande remoção de grãos, mas sim perda de afiação e/ou quebra das arestas dos grãos. O que se percebeu também durante todos os ensaios foi o entupimento dos poros do rebolo por cavacos. Sua coloração tornou-se escura logo no início dos ensaios e sempre (mesmo após sucessivas dressagens) permaneceu mais escura que a parte do rebolo que não participava do corte. Então, os fenômenos que vão ser comentados a seguir que causaram a variação da rugosidade da peça à medida que o corte prosseguia, estão relacionados principalmente com o fenômeno de desgaste microscópico que acontece no grão e nos poros do rebolo e não nos fenômenos mais macroscópicos que aconteceriam se houvesse perda acentuada de grãos e de volume do rebolo

As figuras 5.1 a 5.6 mostram os gráficos de rugosidade média e rugosidade máxima versus volume de cavaco removido específico (volume de cavaco removido por unidade de largura do rebolo) obtidos com 3 condições de centelhamento, a saber, centelhamento completo, centelhamento parcial e uma quase ausência de centelhamento (somente duas rotações da peça).

Observando as figuras 5.1 e 5.2 relativas aos ensaios realizados com tempo de centelhamento de 15 s (centelhamento completo), nota-se que a rugosidade média e a rugosidade máxima apresentaram comportamento muito semelhante.

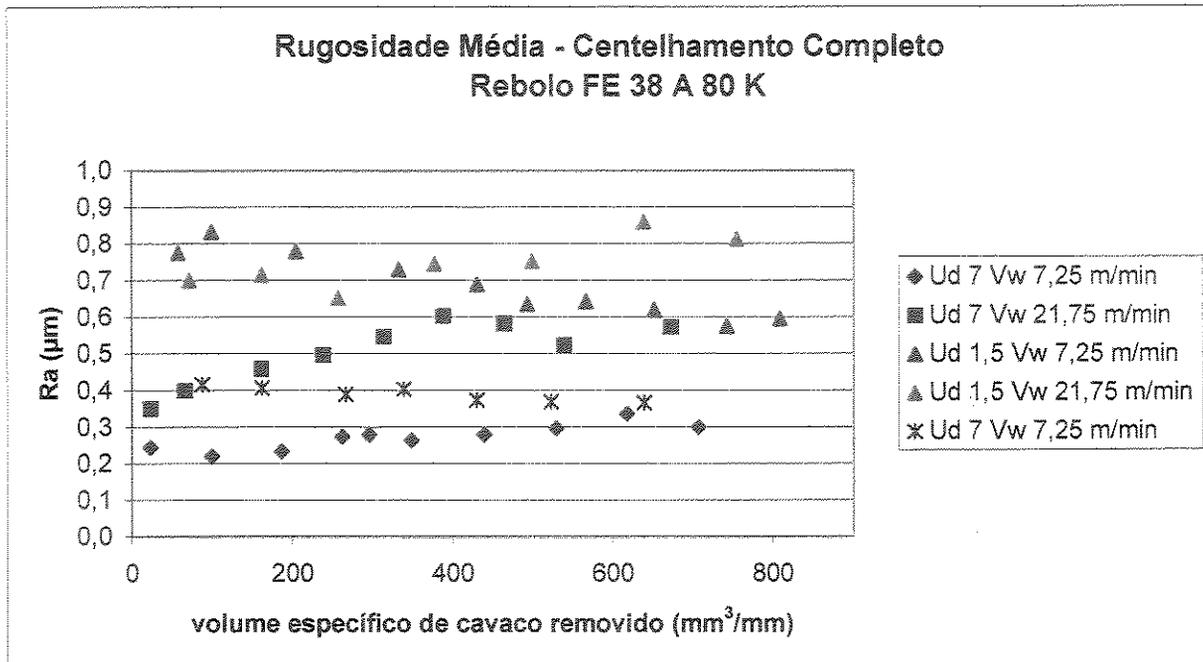


Figura 5.1 – Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo

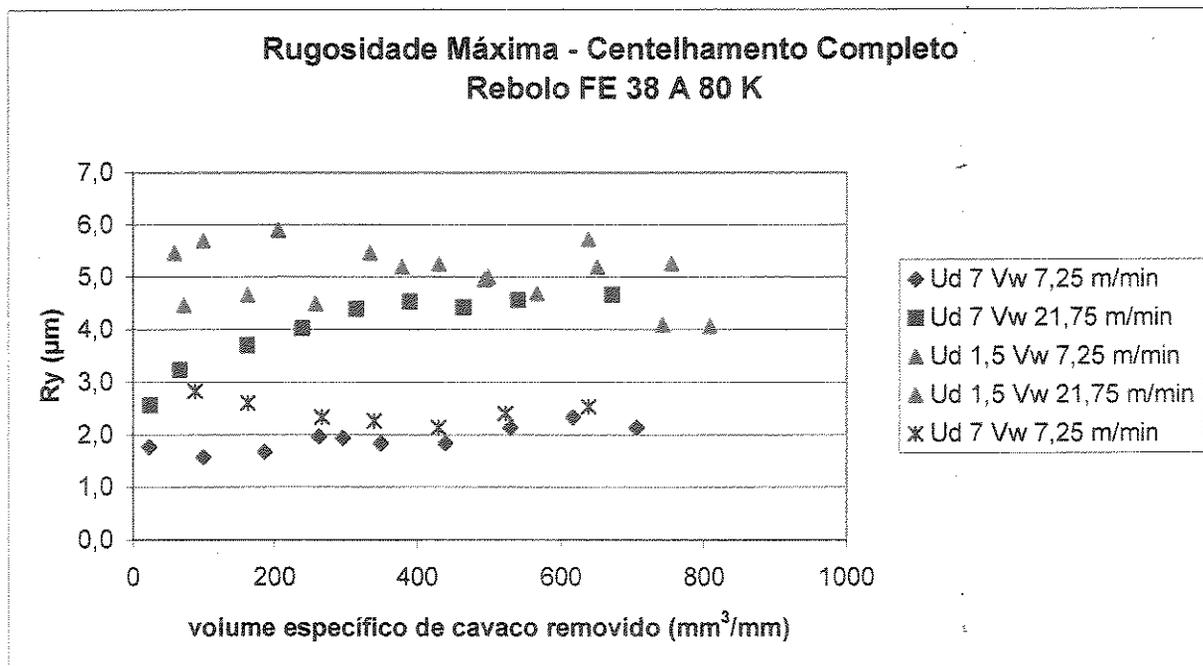


Figura 5.2 – Rugosidade máxima (Ry) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo

Além disso, tanto a agressividade do rebolo ( $U_d$ ) quanto a velocidade da peça influenciaram na rugosidade. A influência do grau de recobrimento da dressagem na rugosidade da peça no início da vida do rebolo foi marcante. O menor  $U_d$ , ou seja um rebolo mais agressivo, no início da vida, gerou rugosidades inicialmente bem maiores que quando se utilizou  $U_d$  maior. Porém, à medida que o rebolo se desgastava, enquanto a rugosidade da peça usinada pelo rebolo mais agressivo ( $U_d$  menor) ficou constante ou até caiu, com rebolo menos agressivo ( $U_d$  maior) esta teve tendência de crescimento. O alto valor inicial da rugosidade bem como a sua queda com a utilização do rebolo, deve-se ao macro efeito de dressagem e sua perda ao longo do ensaio. Em outras palavras, como já citado anteriormente, um rebolo dressado com  $U_d$  baixo e grão abrasivo pequeno tem macro efeito acentuado. Assim, pelo menos inicialmente, o número de arestas ativas do rebolo é menor, fazendo com que cada aresta remova mais material, o que causa um maior valor de rugosidade. À medida que o rebolo é utilizado, ocorre a perda do macro-efeito, o número de arestas ativas aumenta e a rugosidade cai. O contrário ocorreu para os ensaios cujo rebolo foi dressado de maneira mais fina ( $U_d$  maior). Os valores de rugosidade começaram mais baixos, devido ao maior número de grãos ativos. Porém, dado ao alto valor de  $U_d$  e ao pequeno tamanho de grão utilizado, mesmo o micro-efeito de dressagem já estava atenuado. Assim, logo em seguida o grão apresentava áreas planas e a rugosidade subia.

A influência da velocidade da peça ( $v_w$ ) na rugosidade média obtida quando o rebolo estava recém dressado, foi menor, quase inexistente. Pode-se perceber, porém, dois comportamentos distintos, à medida que o volume de cavaco removido crescia. Com  $U_d$  maior, ou seja, um rebolo menos agressivo, as rugosidades no início da vida do rebolo são praticamente iguais e, ao fim do ensaio, com o grão abrasivo já bastante desgastado, a rugosidade da peça retificada com velocidade maior é cerca de 2 vezes maior do que a rugosidade daquela retificada com a menor velocidade. Por outro lado, com  $U_d$  menor, a rugosidade permanece igual para as duas condições de  $v_w$  por um determinado período alcançando uma diferença da casa de 33% com o desgaste do rebolo e um volume específico de cavaco removido de aproximadamente  $740 \text{ mm}^3/\text{mm}$ . Novamente, a menor rugosidade com o rebolo desgastado ocorreu quando foi utilizada uma velocidade da peça baixa. Então, a influência da velocidade da peça somente se deu à medida que o desgaste do rebolo ocorria. Nos ensaios efetuados, triplicou-se a velocidade das peças, mas manteve-se constante o avanço por volta, ou seja, triplicou-se também a velocidade de avanço.

Como o avanço por volta permaneceu constante, o mecanismo de remoção de cavacos é o mesmo para as duas situações. A diferença está no tempo gasto em cada uma das condições, ou seja, velocidades maiores da peça implicam em menor tempo para remoção da mesma quantidade de sobremetal. Isso implica, provavelmente, numa condição mais severa de retificação, haja vista, que haverá maior taxa de geração de calor bem como de deformação na região de corte. Esse fenômeno vai fazer com que a taxa de desgaste do rebolo seja maior para velocidades maiores da peça e, conseqüentemente, a rugosidade média obtida nesta condição também deve apresentar níveis piores com o decorrer do processo. A tendência mais acentuada de crescimento da rugosidade, bem como a perda de macro-efeito mais rápida com a velocidade da peça mais alta pode estar relacionada com a remoção da camada superficial dos grãos abrasivos, danificada durante a dressagem, mencionada por CHEN et al (1998) e citada no capítulo 2 deste trabalho.

As figuras 5.3 e 5.4 mostram os valores de rugosidade (Ra e Ry) contra o volume específico de material removido, quando o tempo de centelhamento utilizado era de 5 segundos e, portanto, o centelhamento não se realizava totalmente.

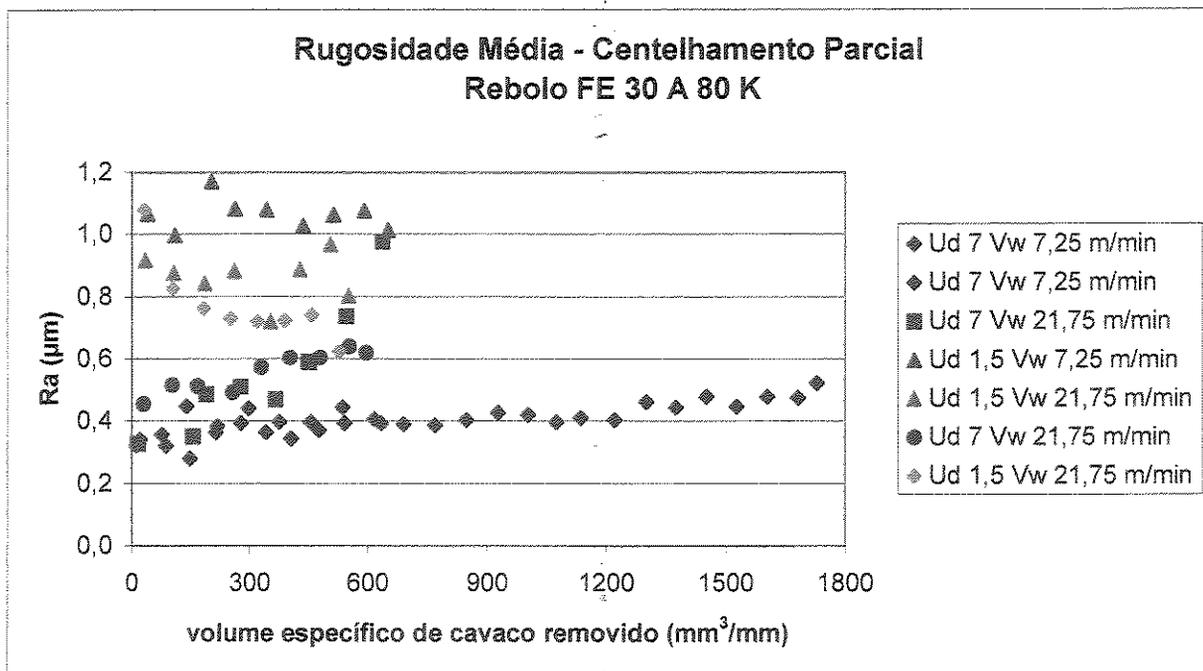


Figura 5.3 – Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial

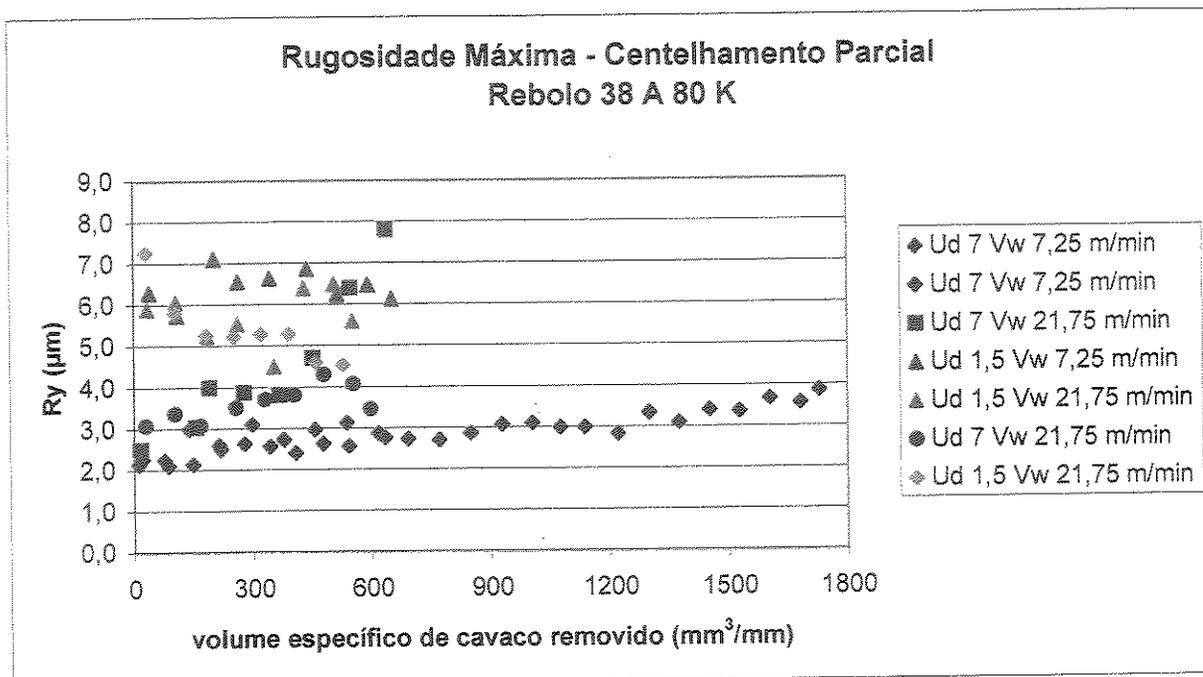


Figura 5.4 – Rugosidade máxima ( $R_y$ ) versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial

Novamente, a observação das figuras 5.3 e 5.4 mostra que a rugosidade média e a rugosidade máxima apresentam comportamento similar.

Comparando as figuras 5.1 e 5.2 com as figuras 5.3 e 5.4, percebe-se que a rugosidade aumentou aproximadamente 50% do centelhamento completo para o centelhamento parcial, ou seja, existe uma influência significativa do tempo de centelhamento na rugosidade das peças retificadas. Isso era esperado, haja vista que um centelhamento parcial implica em uma determinada porção de recuperação elástica do material não removida, porção esta de dimensões da ordem de grandeza das cristas de rugosidade, pois a circularidade das peças não foi afetada. No ensaio com  $U_d = 7$  e  $v_w = 21,75$  m/min e centelhamento parcial (figura 5.3) a taxa de crescimento da rugosidade com o volume de cavaco removido foi muito mais acentuada do que aquela que havia ocorrido para o ensaio nas mesmas condições e centelhamento completo (figura 5.1). Isso ocorre, possivelmente, porque o rebolo já inicia o ensaio pouco afiado e se desgasta rapidamente, devido a um  $h_{eq}$  elevado que implica numa condição mais severa de corte. Nos demais ensaios, a rugosidade manteve-se praticamente constante, sendo que nos casos em que o

rebolo iniciou o ensaio com uma agressividade maior, a rugosidade apresentou, inclusive, uma leve tendência de decréscimo. A tendência de decréscimo quando da utilização de rebolos mais agressivos deve-se, como já citado, à perda do macro-efeito de dressagem. Já a manutenção da rugosidade com o desgaste do rebolo para os ensaios com  $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  m/min mostra novamente a influência da velocidade da peça nos mecanismos de desgaste do rebolo. Quando  $h_{eq}$  é pequeno, o desgaste do rebolo é muito lento e para os ensaios mais curtos, quase imperceptível. Quando se realizou um ensaio mais longo nesta condição (volume de cavaco removido específico próximo a  $1800 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ) percebeu-se nitidamente o crescimento da rugosidade com o volume de cavaco removido também para  $U_d$  alto e  $v_w$  baixa.

Novamente um rebolo mais agressivo gerou peças com rugosidades aproximadamente 200% maiores que aquelas retificadas com um grau de recobrimento de dressagem maior. Por outro lado, no início dos ensaios, a influência da velocidade da peça foi pequena. Comportamento semelhante ao ocorrido no caso anterior (figura 5.1).

Há que se comentar que com centelhamento parcial, houve maior variação da rugosidade ao longo do desenvolvimento dos ensaios, tanto no sentido de crescimento, em alguns ensaios, quanto de decréscimo, em outros. Estes resultados conduzem à conclusão que a influência dos fenômenos explicados anteriormente quando dos comentários dos resultados das figuras 5.1 e 5.2 na rugosidade da peça (perda do macro e micro-efeito de dressagem principalmente) são mais marcantes quando a profundidade de usinagem é bem pequena, como ocorre no fim do período de centelhamento. Quando a profundidade é maior (que é o caso do centelhamento parcial), o maior valor de espessura equivalente do cavaco no fim do período de centelhamento tem maior influência na rugosidade.

Outro aspecto a ser analisado na figura 5.3 é que a rugosidade média das peças retificadas com centelhamento parcial,  $v_w = 7,25$  m/min e  $U_d = 7$  apresentam um crescimento inicial e estabilização em torno de  $0,4 \text{ }\mu\text{m}$  por um bom período e posterior tendência leve de elevação.

Uma análise complementar, realizada em um único ensaio em que foram removidos aproximadamente  $1800 \text{ mm}^3/\text{mm}$  ao invés dos  $600 \text{ mm}^3/\text{mm}$  dos demais ensaios, foi relativa a

micro dureza. A finalidade desta análise foi verificar se houve queima, pois este fenômeno também é um parâmetro utilizado para definir fim de vida do rebolo, como mencionado no capítulo 2. O resultado da micro dureza Vickers 0,3/30 realizado em uma peça no início do ensaio outra no meio e uma terceira no final do mesmo foi de 770 HV, 764 HV e 743 HV respectivamente (média de várias medições). Isso indica que não houve queima das peças, pois a teoria comenta que no caso de queima, a dureza superficial aumenta, ocorrendo um decréscimo nas camadas sub superficiais (MALKIN, 1989).

As figuras 5.5 e 5.6 mostram, respectivamente, as rugosidades média e máxima das peças obtidas nos ensaios em que o tempo de centelhamento foi suficiente para que a peça completasse 2 rotações (entre 0,3 a 0,9 s aproximadamente). Em outras palavras, quase não houve centelhamento e, pode-se dizer, que a rugosidade obtida é aquela decorrente efetivamente do processo de corte, desprezando-se o centelhamento.

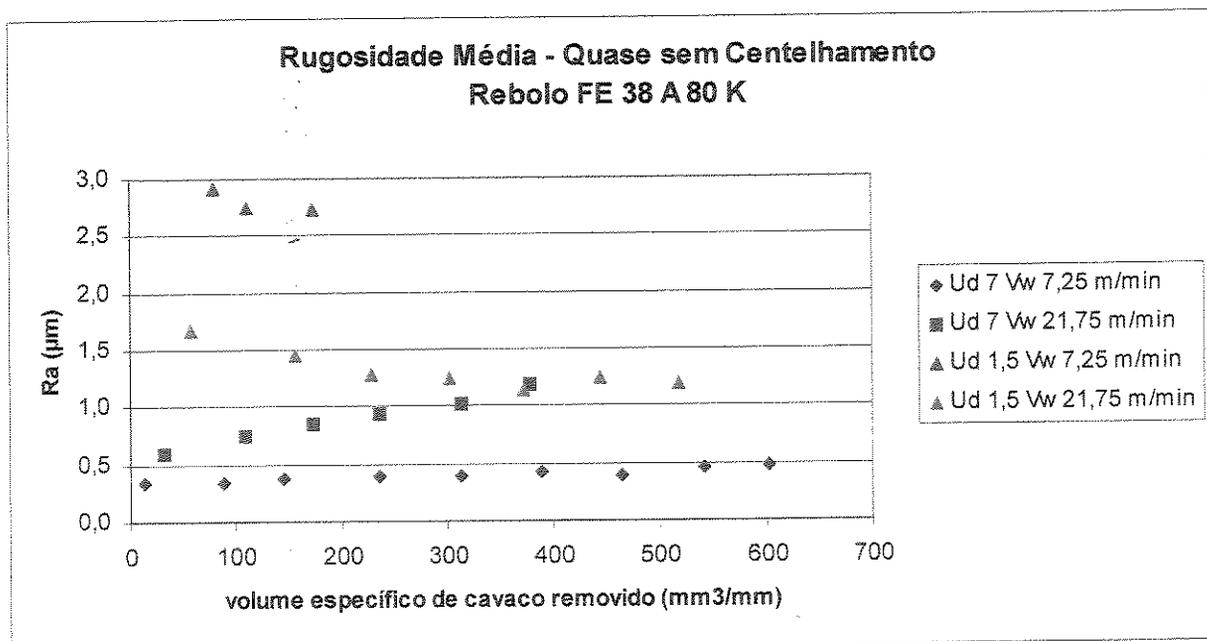


Figura 5.5 – Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento

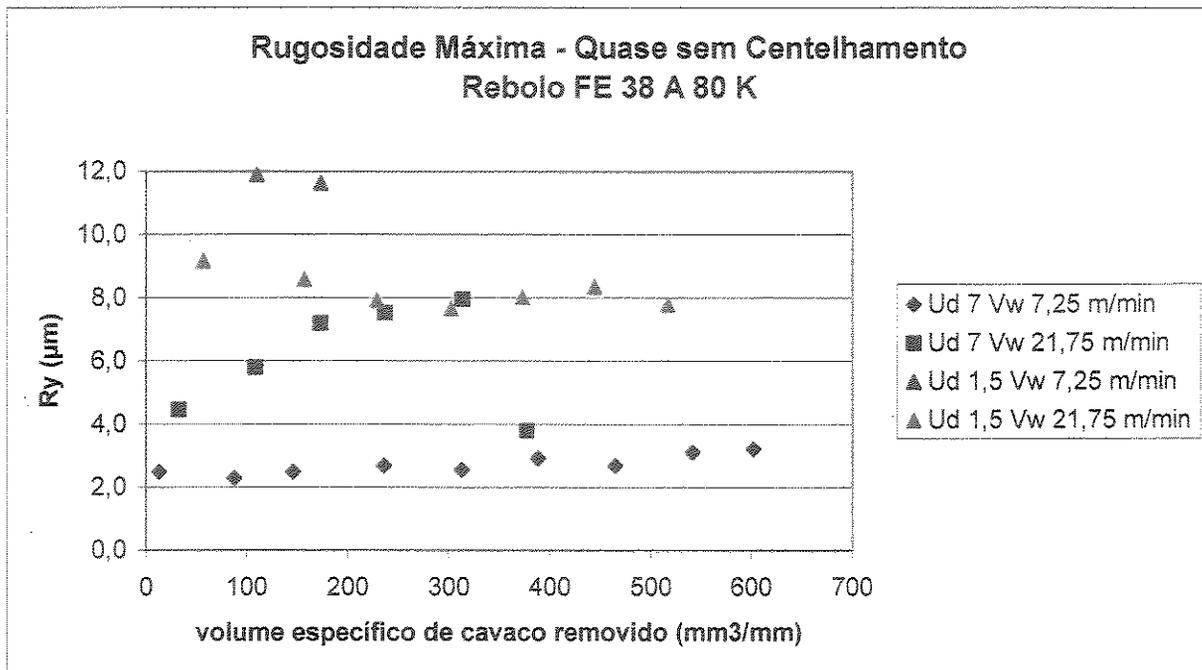


Figura 5.6 – Rugosidade máxima (Ry) versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento

Da mesma forma que nos ensaios anteriores, o comportamento da rugosidade máxima (Ry) e da rugosidade média (Ra) foi similar.

Comparando-se as figuras 5.5 e 5.3 nota-se que o primeiro caso gerou rugosidades maiores que o segundo e na usinagem com rebolo mais agressivo essa diferença de rugosidade foi ainda maior, haja vista que agora praticamente não há centelhamento para corrigir a rugosidade. Isto mostra que o centelhamento atenua os efeitos que um rebolo bastante agressivo causa na rugosidade. Continuou também acentuada a influência do grau de recobrimento de dressagem no acabamento da peça. A dressagem do rebolo de maneira mais agressiva gera maior rugosidade da peça independentemente do tempo de centelhamento utilizado.

Uma segunda observação que pode ser feita na figura 5.5 é que com rebolo pouco agressivo, uma maior velocidade da peça gera uma maior rugosidade da mesma. Por outro lado, com o rebolo mais agressivo esse comportamento se inverte e a diferença de rugosidade, devido à variação de velocidade da peça, fica bem maior. O maior valor da rugosidade para a maior

velocidade da peça quando se tinha rebolo pouco agressivo era esperado, já que se trabalhou com uma espessura equivalente de cavaco maior, que não era corrigida pelo centelhamento. Porém, a muito maior rugosidade da peça para a menor velocidade quando os rebolos eram dressados com grau de recobrimento menores não era esperada. Talvez isto se deva à auto-afiação do rebolo provocada pela maior velocidade ou à maior eficiência da formação do cavaco (devido à menor pressão de corte) proporcionada por um  $h_{eq}$  maior, que faz com que o riscamento da peça seja menor – como não há centelhamento para corrigir o maior riscamento da peça com velocidade menor, a rugosidade com velocidade maior fica menor.

Ainda em relação à figura 5.5, percebe-se a perda do macro-efeito de dressagem nos casos em que a retificação foi feita com o rebolo mais agressivo através da diminuição da rugosidade com o desgaste do rebolo. Além disso, nos casos em que o rebolo estava menos agressivo nota-se uma tendência de crescimento da rugosidade, mais acentuada quando a velocidade da peça é mais alta e menos acentuada quando ocorre o contrário. Provavelmente porque velocidades maiores da peça caracterizam uma usinagem mais agressiva, como mencionado anteriormente.

Analisando-se as figuras 5.1, 5.3 e 5.5 pode-se concluir que dressagens mais finas ( $U_d$  mais altos) são mais suscetíveis à influência da velocidade da peça na taxa de crescimento do desgaste e conseqüentemente na rugosidade da mesma. Por outro lado, dressagens mais grossas tendem a apresentar comportamento diverso, haja vista que a característica inicial, nesses casos, apresenta uma maior variação.

As principais conclusões que podem ser retiradas sobre a influência dos parâmetros estudados no comportamento da rugosidade da peça são:

- O grau de recobrimento de dressagem e o tempo de centelhamento têm uma forte influência nos valores iniciais de rugosidade, muito mais forte que a influência da velocidade da peça;
- O tempo de centelhamento também tem forte influência na rugosidade da peça. Quanto maior esse tempo, menor a rugosidade obtida;

- Quando se tem grau de recobrimento de dressagem baixo (alta agressividade do rebolo) a rugosidade tende a cair ou, no mínimo, manter-se constante com o crescimento do volume de cavaco removido. Por outro lado, quando se tem grau de recobrimento alto (baixa agressividade do rebolo) a tendência da rugosidade é crescer com o volume de cavaco removido, principalmente em velocidades altas da peça;
- A velocidade da peça influenciou principalmente a taxa de crescimento da rugosidade da peça com o volume de cavaco removido, quando se tinha grau de recobrimento alto. Neste caso, a alta velocidade da peça gerou rápido crescimento da rugosidade para todos os tempos de centelhamento testados.

Baseado nestas conclusões pode-se estabelecer as condições de usinagem que devem ser utilizadas em processos de acabamento, onde se desejam baixas rugosidades da peça. O ponto mais importante é que se utilize alto grau de recobrimento de dressagem. A maioria das peças retificadas nos ensaios realizados com baixo grau de recobrimento tiveram rugosidade média ( $R_a$ ) acima de  $0,8 \mu\text{m}$ , que é um valor alto para uma operação de acabamento. Também é interessante que se utilize centelhamento completo. Por outro lado, não é tão importante que se utilize baixa velocidade da peça, a menos que seja interessante uma baixa taxa de crescimento da rugosidade. Assim, poder-se-ia ter valores maiores de velocidade para que o processo se torne mais produtivo. Ainda em relação ao tempo dedicado à fase de centelhamento, pode se começar com um centelhamento mais curto e, à medida que o rebolo se desgasta, aumentar-se este tempo para que se adie a dressagem do rebolo. Por exemplo, suponha-se um processo de retificação de mergulho em que se utilizou  $U_d = 7$ ,  $v_w = 21,75 \text{ m/min}$ , tempo de centelhamento de 5 s (centelhamento parcial) e que a rugosidade limite é  $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ . Pode-se iniciar com o tempo de centelhamento proposto até que o volume de cavaco removido atinja  $450 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , de acordo com a figura 5.3. A partir deste momento pode-se aumentar o tempo de centelhamento, ao invés de dressar o rebolo e, mesmo assim, a rugosidade da peça não ultrapassaria seu valor limite. Assim, conseguir-se-ia um tempo extra de vida do rebolo. Uma outra alternativa a estas

condições de usinagem é se utilizar dressagem fina ( $U_d$  alto) e velocidade da peça baixa, com centelhamento parcial. Com isto ter-se-á maior tempo de usinagem por peça com relação ao exemplo anterior, devido à menor velocidade da peça (e conseqüente menor velocidade de avanço do rebolo), porém menor número de operações de dressagem, já que somente com 1800 mm<sup>3</sup>/mm de cavaco removido é que se aproximou da rugosidade limite de 0,6 µm nestas condições (figura 5.4). Além disso, pode-se aumentar o tempo de centelhamento para que a dressagem seja postergada.

### 5.1.2 Análise do Sinal da Vibração durante o Corte

O sinal bruto de vibração do processo durante o corte, sem informações sobre o tempo de deformação elástica ou centelhamento, foi adquirido. Posteriormente foi extraído a RMS deste sinal, utilizando uma constante de tempo de aproximadamente 195 ms. As figuras 5.7, 5.8 e 5.9 mostram os gráficos obtidos nas condições de centelhamento total, parcial e com 2 voltas da peça, respectivamente. Como a aquisição destes sinais foi feita durante o corte (antes do centelhamento) a figura 5.8 é uma replicação da 5.7 e a 5.9 uma replicação das outras duas. Assim, o comentário sobre estas figuras será feito em conjunto.

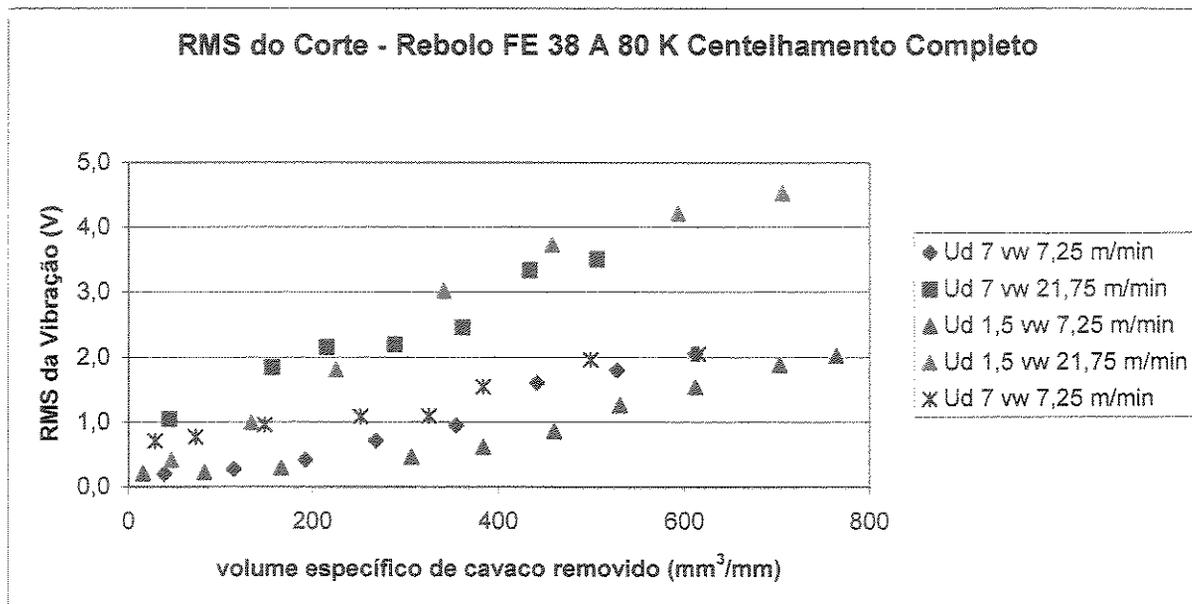


Figura 5.7 – RMS do corte versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo

Analisando-se as figuras 5.7 a 5.9 percebe-se que em todos os casos ensaiados, a vibração durante o corte aumentou com o volume de cavaco removido. Velocidades mais altas da peça geraram taxas de crescimento da vibração mais elevadas. O grau de recobrimento de dressagem influenciou pouco na vibração. Fica então demonstrado que o volume de cavaco removido por unidade de tempo (proporcional à velocidade da peça, já que o avanço por volta foi mantido constante) é mais importante para a vibração da peça que a agressividade do rebolo (representada pelo grau de recobrimento de dressagem), pois, como mencionado anteriormente, uma maior velocidade da peça implica numa condição mais severa de corte, resultando em maiores esforços de corte e conseqüente vibração originada por estes esforços. Além disso, ocorre um desgaste mais acelerado do rebolo, que incentiva ainda mais os esforços de corte. Interessante notar que estas influências são exatamente opostas às referentes à rugosidade das peças.

Comparando-se a figura 5.7 com as figuras 5.1 e 5.2, bem como a figura 5.8 com as 5.3 e 5.4 e ainda a 5.9 com as 5.5 e 5.6, pode-se afirmar que a vibração do corte na retificação, não tem relação com a rugosidade gerada na peça. A vibração do corte cresce significativamente com o desgaste do rebolo e o mesmo não ocorre com a rugosidade que varia muito pouco e, em alguns casos, até decresce. Outra observação que pode ser feita em relação a estas comparações é que

velocidades da peça maiores geraram níveis de vibração mais elevados, bem como taxas de crescimento dos valores de vibração com o volume de cavaco removido também mais acentuados, o que nem sempre ocorreu com a rugosidade das peças. Relembrando, o grau de recobrimento é que foi o principal fator de influência na rugosidade. A taxa de crescimento da rugosidade da peça foi elevada para a velocidade da peça elevada, somente quando se tinha grau de recobrimento de dressagem alto (dressagem fina). Uma possível explicação para esses fenômenos é a presença do centelhamento que corrige praticamente toda influência da vibração na rugosidade.

Então, para se encontrar uma correlação entre rugosidade e vibração é necessário que se monitore a vibração nos momentos finais do centelhamento, já que é nesta fase do ciclo de retificação que se define a rugosidade da peça. Isto foi feito e está mostrado nas figuras 5.10, 5.11 e 5.12, onde se monitorou somente uma parcela do segundo final da etapa de centelhamento. Antes porém, é importante afirmar que os níveis de vibração obtidos em todos os ensaios depois de transcorrido algum tempo de corte são facilmente perceptíveis aos operadores usuais de máquinas retificadoras, que certamente fariam com que estes promovessem a dressagem do rebolo, pois o ruído sonoro proveniente do processo já era bastante grande. Porém, em muitos destes casos tanto a rugosidade da peça, quanto a circularidade estão em valores menores do que aqueles que se esperam de operações de acabamento ( $R_a = 0,6 \mu\text{m}$  e circularidade =  $2 \mu\text{m}$ ) e, pelo menos considerando-se somente critérios técnicos, a dressagem não é necessária. Há que se considerar, porém, a rigidez da peça. Os corpos de prova utilizados neste estudo tinham uma relação comprimento/diâmetro da ordem de 3. Tal relação é próxima àquelas utilizadas em um bom número de peças no meio industrial. Porém, crê-se que, se a peça e/ou a máquina fossem mais rígidas, a vibração não subiria tanto e não traria tanto desconforto ao operador da máquina, que poderia então realmente deixar os critérios técnicos estabelecerem o fim da vida da ferramenta.

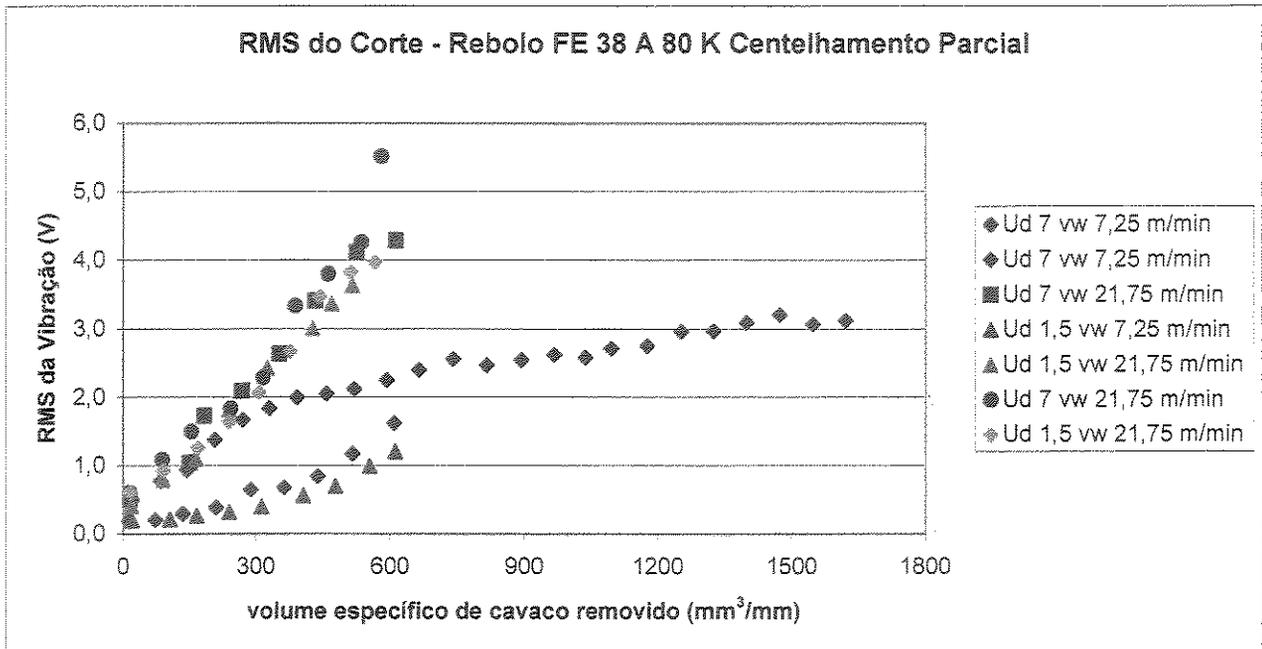


Figura 5.8 – RMS do corte versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial

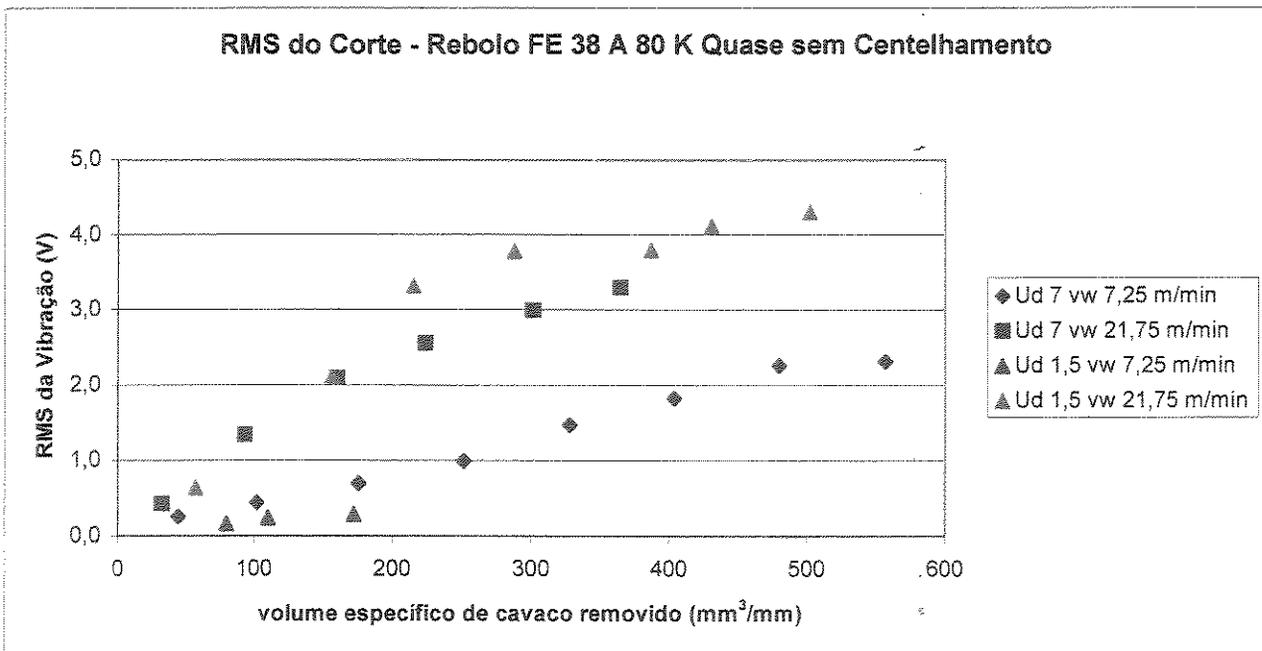


Figura 5.9 – RMS do corte versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento

### 5.1.3 Análise do Sinal da Vibração ao Final do Centelhamento

As figuras 5.10, 5.11 e 5.12 mostram o sinal de vibração adquirido de uma porção da última rotação do centelhamento versus o volume específico de cavaco removido.

Observando-se a figura 5.10 pode-se verificar que o centelhamento completo causou um forte amortecimento da vibração. Na figura 5.7 vê-se que, no início da vida do rebolo, a RMS da vibração estava sempre abaixo de 1,2 V, enquanto que na figura 5.10, o maior valor de vibração no início da vida do rebolo é 0,16 V. Mesmo no fim da vida do rebolo, para o ensaio com  $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  mm/min, que foi o ensaio onde se tem a maior vibração no fim do centelhamento, ela está na casa de 0,43 V, próxima aos patamares de vibração obtidos durante o corte no início da vida do rebolo. Excetuando-se este ensaio, vê-se que o amortecimento causado pelo centelhamento foi ainda mais forte.

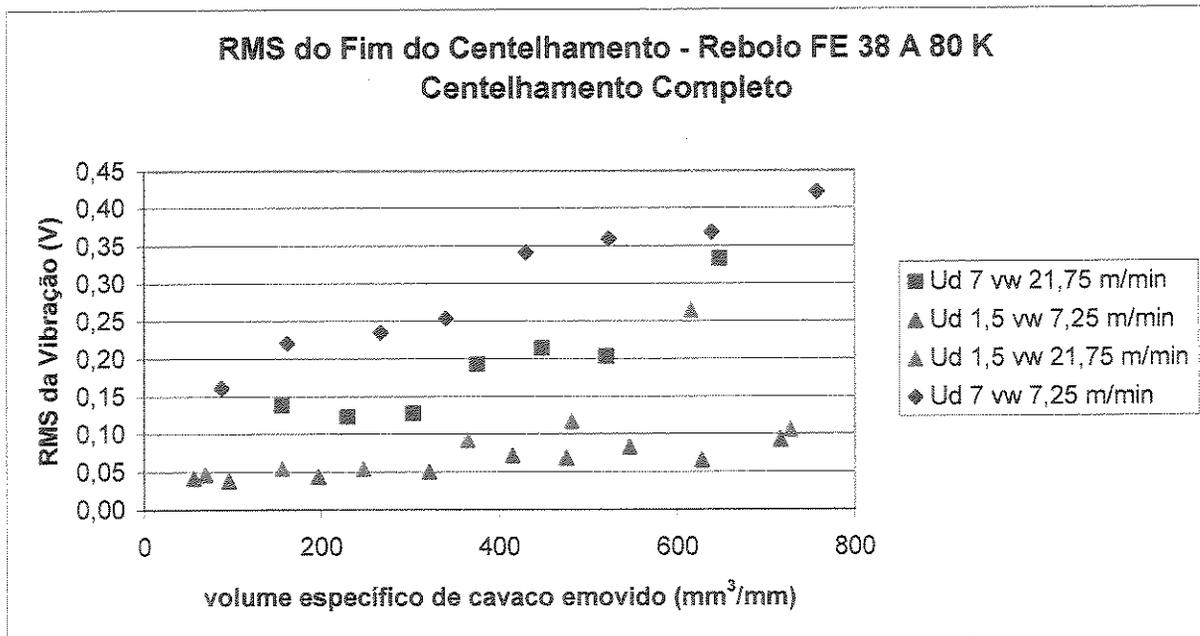


Figura 5.10 – RMS da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo

Ainda analisando-se a figura 5.10 nota-se que a vibração ao final do centelhamento sempre cresce com o volume específico de cavaco removido. Comparando-se as figuras 5.1, 5.2 e 5.10, observa-se que a vibração ao final do centelhamento não influencia a rugosidade média nem a rugosidade máxima das peças retificadas, pois ao contrário da vibração, a rugosidade às vezes ( $U_d = 1,5$  e  $v_w = 7,25$  m/min) decresce. Além disso, a vibração mais elevada ao final do centelhamento no início da vida do rebolo corresponde à condição de  $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  m/min. Por outro lado, esta mesma condição apresenta o mais baixo nível de rugosidade. Essa falta de influência pode ser explicada pelos baixos níveis de vibração envolvidos nestes ensaios. Como já citado, o amortecimento da vibração ao longo do centelhamento foi muito grande. Outro ponto que pode ser observado é o fato de que a vibração durante o corte tem uma taxa de crescimento muito mais elevada com o desgaste do rebolo do que a vibração ao final do centelhamento. Isso indica que o amortecimento da vibração pelo centelhamento ocorre de forma não linear. Por exemplo, o caso em que  $U_d = 1,5$  e  $v_w = 21,75$  m/min, no início da vida do rebolo apresenta uma vibração durante o corte de aproximadamente 0,5 V (figura 5.7), que é amortecida pelo centelhamento para aproximadamente 0,05 V (figura 5.10), ou seja, aproximadamente 10 vezes. Após a retificação de  $700 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , a vibração passou de 4,5 V (figura 5.7) para 0,26 V (figura 5.10), ou seja, um amortecimento da casa de 17 vezes. Isso faz com que o centelhamento tenha um papel fundamental no processo de retificação. Mesmo no caso em que a vibração ao fim do centelhamento é alta no fim da vida do rebolo ( $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  mm/min), a vibração caiu de 2,1 V (figura 5.7) no corte para 0,43 V (figura 5.10) no fim do centelhamento. Cabe ressaltar que os 2 ensaios que apresentaram menor vibração ao fim do centelhamento foram aqueles com  $U_d$  baixo (rebolo agressivo). Isso ocorre, provavelmente, porque ao final do centelhamento  $h_{eq}$  é bem baixo. Nestas condições, a agressividade do rebolo e, conseqüentemente, a eficiência na formação do cavaco é de fundamental importância na diminuição da vibração.

Antes de se prosseguir na análise da vibração ao fim do centelhamento, agora com centelhamentos mais curtos, é importante notar que o fenômeno que causa a rugosidade na peça não é o mesmo que causa sua vibração, pelo menos levando em consideração uma faixa ampla de frequências como na análise que aqui se está fazendo. Um fato que deve ser lembrado é que, nos ensaios realizados, a vibração do processo é medida em um sentido e a rugosidade da peça é medida em outro. Muito provavelmente, o aumento da vibração que é em grande parte

amortecido por um centelhamento completo, está ligado ao empastamento do rebolo, enquanto o comportamento da rugosidade à medida que se utiliza o rebolo (ora crescendo e ora decrescendo) está ligado aos macro e micro-efeitos de dressagem.

A figura 5.11 mostra o valor de vibração ao fim do centelhamento quando o tempo desta etapa foi fixado em 5 s. A análise desta figura conjuntamente com as figuras 5.8 e 5.10 permite concluir que muito da vibração da peça ocorrida durante o corte ainda não foi amortecida depois de 5 s de centelhamento. Na figura 5.8 (vibração durante o corte) nota-se que a vibração da peça no início da vida do rebolo é sempre menor que 0,5 V, enquanto que na figura 5.11 (vibração ao fim do centelhamento parcial) esta é sempre menor que 0,25 V e na figura 5.10 (vibração ao fim do centelhamento total) é menor que 0,16 V. A mesma análise pode ser feita para o instante de fim de ensaio.

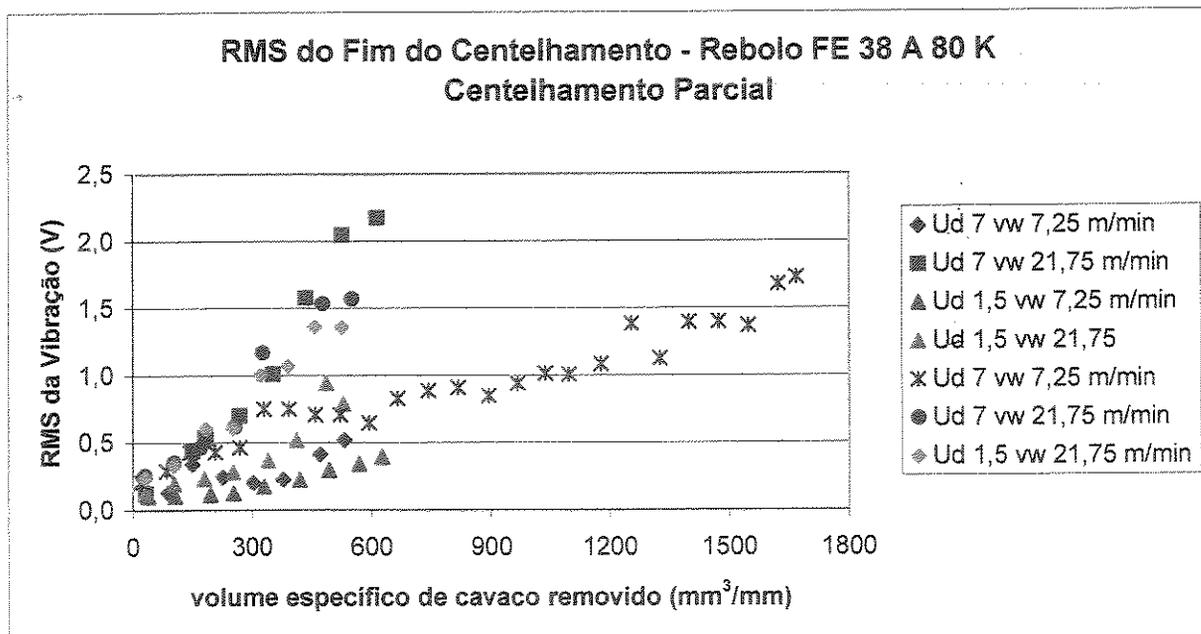


Figura 5.11 – RMS da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial

A observação da figura 5.11 permite ainda concluir que a vibração cresceu com o volume de material removido. Comparando-se as figuras 5.10 e 5.11 nota-se que a taxa de crescimento da vibração com o desgaste do rebolo tem relação com o tempo de centelhamento. Tempos de

centelhamento maiores implica em maior amortecimento da vibração ao longo do tempo de corte. Em outras palavras, a taxa de crescimento da vibração ao fim do centelhamento com o volume de cavaco removido foi, em geral, maior quando se teve centelhamento parcial do que quando se teve centelhamento total. Isto significa que a condição do rebolo influencia mais a vibração da peça após 5 s de centelhamento do que quando se teve centelhamento completo (exceto para a condição  $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  mm/min).

Mesmo com o crescimento da vibração, comparando-se as figuras 5.3, 5.4 e 5.11 não é possível estabelecer-se uma relação entre a rugosidade da peça e a vibração do processo, pois no início da vida do rebolo os níveis de vibração ao final do centelhamento são praticamente iguais, o mesmo não ocorrendo com as rugosidades. Além disso, a vibração apresentou crescimento acentuado com o desgaste do rebolo diferentemente do que ocorreu com as rugosidades que, em alguns ensaios (aqueles com  $U_d$  alto) teve leve tendência de crescimento e, em outros, teve tendência de diminuição com o volume de cavaco removido. Portanto, a vibração, mesmo ao fim do tempo de centelhamento, não é capaz de detectar os fenômenos ligados ao desgaste do rebolo que causam o crescimento da rugosidade. Novamente, há indícios de que os fenômenos que fazem a vibração variar à medida que se utiliza o rebolo, não são os mesmos que causam a variação da rugosidade.

Uma outra observação passível de ser feita, observando-se os gráficos 5.3, 5.4, 5.10 e 5.11 é que o aumento do tempo de centelhamento (de 5 s para 15 s) implica numa menor rugosidade da peça e uma menor vibração ao final do centelhamento, mas a queda da vibração é mais acentuada.

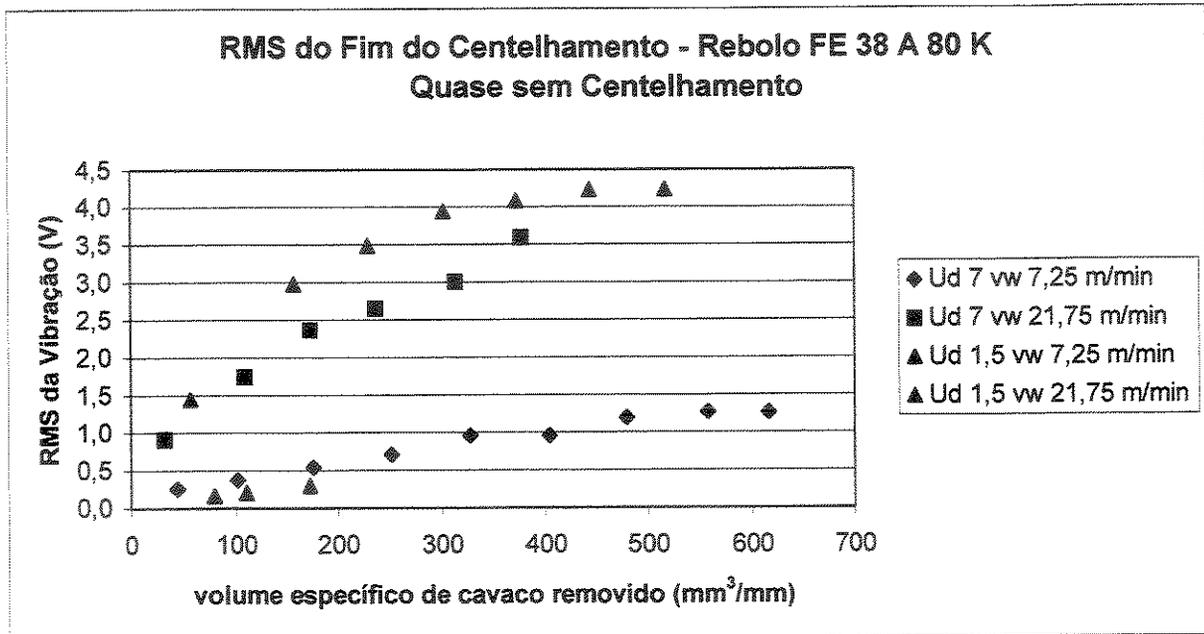


Figura 5.12 – RMS da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento

A figura 5.12 mostra a vibração ocorrida durante o centelhamento, quando tal etapa durava somente o suficiente para que a peça girasse 2 vezes em torno de si mesma

Comparando-se as figuras 5.7, 5.8, 5.9 e 5.12 percebe-se que um tempo de centelhamento equivalente a 2 rotações da peça praticamente não amortece a vibração, pois os níveis de vibração apresentados durante o corte diferem muito pouco dos apresentados ao final do centelhamento mencionado. Comparando-se as figuras 5.11 e 5.12 percebe-se que a redução do tempo de centelhamento de 5 segundos para 2 rotações (em média menor do que 1 segundo) gera um amortecimento muito menor da vibração. Além disso, comparando-se as figuras 5.3 e 5.12, nota-se novamente que a vibração do processo não tem relação com a rugosidade, pois a vibração tende a crescer com o desgaste do rebolo, diferentemente da rugosidade que apresenta comportamento aleatório. Por exemplo, nos casos em que a retificação é feita com o rebolo mais agressivo, a rugosidade tende a cair em função da perda do macro-efeito, por outro lado, a vibração do processo tende a subir em função do desgaste do rebolo. Nem a rugosidade das peças retificadas com o rebolo recém dressado, que neste ensaio foram bem maiores que nos outros

(figuras 5.1 a 5.6), está relacionada diretamente com a vibração do processo. Vê-se, por exemplo, que a rugosidade no início da vida do rebolo obtida no ensaio com  $U_d = 1,5$  e  $v_w = 7,25$  mm/min, foi a maior de todas (figuras 5.5 e 5.6), enquanto que sua vibração foi a menor delas (figura 5.12).

Para finalizar este item relativo à vibração não filtrada monitorada no processo, pode-se afirmar o seguinte:

- O centelhamento provoca um acentuado decréscimo da vibração, muito mais acentuado que o que causado na rugosidade;
- A velocidade da peça influencia muito mais a taxa de crescimento da vibração com o volume de cavaco removido que o grau de recobrimento de dressagem;
- O comportamento da vibração tanto durante o corte, quanto ao fim do centelhamento, com o volume de cavaco removido é bem diferente daquele obtido para a rugosidade, o que inviabiliza a utilização deste parâmetro para o monitoramento da rugosidade e o estabelecimento do momento de dressagem do rebolo;
- A vibração da peça e do contra ponto não foi fator decisivo para o comportamento da rugosidade da peça. A vibração sempre cresceu muito mais que a rugosidade, o que poderia levar um operador a dressar o rebolo somente levando em conta o som emitido pelo processo, mesmo ainda conseguindo-se obter peças com boa qualidade;
- Os fenômenos que geram a vibração da peça e do contra ponto fixo da máquina, não são os mesmos que geram a rugosidade neste amplo espectro de frequências.

Em trabalhos futuros pensa-se em realizar o mesmo tipo de ensaio em peças e máquinas mais rígidas, de tal maneira que a vibração da peça não cresça tanto e, possibilitando-se verificar se o comportamento da vibração é mais próximo daquele obtido com a rugosidade.

#### **5.1.4 Análise de Frequências do Sinal da Vibração durante o Centelhamento**

Após analisar o sinal de vibração adquirido durante o corte e ao final do centelhamento no domínio do tempo, fez-se uma análise do mesmo no domínio da frequência. A figura 5.13 mostra diversos espectros de frequência do sinal de vibração ao longo do ensaio.

Analisando-se a figura 5.13 pode-se observar que a energia do sinal entre as frequências de 1000 Hz a 2000 Hz, aumenta com o desgaste do rebolo e é predominante no processo. Ao extrair-se a RMS do sinal de vibração ao fim do centelhamento completo (figura 5.10), o sinal situado entre as frequências mencionadas sobrepõe-se ao sinal em outras frequências e o comportamento do sinal não filtrado fica muito similar àquele obtido somente com estas frequências. Assim, o sinal nesta banda de frequências passa a não ser de utilidade para o acompanhamento da rugosidade da peça e o estabelecimento do momento de dressagem. Ainda com relação à figura 5.13, nota-se que existem sinais em frequências mais baixas, cuja análise da amplitude é prejudicada pela escala. Baseado nessa observação, decidiu-se filtrar o sinal com um filtro passa banda e frequências de corte de 50 Hz e 700 Hz. Abaixo de 50 Hz aparece um ruído bastante alto no sinal e, por isso, decidiu-se não utilizá-lo. Utilizou-se a frequência de 700 Hz como nível superior do filtro para se garantir o não aparecimento de sinais acima de 1000 Hz.

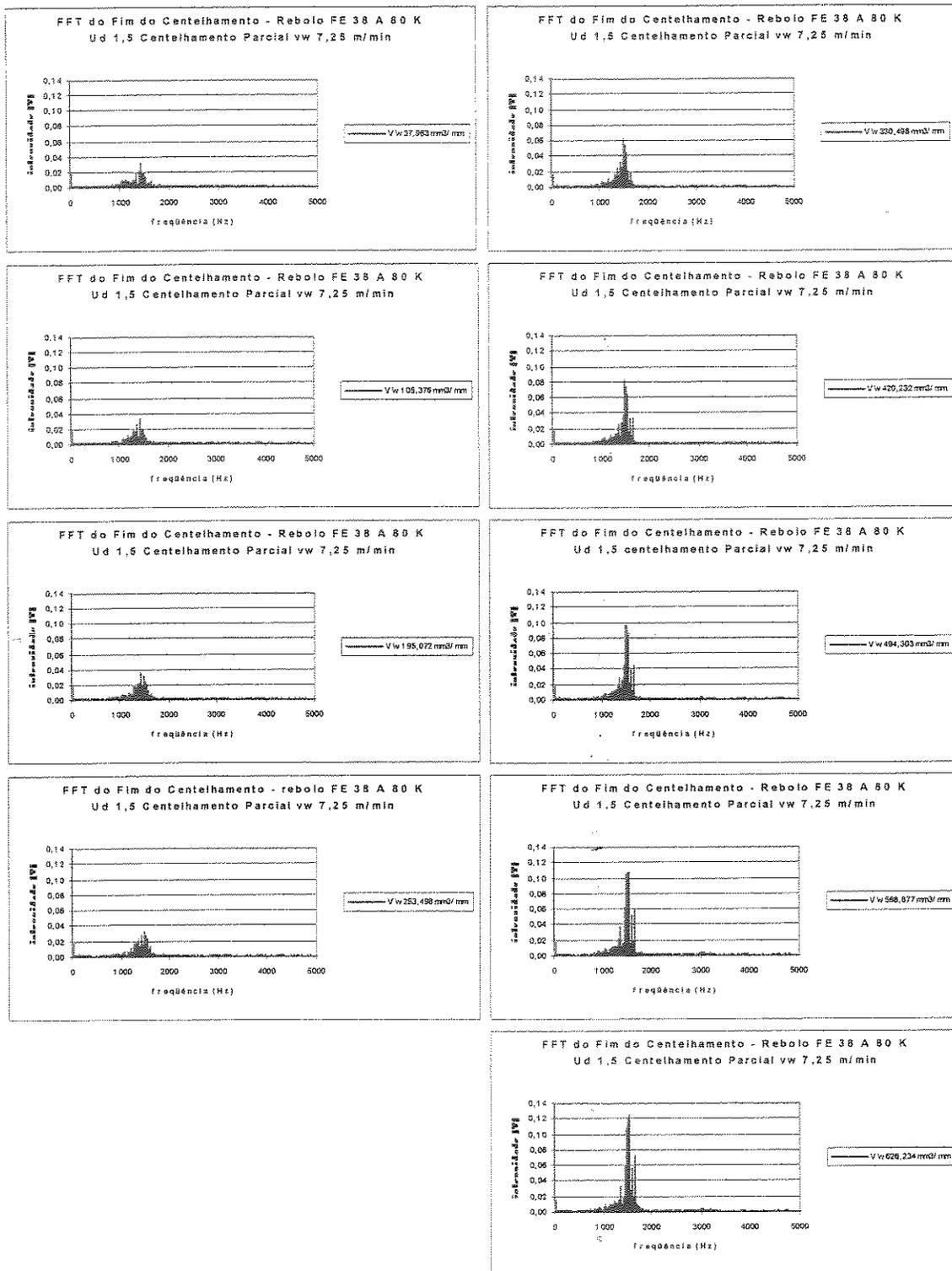


Figura 5.13 – Espectros de frequência dos sinais de vibração ao final do centelhamento com  $U_d$  1,5,  $v_w$  7,25 m/min e centelhamento completo

A figura 5.13 é somente um exemplo do que ocorreu quando os espectros de frequência foram extraídos do sinal bruto da vibração. Os espectros de frequência dos demais ensaios são similares a este e encontram-se no apêndice III.

### 5.1.5 Análise do Sinal Filtrado da Vibração ao Final do Centelhamento

A figura 5.14 mostra o valor RMS do sinal filtrado da vibração ao final do centelhamento versus volume específico de cavaco removido para os ensaios onde o centelhamento foi completo.

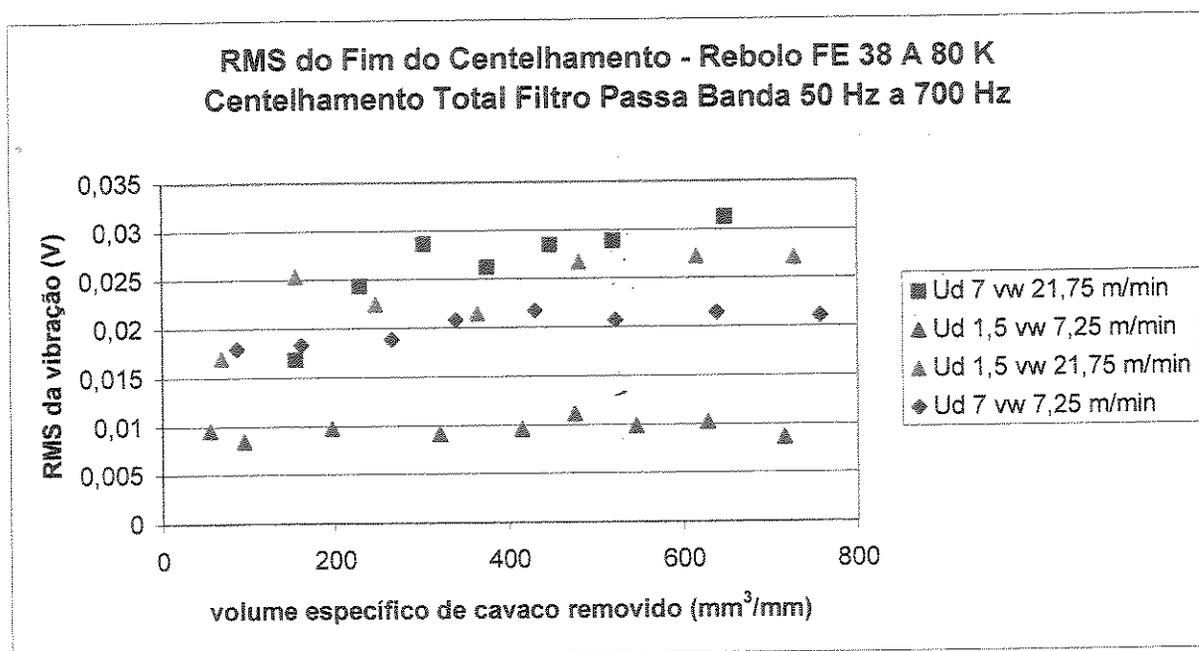


Figura 5.14 – RMS do sinal filtrado de vibração do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento completo

Comparando-se as figuras 5.14 e 5.10 (RMS do fim do centelhamento sem filtragem) observa-se que os comportamentos das curvas apresentadas são distintos. Enquanto na figura 5.10 todas as condições ensaiadas apresentaram crescimento acentuado da vibração ao fim do centelhamento com o aumento do volume desgastado pelo rebolo (a condição que apresentou

menor crescimento,  $U_d = 1,5$  e  $v_w = 21,75$  m/min, teve o valor da vibração dobrado entre o início e final do ensaio), na figura 5.14 observa-se que esse crescimento não foi acentuado em todos ensaios (caso de  $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  m/min em que o crescimento foi de aproximadamente 20% apenas) ou mesmo não ocorreu (caso de  $U_d = 1,5$  e  $v_w = 7,25$  m/min). Disso pode-se concluir que as informações contidas no sinal filtrado, com frequências de corte de 50 Hz e 700 Hz, ressaltam um fenômeno diferente do que aquele apresentado por um sinal sem filtragem. Outro ponto que comprova o afirmado diz respeito à influência do grau de recobrimento da dressagem no início dos ensaios. No sinal bruto, um grau de recobrimento maior implicou em maiores níveis de vibração. Ao filtrar-se o sinal entre as frequências mencionadas, essa influência deixa de existir.

Observando os gráficos 5.14 e 5.1, nota-se que o comportamento do sinal de vibração do fim do centelhamento filtrado entre 50 Hz e 700 Hz apresenta semelhança com a rugosidade das peças, a menos de uma condição onde tal semelhança não é clara ( $U_d = 1,5$  e  $v_w = 7,25$  m/min, enquanto a rugosidade apresenta leve tendência de queda com o volume específico de cavaco removido, a vibração tende a permanecer estável). Pode-se notar nestas figuras que a condição que teve o maior crescimento de rugosidade ( $U_d = 7$  e  $v_w = 21,75$  m/min) também foi a que apresentou o maior crescimento da vibração e aquela que apresentou rugosidade praticamente constante ( $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  m/min) também apresentou comportamento similar da vibração. Por outro lado, a vibração nesta faixa de frequências não foi capaz de detectar a perda do macro efeito de dressagem que foi o causador da diminuição da rugosidade quando a condição era  $U_d = 1,5$ ,  $v_w = 7,25$  m/min. Fica aqui, porém, a sensação a ser confirmada ou não nos próximos ensaios, que a vibração nesta faixa de frequências acompanha o crescimento da rugosidade, pelo menos quando esta não é fortemente influenciada pelo macro efeito de dressagem, isto é, pelo menos quando se tem  $U_d$  alto. Permanece uma dúvida: quando os ensaios foram interrompidos, na maioria das vezes com volume específico de cavaco removido menor que  $800 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , a vibração total (sem filtragem) era bastante alta, o que emitia um som muito alto e faria com que qualquer operador interrompesse o processo, mesmo que a qualidade da peça retificada ainda estivesse dentro dos padrões exigidos. Porém, o que aconteceria se o ensaio pudesse ser continuado (com peças e/ou máquina mais rígidas sem vibração tão alta) no caso de  $U_d$  baixo, onde até este ponto do ensaio a rugosidade ainda não tinha começado a dar sinais de crescimento? Nossa hipótese é que quando a rugosidade passasse a crescer, a vibração filtrada

acompanharia o crescimento da rugosidade e, aí sim, poderia ser utilizada como parâmetro para estabelecimento do momento de dressagem, mesmo quando o rebolo tivesse sido dressado com grau de recobrimento baixo. Confirmar esta hipótese é uma sugestão para trabalhos futuros.

A figura 5.15 mostra o RMS do sinal de vibração do fim do centelhamento, filtrado entre 50 Hz e 700 Hz versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial.

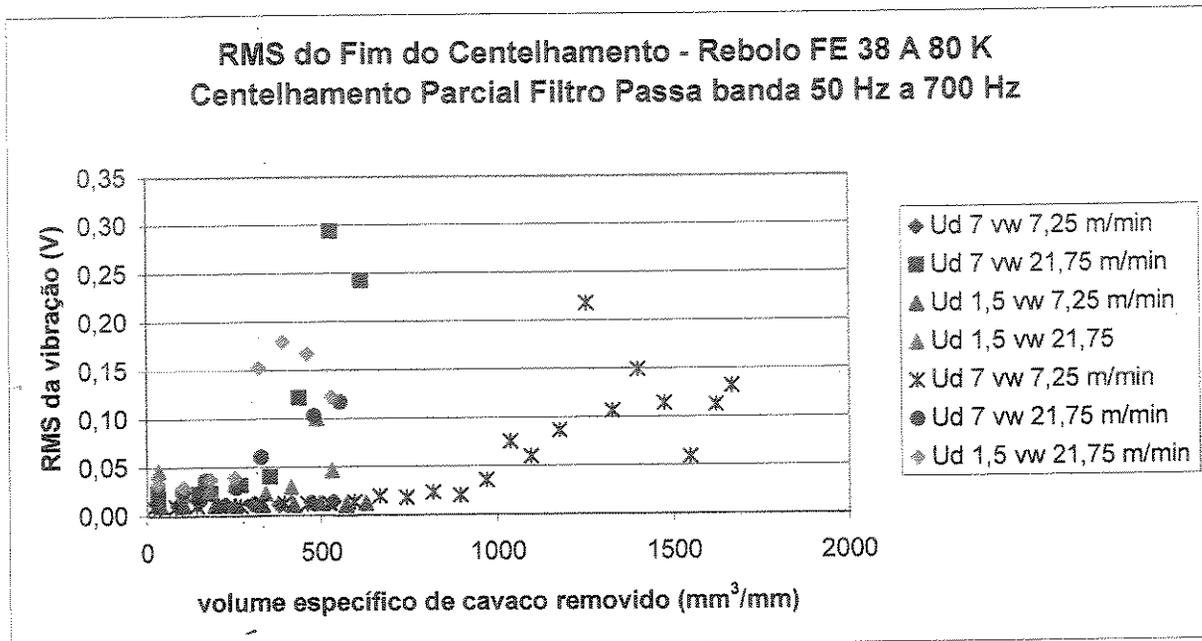


Figura 5.15 – RMS do sinal filtrado de vibração do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com centelhamento parcial

Comparando as figuras 5.15 e 5.11, reafirma-se o que foi concluído anteriormente, ou seja, as frequências de corte do filtro utilizado ressaltaram um fenômeno diferente em relação ao sinal sem filtro. Na figura 5.11, o sinal da vibração ao fim do centelhamento apresentou crescimento substancial com o desgaste do rebolo o que não aconteceu quando o sinal foi filtrado, pois em pelo menos duas condições ( $v_w = 7,25$  e  $2 U_d$  diferentes) a vibração não se alterou com o desgaste do rebolo.

Observando-se as figuras 5.15 e 5.3 percebe-se que quando a rugosidade apresenta alguma tendência de crescimento, como é o caso das condições  $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  mm/min (ensaio

longo),  $U_d = 7$  e  $v_w = 21,75$  mm/min (nas 2 vezes em que se realizou este ensaio) a vibração filtrada também apresenta tal comportamento com taxas de crescimento bastante similares às que haviam ocorrido com a rugosidade. Quando a rugosidade se manteve praticamente constante ( $U_d = 7$ ,  $v_w = 7,25$  mm/min, ensaio curto) a vibração também apresentou o mesmo comportamento. Em uma condição de usinagem ( $U_d = 1,5$ ,  $v_w = 21,75$  mm/min), porém, a rugosidade caiu e a vibração nesta faixa de frequência subiu acentuadamente. Parece que aqui, diferentemente do que havia ocorrido quando se analisou o sinal filtrado ao fim do centelhamento completo, a vibração foi capaz de acompanhar, porém de forma inversa ao que ocorreu com a rugosidade, o processo de perda do macro efeito de dressagem. Porém, permanece a sensação já citada anteriormente de que a vibração acompanha a rugosidade pelo menos quando se tem grau de recobrimento alto.

A figura 5.16 mostra o RMS do sinal de vibração do fim do centelhamento, filtrado entre 50 Hz e 700 Hz versus volume específico de cavaco removido nos ensaios realizados quase sem centelhamento (centelhamento de somente 2 voltas da peça)

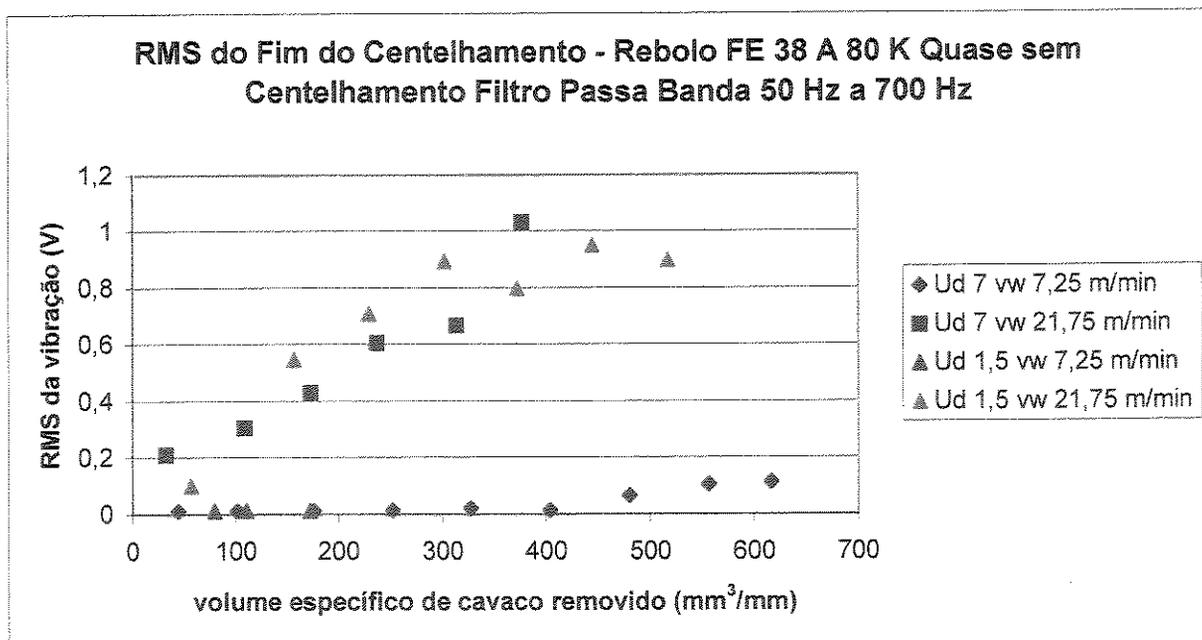


Figura 5.16 – RMS do sinal filtrado de vibração do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento

Fazendo uma análise similar às feitas para os dois últimos gráficos, chega-se a conclusões diferentes. Quando as figuras 5.16 e 5.12 são comparadas, percebe-se que as curvas de vibração são semelhantes, ou seja, apresentam o mesmo comportamento mas, é lógico, com níveis de energia diferentes. Comparando-se as figuras 5.16 e 5.5 nota-se que quando a rugosidade apresentou forte crescimento ( $U_d = 7$  e  $v_w = 21,75$  mm/min), a vibração a acompanhou e quando a rugosidade permaneceu estável ( $U_d = 7$  e  $v_w = 7,25$  mm/min) o mesmo se deu com a rugosidade. A diferença entre comportamentos ocorreu quando utilizou-se  $U_d$  baixo, pois este apresentou rugosidade decrescente, mas a vibração ora cresceu, ora ficou estável, dependendo da velocidade da peça. Então, pode-se dizer que a vibração na faixa de frequências entre 50 e 700 Hz é influenciada pelos mesmos fenômenos que influenciam a rugosidade quando se tem grau de recobrimento de dressagem alto, mas quando se tem grau de recobrimento baixo o comportamento da vibração fica aleatório e não acompanha de maneira consistente a rugosidade, nem inversamente (quando um cresce e outro decresce) e nem diretamente. Uma possível explicação para isso é que graus de recobrimentos mais altos tendem a gerar menor variação da topografia entre dressagens diferentes. Isso leva a comportamentos mais homogêneos entre ensaios diferentes. Além disso, nestes casos, apenas o micro-efeito de dressagem está presente, tornando tanto o crescimento do desgaste, quanto da rugosidade fenômenos também mais homogêneos. Ocorre inicialmente a perda do micro-efeito de dressagem, gerando superfícies planas nos grãos abrasivos, aumento dos esforços de corte por haver maior deformação e atrito e finalmente a liberação de grãos abrasivos inteiros (esta última, como já visto, não chegou a ocorrer nesses ensaios). Além disso, dressagens mais finas são mais suscetíveis ao empastamento do rebolo. Tudo isto tem influência direta na rugosidade e na vibração nesta faixa de frequências. Por outro lado, dressagens mais grosseiras geram superfícies mais heterogêneas que prejudicam a compreensão dos fenômenos de desgaste envolvidos.

As conclusões decorrentes da análise feita sobre os sinais de vibração durante o corte e fim do centelhamento em faixas diferentes de frequências e sua correlação com a rugosidade da peça podem ser resumidas em alguns pontos:

- A vibração em banda larga de frequência que ocorre durante o corte não tem relação com a rugosidade da peça, provavelmente porque o centelhamento atenua a vibração do corte e corrige a rugosidade deixada pelo mesmo;
- A vibração do fim do centelhamento na faixa de frequências entre 1000 Hz e 2000 Hz (que gera o ruído sonoro na retificação) também não tem relação com a rugosidade gerada na peça;
- Filtrando-se o sinal de vibração entre 50 Hz e 700 Hz, pode-se utilizá-lo para estabelecer o momento de dressagem quando o grau de recobrimento é alto.
- A vibração que causava um ruído sonoro muito alto é aquela que está na faixa de frequências excluídas quando se filtrou o sinal (maior que 1000 Hz), pois esta é a faixa de maior energia do sinal. Também é a faixa influenciada pela falta de maior rigidez do sistema e como foi visto, não deve ser utilizada para monitoramento do processo.

Permanece uma importante sugestão para trabalho futuro: quando se teve  $U_d$  alto não foi possível esperar a rugosidade começar a crescer pela perda do micro efeito de dressagem, pois a vibração já era muito alta. O que ocorreria se a peça e/ou máquina fosse mais rígida e fosse possível se estender os ensaios até que a rugosidade atingisse um crescimento consistente? Será que nestes casos, o sinal filtrado da vibração ao fim do centelhamento, que foi capaz de acompanhar a rugosidade da peça para  $U_d$  alto, onde a perda do micro-efeito de dressagem era o fator fundamental para o crescimento da rugosidade, também seria capaz de realizar esta mesma tarefa e, assim, ser utilizado para estabelecer o momento de dressagem?

## **5.2 Resultados Referentes ao Rebolo 3 SG 46 J V S**

Nesta segunda parte do capítulo de resultados e discussões apresentar-se-ão os resultados obtidos nos ensaios com o rebolo 3 SG 46 J V S. A justificativa para que estes testes fossem efetuados reside no fato de que existe pouca literatura a respeito desse tipo de rebolo. Como o

objetivo maior desses testes era investigativo, optou-se pela utilização de uma única velocidade da peça (21,75 m/min). Isso foi feito porque esta é a condição mais severa de retificação que corresponde à recomendação de catálogo para utilização do grão SG. Além disso, eliminou-se a condição de centelhamento em que o tempo era suficiente para que a peça completasse duas rotações. Essa condição é utilizada apenas para fins de pesquisa, não sendo utilizada na prática.

### 5.2.1 Qualidade Superficial e de Forma

Da mesma forma que ocorreu com o rebolo FE 38 A 80 K, a circularidade foi sempre menor que  $2 \mu\text{m}$  em todos os ensaios realizados com o rebolo 3 SG 46 J V S. Em outras palavras, a circularidade não foi influenciada pelo tempo de centelhamento, nem pelo grau de recobrimento de dressagem e nem pela vibração da peça que, como será visto, cresceu acentuadamente com o crescimento do volume de cavaco removido.

A figura 5.17 mostra a rugosidade média ( $R_a$ ) versus o volume específico de cavaco removido para as diferentes condições de dressagem e centelhamento utilizadas nos ensaios. A figura 5.18 mostra os resultados referentes à rugosidade máxima ( $R_y$ ).

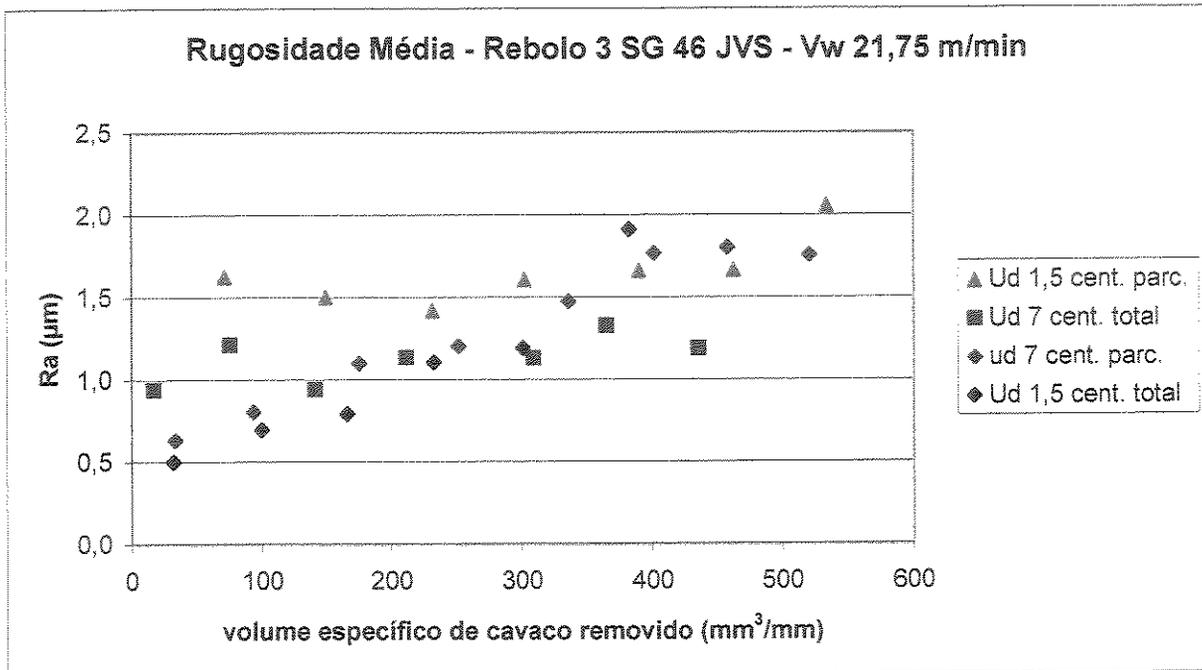


Figura 5.17 – Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S

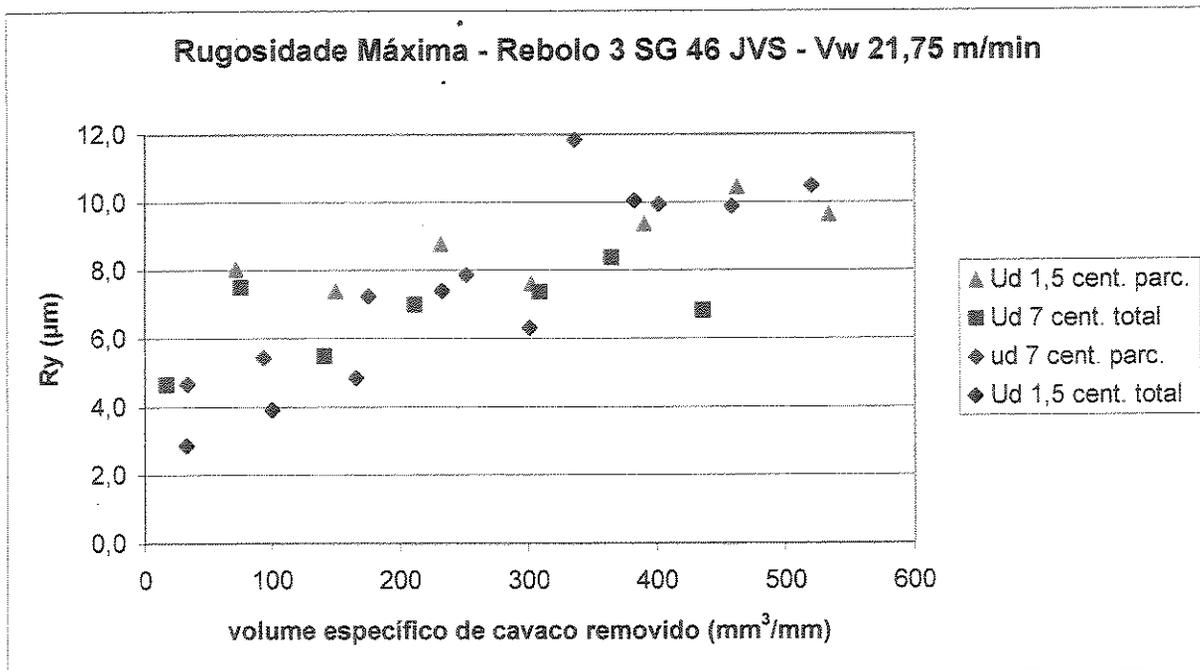


Figura 5.18 – Rugosidade máxima (Ry) versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S

Observando-se as figuras 5.17 e 5.18 percebe-se que a rugosidade média e a rugosidade máxima apresentam comportamento similar em relação ao desgaste do rebolo, ou seja, tendem a crescer com o aumento do volume específico de cavaco removido.

Analisando a figura 5.17 percebe-se os seguintes pontos:

- o grau de recobrimento de dressagem influenciou bastante a rugosidade no início da vida do rebolo quando se utilizou centelhamento parcial ( $U_d$  baixo rugosidade alta e vice-versa). Quando se utilizou centelhamento total a influência foi bem menor e obteve-se até um resultado inesperado que foi o fato de que um  $U_d$  menor (rebolo mais agressivo) ter conseguido peças com rugosidade menor. Quando utiliza-se rebolos com grãos grandes, como é o caso do que foi usado, o macro-efeito de dressagem é atenuado, como foi visto no capítulo 2. Então é o micro-efeito de dressagem que é responsável pela rugosidade da peça. Quando se tem centelhamento parcial e, portanto, espessura de cavaco relativamente grande ao fim do centelhamento, o micro efeito mais agressivo de um  $U_d$  baixo se pronuncia e faz com que a rugosidade cresça. Quando se tem centelhamento total e, portanto, espessura de cavaco próxima de zero ao fim do centelhamento, o micro-efeito não é mais importante e a rugosidade não é mais influenciada pelo grau de recobrimento.
- O tempo de centelhamento somente influencia fortemente a rugosidade no início da vida do rebolo para  $U_d$  baixo (rebolo agressivo), onde a rugosidade cai mais de três vezes quando se aumenta o tempo de centelhamento. Para  $U_d$  alto, os valores iniciais da rugosidade são muito próximos para os 2 tempos de centelhamento. Isto é explicado pelo fato de que, quando se tem  $U_d$  alto, a rugosidade já é relativamente baixa durante o corte devido à baixa agressividade do rebolo e pouco pode ser melhorada pelo centelhamento. Assim, quando se chegou a 5 s de centelhamento já havia ocorrido toda a melhora de rugosidade passível de ocorrer e a continuação do centelhamento até seu valor total não causa nenhuma melhora na rugosidade, pelo menos no início da vida do rebolo. Para  $U_d$  baixo a rugosidade termina o corte com valores muito altos e é necessário um grande tempo de centelhamento para recuperá-la, pelo menos no início da vida do rebolo.

- Mesmo com  $U_d$  baixo ocorreu sempre uma tendência de crescimento da rugosidade com o volume de material removido, ao contrário do que havia ocorrido nos ensaios com rebolo de grãos menores, onde se teve algumas vezes queda de valor da rugosidade devido à perda do macro-efeito de dressagem. Isto não ocorreu aqui, pois praticamente não se tem macro-efeito devido ao grande tamanho de grão e, então, a rugosidade é sempre crescente devido à perda gradual do micro-efeito (seguida de auto-afiação que não corrige a forma original do grão, como será visto posteriormente) e ao empastamento do rebolo.

## 5.2.2 Análise dos Sinais de Vibração

### 5.2.2.1 Vibração Durante o Corte

A figura 5.19 mostra o sinal de vibração durante o corte versus volume específico de cavaco removido para as condições ensaiadas com o rebolo 3 SG 46 J V S.

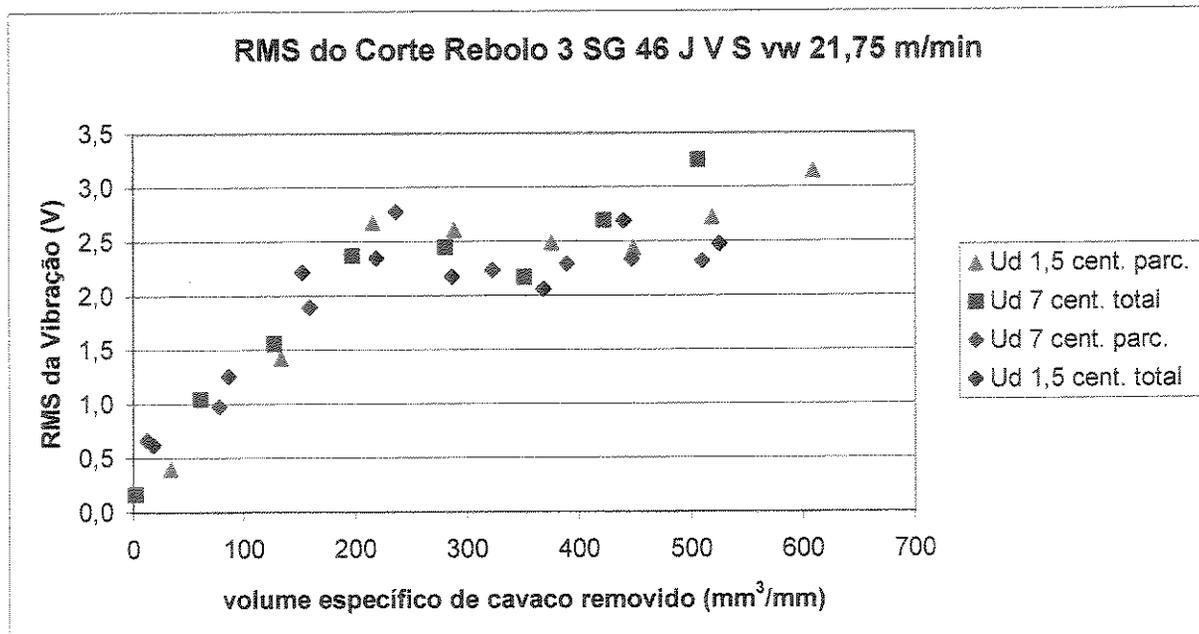


Figura 5.19 – RMS do corte versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S

Analisando o RMS do sinal de vibração durante o corte pode-se observar que todas as curvas têm comportamento semelhante em relação ao volume específico de cavaco removido. Ou seja, a vibração sobe até um determinado ponto, apresenta ligeira queda e tende a crescer novamente, mas com uma taxa de crescimento bem menor que no início da vida do rebolo. Isso leva a crer que no início da vida do rebolo o grão perdeu micro-efeito e o rebolo sofreu empastamento e, depois de um certo tempo de corte, ocorreu uma auto-afiação do rebolo. A partir daí tem-se a impressão que continua o processo de perda de micro-efeito e empastamento do rebolo. Além disso, o grau de recobrimento de dressagem do rebolo e o tempo de centelhamento não influenciam na vibração durante o corte. A não influência do tempo de centelhamento na vibração durante o corte era esperada, pois o centelhamento somente vai ocorrer depois de adquirido este sinal. A não influência do grau de recobrimento da dressagem é explicada pelo fato de que se tem macro efeito atenuado, o que faz com que o número de grãos ativos nas duas condições de dressagem seja similar e, assim, sejam similares os esforços de corte e a vibração. Por outro lado, as vibrações em níveis semelhantes para os 2 graus de recobrimento mostram que o micro efeito (que é mais agressivo quando se tem  $U_d$  baixo) não influencia os esforços de corte e, assim não influencia a vibração.

Comparando-se a figura 5.19 com as 5.17 e 5.18, percebe-se que a vibração do corte não tem relação com a rugosidade da peça retificada. Por exemplo, no caso em que  $U_d = 1,5$  e o centelhamento é parcial a rugosidade inicialmente tem uma certa constância com o volume específico de cavaco removido, para depois apresentar tendência de crescimento. Já a vibração cresce inicialmente, tem uma queda e posteriormente volta a crescer. Isso indica que o corte não gera a rugosidade da peça, pois o centelhamento atua posteriormente, alterando suas características topográficas.

Comparando-se a figura 5.19 com a figura 5.7, nota-se que a vibração da peça apresentou a mesma ordem de grandeza para ambos os rebolos utilizados, tanto no início quanto no fim da vida do rebolo.

### 5.2.2.2 Vibração Durante o Centelhamento

As figuras 5.20 e 5.21 apresentam o RMS da vibração ao fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido para o rebolo 3 SG 46 J V S com centelhamento completo e parcial respectivamente. O procedimento utilizado para aquisição dos sinais é similar ao descrito anteriormente para o rebolo FE 38 A 80 K.

Observando-se a figura 5.20 nota-se que vibração ao fim do centelhamento mostra um comportamento oscilante, com tendência crescente em relação ao volume específico de cavaco removido. Essa oscilação pode ser devida ao fenômeno da auto-afiação do rebolo.

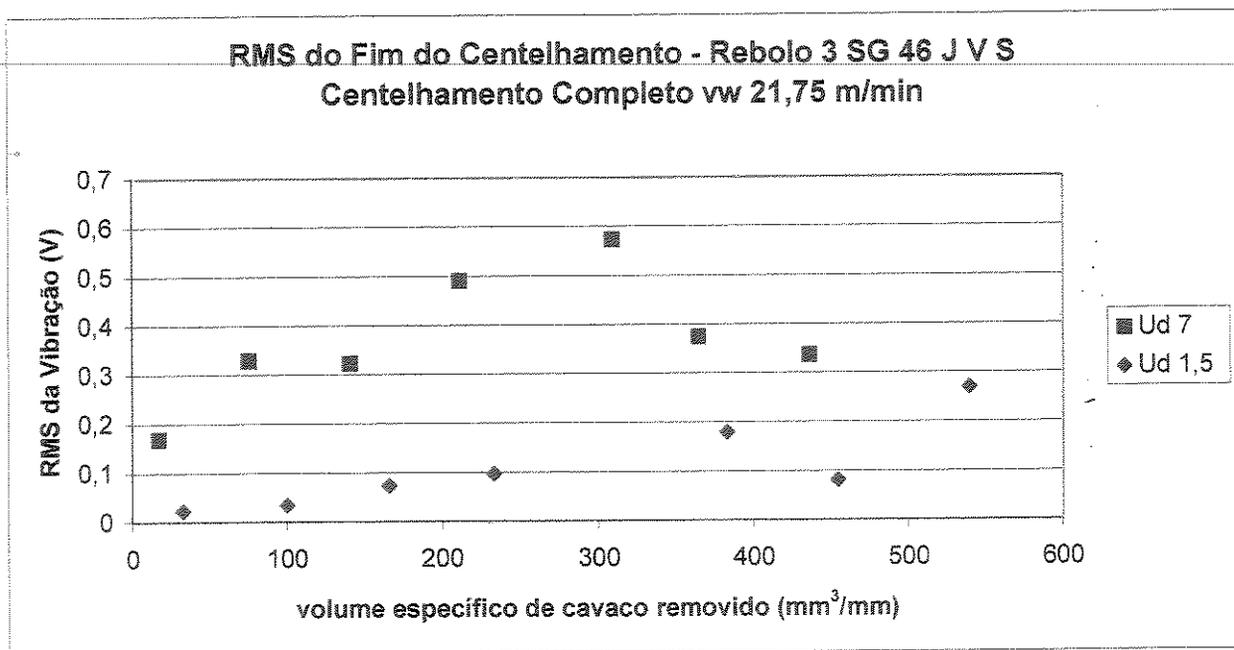


Figura 5.20 – RMS do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento completo

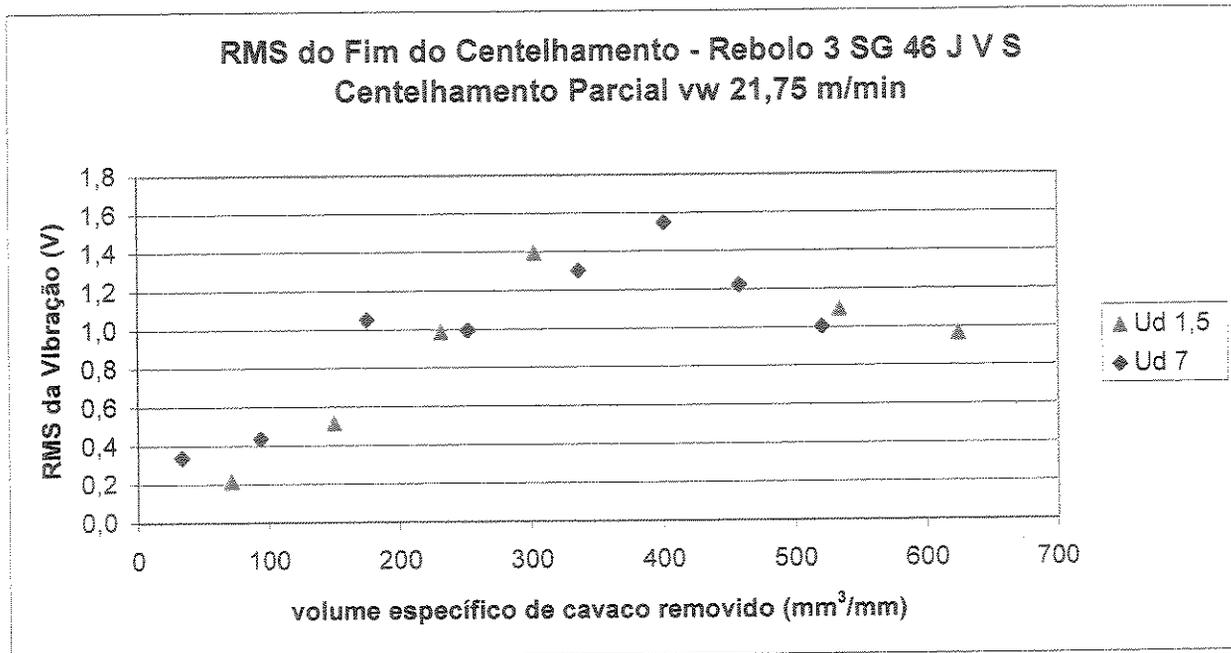


Figura 5.21 – RMS do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com o rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento parcial

Outra observação que pode ser feita é que, um grau de recobrimento de dressagem menor (rebolo mais agressivo) gerou menor vibração ao fim do centelhamento, devido ao micro-efeito mais agressivo. Esse fator é muito importante quando se têm espessuras de cavaco muito pequenas, que é o caso do fim do centelhamento completo. Espessuras de cavaco pequenas tendem a fazer com que as fases de escorregamento e riscamento da formação do cavaco sejam muito proeminentes e é importante se ter grão microscopicamente agressivos (micro-efeito) para se minimizar este efeito.

Comparando-se a figura 5.20 com a figura 5.17, percebe-se que novamente a vibração no fim do centelhamento não acompanhou a rugosidade e nem foi uma de suas causas importantes. Por exemplo, para  $U_d = 1,5$  a vibração no fim do centelhamento permaneceu praticamente constante, enquanto que a rugosidade cresceu fortemente. Para  $U_d = 7$  a vibração cresceu fortemente no início e depois caiu, enquanto a rugosidade teve, durante todo o tempo, uma leve tendência de crescimento. Conclusão semelhante pode-se obter quando são comparadas as figuras 5.21 e 5.17. Novamente pode se concluir que os fenômenos que geram vibração da peça neste

amplo espectro de frequências analisado, não são os mesmos que geram a rugosidade e que a vibração não é uma das principais causas de geração e crescimento da rugosidade.

A figura 5.21 mostra que a vibração ao fim do centelhamento quando da utilização de centelhamento parcial, apresentou crescimento com posterior queda. Novamente, isso pode indicar uma auto-afiação do rebolo.

Da mesma maneira que foi feito nos ensaios com o rebolo FE 38 A 80 K, também no caso do rebolo 3 SG 46 J V S, extraíram-se os espectros de frequência correspondentes a uma porção da última volta do centelhamento. Estes espectros de frequência podem ser vistos no apêndice III. A análise dos mesmos levou à mesma conclusão anteriormente discutida, a saber, que devia-se filtrar o sinal com frequências de corte de 50 Hz e 700 Hz, pois o sinal sem filtragem era altamente influenciado pelas frequências entre 1000 Hz e 2000 Hz. Este sinal, como discutido nesta seção, não apresenta relação com a rugosidade das peças, não se prestando, portanto, ao monitoramento do processo.

As figuras 5.22 e 5.23 apresentam os gráficos do RMS do sinal filtrado de vibração ao fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido, com centelhamento completo e parcial respectivamente.

Observando-se as figuras 5.22 e 5.23, nota-se que os sinais de vibração filtrados passa banda com frequência de corte de 50 Hz e 700 Hz apresentam comportamento oscilante, isto é, o sinal ora cresce ora decresce. Esse comportamento pode estar relacionado com uma auto-afiação do rebolo. Além disso, a vibração nessa faixa de frequências não tem relação com o grau de recobrimento de dressagem, pois na figura 5.23, os dois graus de recobrimento estudados geram vibrações ao final do centelhamento com comportamento e valores semelhantes.

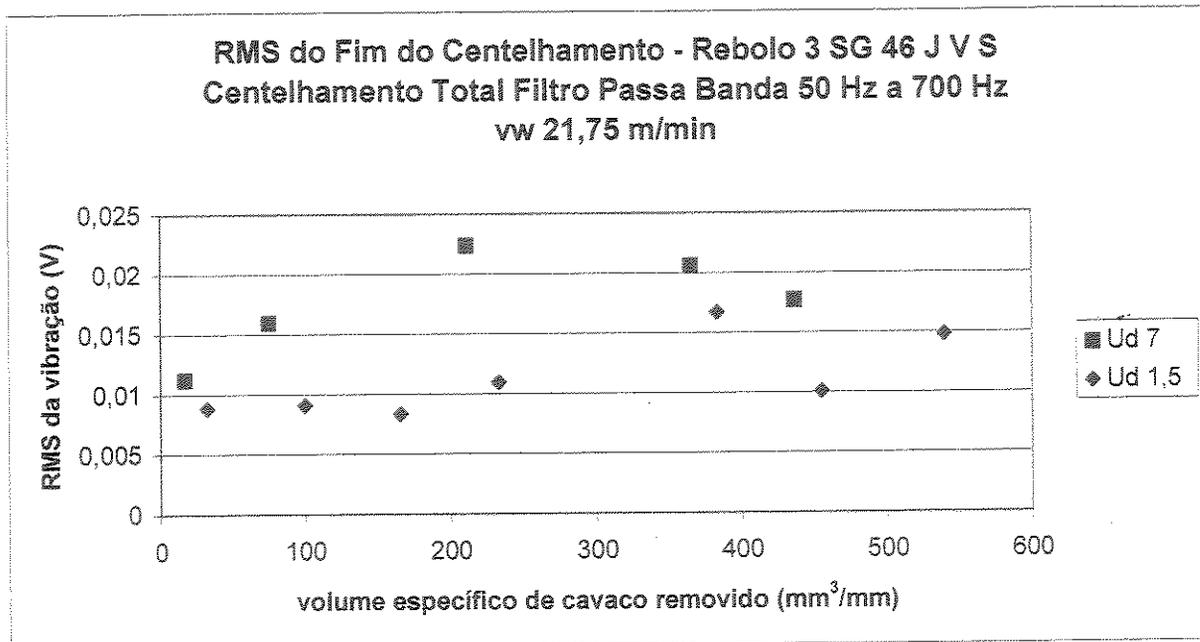


Figura 5.22 – RMS do sinal de vibração filtrado do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento completo

Comparando-se as figuras 5.22 e 5.23, observa-se que o sinal de vibração filtrado sofre uma atenuação bastante significativa entre o centelhamento parcial e o completo, isto é, a vibração cai bastante no tempo que ainda se tem de centelhamento entre os 5 s do centelhamento parcial e o centelhamento completo. Interessante notar que este amortecimento da vibração é muito maior do que aquele que ocorreu quando se tinha um amplo espectro de frequências (figuras 5.20 e 5.21). Isto mostra que boa parte da vibração que ainda se tem ao fim do centelhamento parcial está na faixa de frequências entre 50 e 700 Hz. Isto é comprovado pelo fato de que, ao fim do centelhamento parcial, já não se observa mais aquele ruído sonoro estridente proveniente do processo, típico de frequências mais altas e ocasionado pela pouca rigidez da peça.

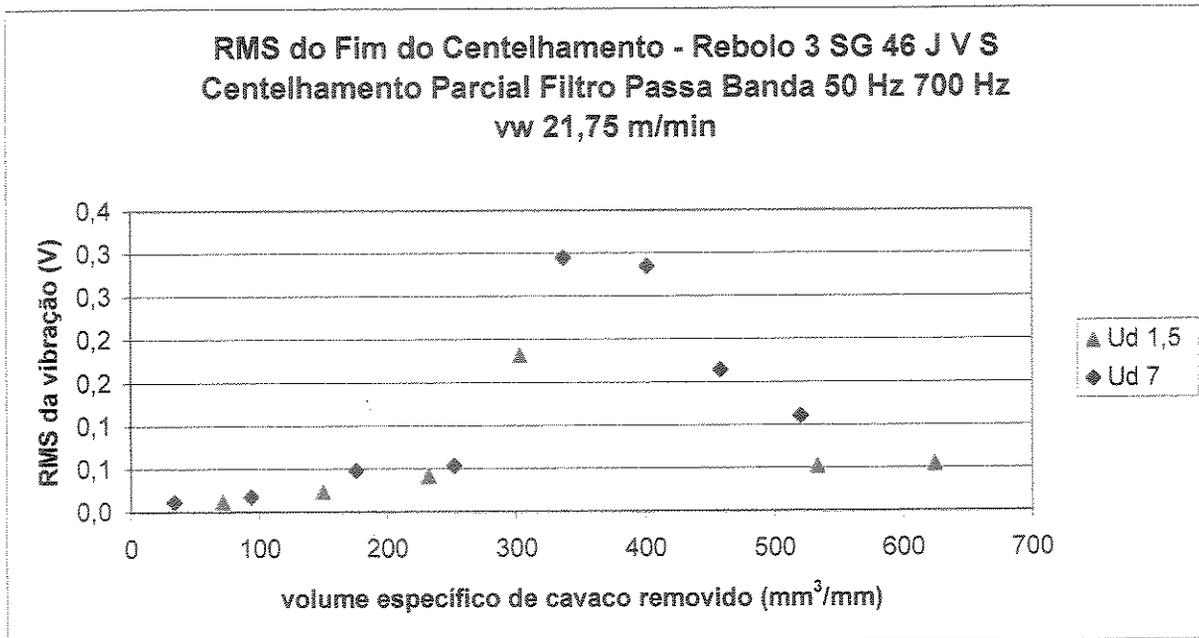


Figura 5.23 – RMS do sinal de vibração filtrado do fim do centelhamento versus volume específico de cavaco removido com rebolo 3 SG 46 J V S e centelhamento parcial

Finalmente, a comparação das figuras 5.22 e 5.23 com a 5.17 permite concluir que o sinal de vibração filtrado do fim do centelhamento não tem relação com a rugosidade das peças (por exemplo, quando  $U_d = 7$  e o centelhamento é parcial, a rugosidade tem tendência de crescimento, porém a vibração cresce e posteriormente decresce).

Resta uma pergunta aqui: por que quando se utilizou o rebolo FE 38 A 80 K, o sinal filtrado da vibração acompanhou a rugosidade, pelo menos quando se tinha  $U_{ds}$  altos e quando se utilizou o rebolo 3 SG 46 J V S, isto não ocorreu? A resposta a esta pergunta deve estar ligada ao fato de que, com o segundo rebolo, porque se tem grão maior e do tipo SG (grão grande composto de micro grãos), a auto-afiação é constante. Comprova-se a presença marcante deste fenômeno pelos resultados referentes à relação G, mostrados no próximo item. Esta auto-afiação determinou o comportamento oscilante da vibração para este rebolo, pois os esforços de corte também estavam oscilando devido ao maior ou menor grau de afiação do rebolo ao longo do tempo de corte. A rugosidade não apresentou este comportamento oscilante, e sim um comportamento sempre crescente (com maior ou menor taxa de crescimento) talvez pela presença do empastamento dos

poros do rebolo, que causaram riscamento da superfície da peça, ou porque a auto-afiação não garante arestas afiadas nos grãos abrasivos, principalmente no caso do grão SG, cujo formato é arredondado.

### **5.3 Comparação de Desgaste entre os Rebolos 3 SG 46 J V S e FE 38 A 80 K**

Como os ensaios efetuados com o rebolo 3 SG 46 J V S teve caráter exploratório, é importante apresentar o comportamento deste em relação à perda volumétrica.

Os resultados da relação G, quando se utilizou o rebolo FE 38 A 80 K, não apresentaram relação com a velocidade da peça, grau de recobrimento da dressagem ou tempo de centelhamento, provavelmente devido à baixa confiabilidade da medição. Porém pode-se afirmar que estas relações G encontram-se entre 50 e 200.

A figura 5.24 mostra a relação G dos ensaios efetuados com o rebolo 3 SG 46 J V S. A metodologia para tal medição está descrita no capítulo 4, que trata dos procedimentos experimentais.

Comparando-se os valores de relação G encontrados nos dois tipos de rebolos analisados neste trabalho nota-se que o rebolo 3 SG 46 J V S apresentou uma relação G muito menor. Ou seja, a perda de afiação é várias vezes maior para este rebolo do que para o FE 38 A 80 K. Por esse motivo o grão SG é recomendado para operações onde deseja-se evitar a queima da peça. Cabe mencionar que mesmo o rebolo estando afiado a rugosidade cresceu (figura 5.17). Isso provavelmente ocorreu porque a auto-afiação não garante arestas afiadas nos grãos abrasivos, principalmente no caso do grão SG cujo formato é arredondado.

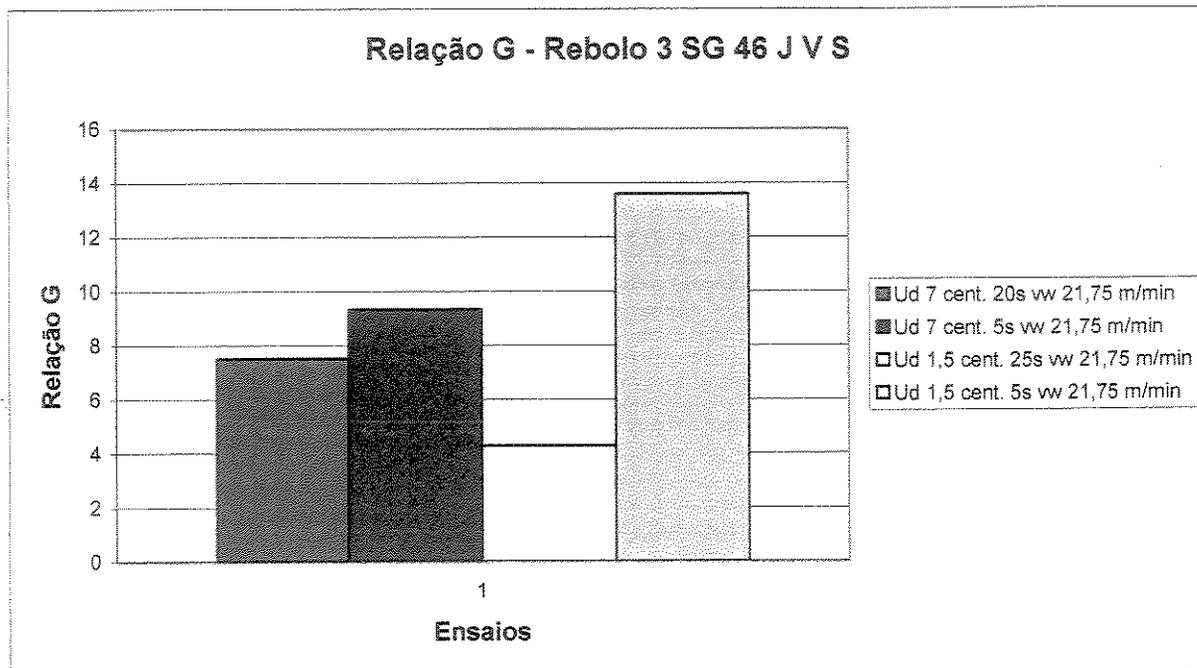


Figura 5.24 – Relação G dos ensaios realizados com rebolo 3 SG 46 J V S

### 5.3.1 Comparação das Deformações dos Dois Tipos de Rebolos

Uma outra comparação que pode ser feita entre os dois rebolos diz respeito ao comportamento em relação à deformação elástica do eixo do rebolo e da peça que ocorre imediatamente após o primeiro contato do rebolo com a peça e que gera a necessidade da fase de centelhamento. Para avaliar a deformação ocorrida no processo inseriu-se uma curva de tendência sobre a RMS do sinal de vibração adquirido durante o centelhamento completo. Em seguida calculou-se os pontos de inflexão dessa curva, que representavam o início e o final do centelhamento. Cabe ressaltar que o segundo ponto de inflexão, correspondente ao final do centelhamento onde toda deformação elástica foi recuperada, foi encontrado por extrapolação da linha de tendência. Essa extrapolação da curva permitiu estimar o tempo total real de centelhamento, ou seja, o tempo necessário para que toda a deformação elástica do sistema se recuperasse.

A figura 5.25 mostra o tempo de centelhamento real versus volume específico de cavaco removido para  $U_d = 7$  e  $v_w = 21,75$  m/min para os dois tipos de rebolo analisados.

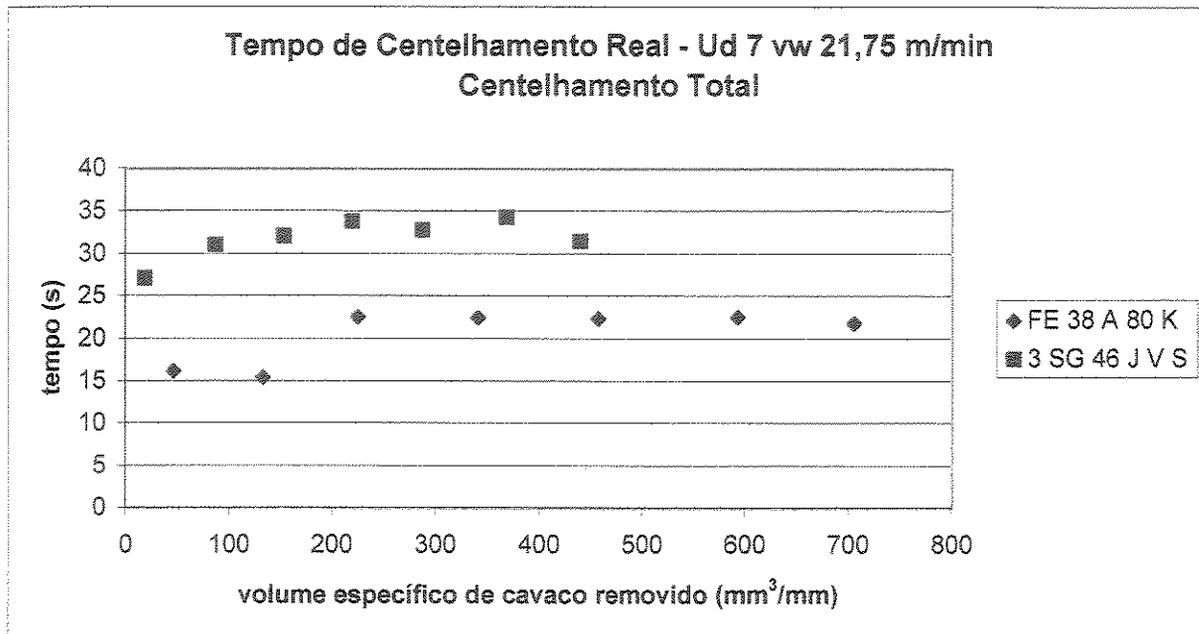


Figura 5.25 – Tempo de centelhamento real versus volume específico de cavaco removido

Analisando-se a figura 5.25 pode-se concluir que o rebolo 3 SG 46 J V S deforma mais o eixo do rebolo e da peça, portanto exige maior tempo de centelhamento. Isso ocorre, em parte, porque o rebolo com grãos SG possui dureza J, menor que a do rebolo de óxido de alumínio branco comum, cuja dureza é K. A expectativa é que ocorresse o oposto, pois o grão SG utilizado foi maior. Isso implica em menor número de grãos em contato, portanto maior volume de cavaco por grão abrasivo, maior a força exercida por cada grão, porém menor a força total porque a pressão de corte é menor.

## Capítulo 6

### Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos

#### 6.1 Conclusões Relativas ao Rebolo FE 38 A 80 K

O grau de recobrimento de dressagem e o tempo de centelhamento têm uma forte influência nos valores iniciais de rugosidade, muito mais forte que a influência da velocidade da peça;

Quando se tem grau de recobrimento de dressagem baixo (alta agressividade do rebolo) a rugosidade tende a cair ou, no mínimo, manter-se constante com o crescimento do volume de cavaco removido. Por outro lado, quando se tem grau de recobrimento alto (baixa agressividade do rebolo) a tendência da rugosidade é crescer com o volume de cavaco removido, principalmente em velocidades altas da peça;

A velocidade da peça influenciou principalmente a taxa de crescimento da rugosidade da peça com o volume de cavaco removido, quando se tinha grau de recobrimento alto. Neste caso, a alta velocidade da peça gerou rápido crescimento da rugosidade para todos os tempos de centelhamento testados.

O centelhamento provoca um acentuado decréscimo da vibração, muito mais acentuado que o que causado na rugosidade;

A velocidade da peça influencia muito mais a taxa de crescimento da vibração com o volume de cavaco removido que o grau de recobrimento de dressagem;

O comportamento da vibração tanto durante o corte, quanto ao fim do centelhamento, com o volume de cavaco removido é bem diferente daquele obtido para a rugosidade, o que inviabiliza a utilização deste parâmetro para o monitoramento da rugosidade e o estabelecimento do momento de dressagem do rebolo;

A vibração da peça e do contra ponto não foi fator decisivo para o comportamento da rugosidade da peça. A vibração sempre cresceu muito mais que a rugosidade, o que poderia levar um operador a dressar o rebolo somente levando em conta o som emitido pelo processo, mesmo ainda conseguindo-se obter peças com boa qualidade;

Os fenômenos que geram a vibração da peça e do contra ponto fixo da máquina, não são os mesmos que geram a rugosidade neste amplo espectro de frequências;

A vibração em banda larga de frequência que ocorre durante o corte não tem relação direta com a rugosidade da peça, provavelmente porque o centelhamento atenua a vibração do corte e corrige a rugosidade deixada pelo mesmo;

A vibração do fim do centelhamento na faixa de frequências entre 1000 Hz e 2000 Hz (que gera o ruído sonoro na retificação) também não tem relação com a rugosidade gerada na peça;

Filtrando-se o sinal de vibração entre 50 Hz e 700 Hz, pode-se utilizá-lo para estabelecer o momento de dressagem quando o grau de recobrimento é alto.

A vibração que causava um ruído sonoro muito alto é aquela que está na faixa de frequências excluídas quando se filtrou o sinal (maior que 1000 Hz), pois esta é a faixa de maior energia do sinal. Também é a faixa influenciada pela falta de maior rigidez do sistema e como foi visto, não deve ser utilizada para monitoramento do processo.

Dentro das condições ensaiadas a circularidade das peças retificadas permaneceu abaixo de 2  $\mu\text{m}$  em todos os ensaios, portanto não foi influenciada pela velocidade da peça, grau de recobrimento da dressagem, desgaste do rebolo ou tempo de centelhamento.

A rugosidade média e a rugosidade máxima tiveram comportamento semelhante no tocante a taxas de crescimento com o desgaste do rebolo, velocidade da peça, grau de recobrimento da dressagem e tempo de centelhamento.

Para retificação de acabamento deve-se utilizar graus de recobrimento de dressagem elevados. Pode-se optar por utilizar uma maior velocidade da peça a fim de ganhar em tempo de processo e aumentar o tempo de dressagem quando a peça atingir a rugosidade limite especificada. Esse procedimento garante uma sobrevida do rebolo, diminuindo os custos com o mesmo bem como diminuindo o tempo consumido com dressagens.

## **6.2 Conclusões Relativas ao Rebolo 3 SG 46 J V S**

A rugosidade das peças retificadas não tem relação com o tempo de centelhamento e nem com o grau de recobrimento da dressagem. Provavelmente devido ao tamanho de grão utilizado.

A vibração do corte não apresentou relação com a rugosidade média ou máxima das peças retificadas.

A vibração do corte não teve uma tendência de crescimento ou decrescimento com o desgaste do rebolo, indicando uma possível auto-afiação do rebolo.

A vibração ao final do centelhamento em todas as faixas de frequência não apresentou relação com a rugosidade das peças.

A vibração pode ser utilizada como sinal integrante de um sistema multi-sinais de monitoramento.

O rebolo com grãos SG apresentou um desgaste volumétrico muito maior do que o rebolo com grãos de óxido de alumínio comum. Parte desse desgaste pode ser atribuído à menor dureza do primeiro rebolo.

O rebolo com grãos SG deformou mais o sistema peça-rebolo-retificadora. Parte dessa deformação também pode ser atribuída à menor dureza deste rebolo.

### **6.3 Sugestões para Próximos Trabalhos**

Repetir os ensaios realizados com uma peça e/ou máquina mais rígidos a fim de verificar se nessas condições o sinal de vibração apresenta melhor relação com o desgaste do rebolo;

Monitorar o sinal de vibração na mesma direção em que é medida a rugosidade das peças;

Fazer um estudo mais detalhado do comportamento dos sinais no domínio das frequências a fim de verificar se existe alguma frequência na qual o comportamento da rugosidade das peças e da vibração do processo apresentam relação;

Utilizar um medidor de nível de ruídos e comparar este com a qualidade das peças a fim de verificar se as regulamentações em termos de saúde do operador constituem um limite para vida do rebolo;

Verificar quantitativamente a possibilidade de extender-se a vida do rebolo através da variação do tempo de centelhamento;

Estudar mais detalhadamente o comportamento da rugosidade com o tempo de centelhamento;

Utilizar avanços menores para verificar se o fenômeno de empastamento é captado pelo sinal de vibração e se este apresenta relação com a rugosidade das peças

## Referências Bibliográficas

AGUIAR, P. R., OLIVEIRA, J. F. G. Production grinding burn detection using acoustic emission and electric power signals. *Abrasives magazine*, p. 16-24, December/January 1999

ALTINTAS, Y., CHAN, P. K. In-process detection and suppression of chatter in milling. *International journal of machine tools and manufacturing*, v. 32, n. 3, p. 329-347, 1992.

BADGER, J. A., TORRANCE, A.A. A comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography. *International Journal of Machine Tools & Manufacture – Design, Research and Application*, n. 40, p. 1099-1120, 2000;

BALDO, E. D., DINIZ, A. E., Reducing the plunge cylindrical grinding time using acoustic emission monitoring. *RBCM-Journal of the Brazilian society of mechanical sciences*, v. XVII, n. 3, p. 304-313, 1995.

BEATTIE, A. G. Acoustic emission, principles and instrumentation. *Journal of acoustic emission*, v.2, p.95-128, 1983.

BIANCHI, E. C., FERNANDES, O. C., MOGAMI, O., SILVA Jr, C. E., VALARELLI, I. D., AGUIAR, P. R. Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços

frágeis e dúcteis. *Journal of the Brazilian society of mechanical sciences*, v. XIX, n.3, p. 410-425, 1997;

BIANCHI, Eduardo Carlos et al. Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços frágeis. In: CONGRESSO DE ENGENHARIA MECÂNICA – NORTE NORDESTE, 4, 1996, Fortaleza. *Anais...*Fortaleza: 1996. p. 335-340;

BIANCHI, Eduardo Carlos. *Ação da geometria teórica do cavaco no desgaste de rebolos de CBN com ligante resinóide*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1992. 180p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

BIANCHI, Eduardo Carlos. *Ação das condições de dressagem na vida de rebolos na retificação de precisão*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1990. 116p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

BLUM, T., DORNFELD, D. A. Grinding process feedback using acoustic emission. In: International grinding conference and exposition, 4, 1990, Dearborn (Detroit), Michigan

BONIFÁCIO, M. E. R., DINIZ, A. E. Correlating tool wear, tool life, surface roughness and tool vibration in finishing turning with coated carbide tools, *Wear*, v. 173, p. 137-144, 1994b.

BONIFÁCIO, M. E. R., DINIZ, A. E. Monitoring the tool life in finish turning using vibration signals. *RBCM-Journal of the Brazilian society of mechanical sciences*, v. XVI, n. 1, p. 58-71, 1994a.

BUSSAB, W. O., MORETTIN, P. A. *Estatística básica; métodos quantitativos*. 4. ed. São Paulo: Atual Editora, 1987. 321p.

BYRNE, G., DORNFELD, D. A., INASAKI, I., KETTELER, G., KÖNIG, W., TETI, R. Tool condition monitoring (TCM) – The status of research and industrial application. *Annals of the CIRP- keynote papers*, n.44, v.2, p.541-561, 1995.

CHEN, X., ROWE, W. B., MILLS, B., ALLANSON, D. R. Analysis and simulation of the grinding process. Part IV: effects of wheel wear. *International journal of machine tools and manufacture*, v.38, n.1-2, p.41-49, 1998;

DIEI, E. N., DORNFELD, D. A. A model of tool fracture generated acoustic emission during machining. *Journal of engineering for industry*, v. 109, p. 227-233, August 1987.

DINIZ, A. E., PIGARI, A. Monitoramento do desgaste da ferramenta no processo de torneamento usando emissão acústica. *RBCM-Journal of the Brazilian society of mechanical sciences*, v. XVIII, n. 3, p. 227-238, 1996.

DORNFELD, D. A. Application of acoustic emission techniques in manufacturing. *NDT&E International*, v.25, n.6, p.259-269, 1992.

DORNFELD, D. A., CAI, H. G. An investigation of grinding and wheel loading using acoustic emission. *Journal of engineering for industry*, v.106, p.28-33,1984

DORNFELD, D. A., KÖNIG, W., KETTELER, G. Present state of tool and process monitoring in cutting. In: PROC. NEW DEVELOPMENTS IN CUTTING, INTERNATIONAL CIRP/VDI CONFERENCE, 1993, Düsseldorf. p.363-376.

EDA, H., KAKINO, Y., FUJIWARA, A., NAKAJIMA, M., UENO, H., KISHI, K. In process detection of grinding cracks by the use of acoustic emissions. *Bulletin of Japanese society of precision engineering*, v. 19, n. 3, p. 181-186, September 1985.

FELIPE JR, Juarez, *Contribuição para implementação de funções de retificação inteligente (R.I) utilizando técnicas de monitoramento por emissão acústica*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1996. 138 p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. 9.ed. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1970. 751p.

FU, J. C., MORI, K., YOKOMICHI, M. Application of entropy functions in on-line vibration classification for cylindrical plunge grinding. *International journal of production research*, v. 32, n. 6, p. 1477-1487, 1994.

GOMES, J. J. F. *Implementação de sistema automático em retificadoras CNC utilizando emissão acústica*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1997. 80 p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

GOMES, J. J. F., OLIVEIRA, J. F. G., BELLINI, P. H. Sistema de mapeamento da distribuição de energia acústica de retificação no rebolo (DEAR). In: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 1, 2001, Curitiba. *Anais em CD ROM...*, 2001

HAHN, R. S. On the nature of the grinding process. *Adv Mach Tool Des Res*, p.129-154, 1962. apud KOMANDURI, R. Machining and grinding. *Applied Mechanics Reviews*, v.46, n.3, p.108-116, mar 1993.

HANCHI, J., KLAMECKI, B. E. Acoustic emission monitoring of the wear process. *Wear*, v. 145, p. 1-27, 1991.

HASSUI, A., DINIZ, A. E., OLIVEIRA, J. F. G., FELIPE JR, J. GOMES, J. J. F. Experimental evaluation on grinding wheel wear through vibration and acoustic emission. *Wear*, v. 217, p. 7-14, 1998.

HONG, K. K., LO, C. Y. An inverse analysis for the heat conduction during a grinding process. *Journal of materials processing technology*, v.105, p.87-94, 2000

HUNDT, W., LEUENBERGER, D., REHSTEINER, F. An approach to monitoring of the grinding process using acoustic emission (ae) technique. *Annals of the CIRP*, v. 43, n. 1, p. 295-298, 1994.

HUTCHINGS, I. M. Abrasion in wear and manufacturing processes. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, XVI, 2001, Uberlândia. *Anais...* Uberlândia: Associação Brasileira de Ciências Mecânicas, 2001. p.45-51

INASAKI, I. Monitoring and optimization of internal grinding process. *Annals of the CIRP*, v. 40, n. 1, p. 359-362, 1990.

ISMAIL, F., VADARI, V. R. Machining chatter of end mills with unequal modes. *Journal of engineering for industry*, v. 112, p. 229-235, August 1990.

JACKSON, M. J., MILLS, B. Materials selection to vitrified alumina & CBN grinding wheels. *Journal of Materials Processing Technology*, , n.108, p.114-124, 2000.

JIANG, C. Y., ZHANG, Y. Z., XU, H. J. In-process monitoring of tool wear stage by the frequency band-energy method. *Annals of the CIRP*, v. 36, n. 1, p. 45-48, 1987.

KAKINO, Y. Monitoring of metal cutting and grinding processes by acoustic emission. *Journal of acoustic emission*, v.3, p.108-116, 1984.

KANNATEY-ASIBU JR, E., DORNFELD, D. A. Quantitative relationships for acoustic emission from orthogonal metal cutting. *Journal of engineering for industry*, v.103, p.330-340, august 1981.

KING, R. I., HAHN, R. S. *Modern grinding technology*. 1.ed. Nova Iorque: Chapman and Hall, 1986. 361p.

KLUFT, W. A monitoração dos processos reduz custos e desperdícios. *Máquinas e Metais*, p. 60-80, outubro 1994.

KOMANDURI, R., HOU, Z. B., A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, V. 34, p. 653-682, 2001

KÖNIG, W., MESSER, J. *Afição de rebolos de corundo (óxido de alumínio) com ferramentas de afiação estáticas*. Campinas: Robert Bosch (trad.) . 12p. apud OLIVEIRA, João Fernando Gomes de. *Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1988. 273p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

KÖNIG, W. *Fertigungsverfahren band 2 schleifen, hohnen, lappen*, VDI Verlag GMBH Runeldorf, 1980.

LEE, M., WILDES, D. G., HAYASHI, S. R., KERAMATI, B. Effects of tool geometry on acoustic emission intensity. *Annals of the CIRP*, v. 37, n. 1, p.57-60, 1988.

LIANG, S. Y., DORNFELD, D. A. Tool wear detection using time series analysis of acoustic emission. *Journal of engineering for industry*, v. 111, p. 199-205, August, 1989.

MALKIN, S. Grinding cycle optimization. *Annals of the CIRP*, v. 30, n.1, p.223-226, 1981

MALKIN, S. *Grinding technology; Theory and applications of machining with abrasives*.1. ed. Chichester: Ellis Horwood Limited, 1989. 275p.

NAKAYAMA, K., TAKAGI, J. I., IRIE, E., OKUNO, K. Sharpness evaluation of grinding wheel face by the grinding of steel ball. *Annals of the CIRP*, v.29, n.1, p.227-231, 1980.

NATIONAL INSTRUMENTS. *Labview; Function and VI reference manual*, 1998. 700 p.

NEWLAND, D. E. *An introduction to random vibrations, spectral & wavelet analysis*. 3. ed. Essex: Longman, 1995. 477 p.

NOVASKI, O. *Introdução à engenharia de fabricação mecânica*. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 1994. 119 p.

NUSSBAUM, G. C. *Rebolos e abrasivos; Tecnologia básica*. 1.ed. São Paulo: Ícone, 1988. 3 volumes.

OLIVEIRA, J. F. G., DORNFELD, D. A., WINTER, B. Dimensional characterization of grinding wheel surface through acoustic emission. *Annals of the CIRP*, v. 43, n. 1, p. 291-294, 1994.

OLIVEIRA, J. F. G. An innovative system for testing the uniformity of grinding wheel action through high speed acoustic emission analysis. In: INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3, 1999, Cincinnati. *Conference proceedings...*Cincinnati: Society of Manufacturing Engineers, 1999. p.753-766

OLIVEIRA, João Fernando Gomes de. *Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1988. 273p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

OLIVEIRA, J. F. G, PURQUERIO, B. M. Dressagem controlada: uma solução para os problemas, *Máquinas e metais*, p.60-66, Agosto, 1989

PETERS, J., DECNEUT, A. L'Épaisseur de coupe équivalent, paramètre déterminant en retification. *Mecanique materiaux electricité*, p.22-30, october, 1975. Apud VIEIRA JUNIOR, Milton. *Metodologia para determinação das condições de usinagem e de operação no processo de retificação*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1992. 107p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

RICE, J. A., WU, S. M. On the feasibility of catastrophic cutting tool fracture prediction via acoustic emission analysis. *Transactions of the ASME*, v. 115, p. 390-397, November 1993.

RIOUL, O., VETTERLI, M. Wavelets and signal processing. *IEEE SP Magazine*, p.14-38, october 1991.

ROWE, W. B., MORGAN, M. N., ALLANSON, D. A. An advance in the modeling of thermal effects in the grinding process. *Annals of the CIRP*, v.40, n.1, p.339-342, 1991

SALMON, S. C. *Modern grinding process technology*. 1.ed. McGraw-Hill, 1992. 225p.

SANTOS, Marcelo Teixeira. *Estudo do monitoramento do desgaste de fresas de topo baseado no emprego de sensores*. São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1998. 184p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

SHAW, M. C. A simplified approach to workpiece temperatures in fine grinding. *Annals of the CIRP*, v.39, n.1, p.345-347, 1990.

SHAW, M. C. *Principles of abrasive processing*. 1.ed. Nova Iorque: Oxford University Press, 1996. 574p.

SNOEYS, R., PETERS, J. The significance of chip thickness in grinding. *Annals of the CIRP*, v.23, n.2, p. 227-237, 1974;

SOARES, D. D., MEIRELES, G. S. C., OLIVEIRA, J. F.G., BIFFI, M. Otimização de operações de retificação via supervisão e diagnóstico a distância. In: Usinagem 2000, São Paulo. *Anais em CD ROM*. São Paulo: Máquinas e Metais, 2000. p.1-15;

SOLLERO, P. Estabilidade no processo de retificação cilíndrica. *Máquinas e ferramentas*, v.3, n.30, p.25-30, janeiro 1982;

SOUSA, Marcos Morais. *Utilizando a vibração mecânica para monitorar o desgaste das ferramentas de corte e o acabamento superficial no processo de fresamento*. Uberlândia: Centro de Ciências Exatas e Tecnologia da Universidade Federal de Uberlândia, 1998. 103 p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

SRIVASTAVA, A. K., RAM, K. S., LAL, G. K. A simple analysis for evaluating grinding wheel loading. *International journal of machine tools and manufacture*, v.28, n.2, p. 181-190, 1998;

STANLEY, W. D. *Digital signal processing*. 1. Ed. Reston: Reston Publishing Company, Inc., 1975. 323 p.

TAVARES FILHO, Roberto Fernandes. *Análise multi-resolução na determinação do desgaste de ferramentas em torneamento*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP, 1996. 180p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

TETI, R., DORNFELD, D. A. Modeling and experimental analysis of acoustic emission from metal cutting. *Journal of engineering for industry*, v. 111, p. 229-237, August 1989.

THOMSON, W. T. *Teoria da vibração; com aplicações*. 1.ed. Rio de Janeiro: Editora Interciência Ltda, 1978. 462 p.

TSO, P. L., WU, S. H. Analysis of grinding quantities through chip sizes. *Journal of materials processing technology*, v.95, p.1-7, 1999;

VANSEVENANT, I. E. An improved mathematical model to predict residual stresses in surface plung grinding. *Annals of the CIRP*, v.36, n.1, p.413-416, 1987

VIEIRA JUNIOR, Milton. *Metodologia para determinação das condições de usinagem e de operação no processo de retificação*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1992. 107p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

WEBSTER, J., MARINESCU, I., BENNET, R. Acoustic emission for process control and monitoring of surface integrity during grinding. *Annals of the CIRP*, v. 43, n. 1, p.299-304, 1994.

YAMAMOTO, T., FUKUMOTO, I., KINJO, H. In process sensing of abnormal grinding condition caused by loading chips using ADF. *International Journal of Japan society for precision engineering*, v. 26, n. 4, p. 296-301. December 1992.

ZHOU, Y., FUNKENBUSCH, P. D., QUESNEL, D. J. Stress distributions at the abrasive-matrix interface during tool wear in bound abrasive grinding – a finite element analysis. *Wear*, v.209, p.247-254, 1997;

## Apêndices

### Apêndice I Programas desenvolvidos em Labview

#### A Programa de aquisição

A figura I.1 mostra o painel de controle do programa de aquisição de dados

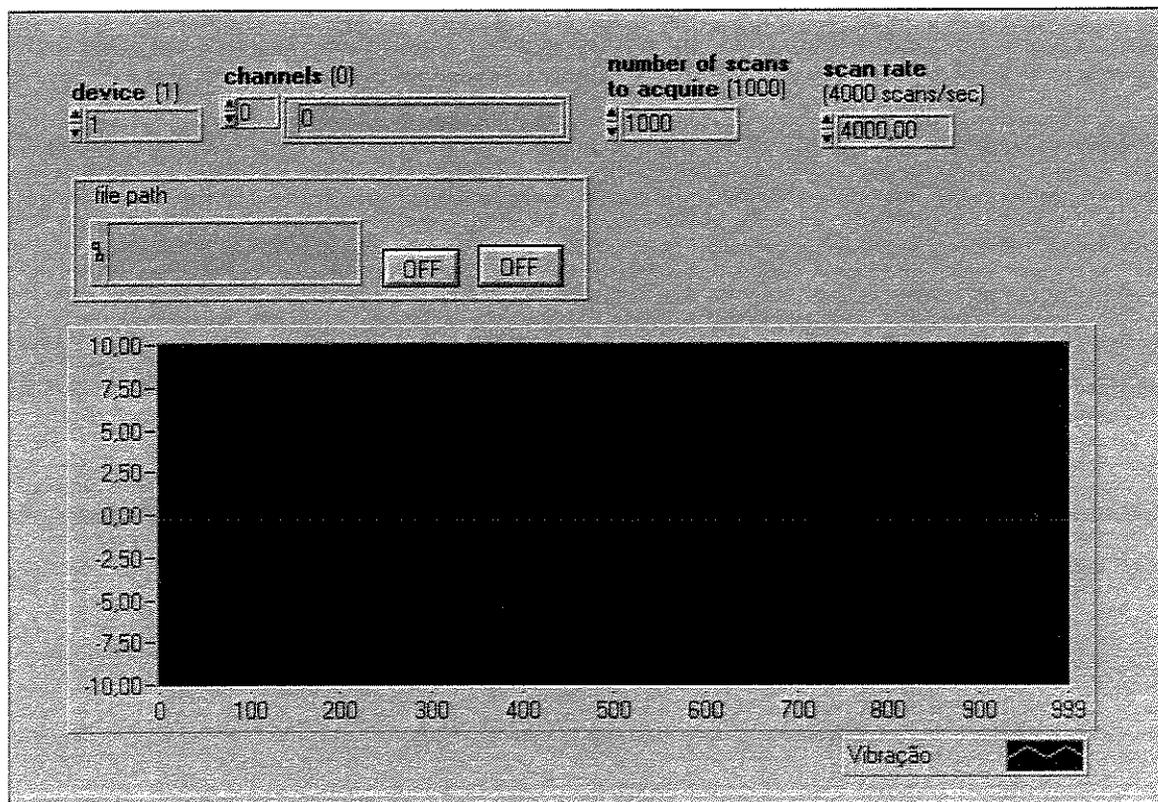


Figura I.1 Interface do Programa de Aquisição

A figura I.2 mostra o diagrama do programa de aquisição, correspondente à interface mostrada em I.1.

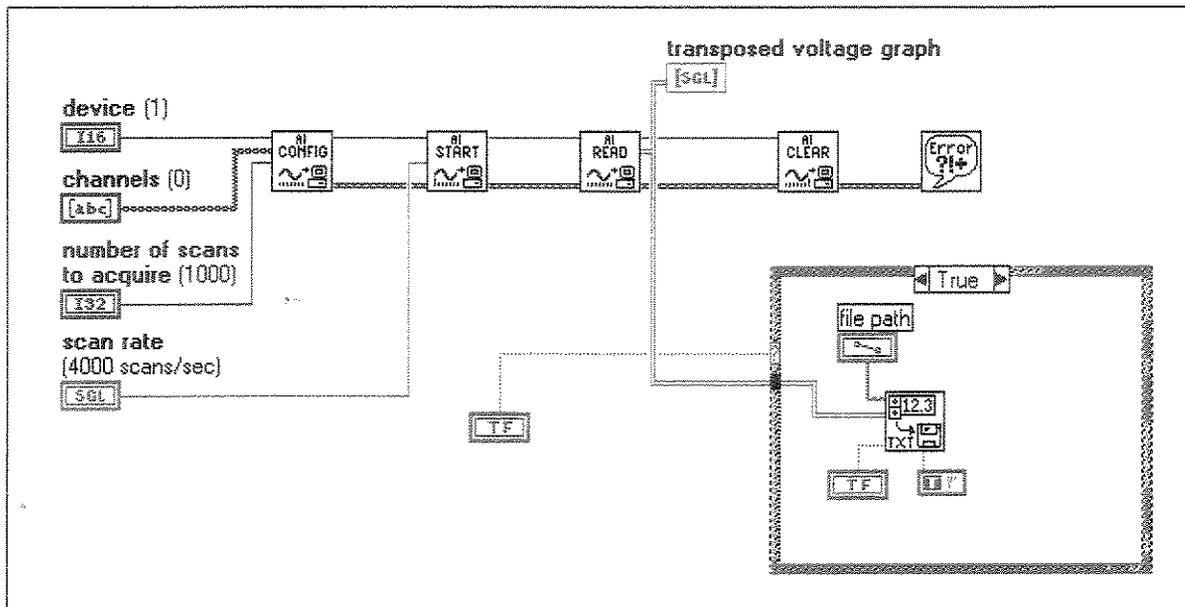


Figura I.2 – Diagrama do Programa de Aquisição

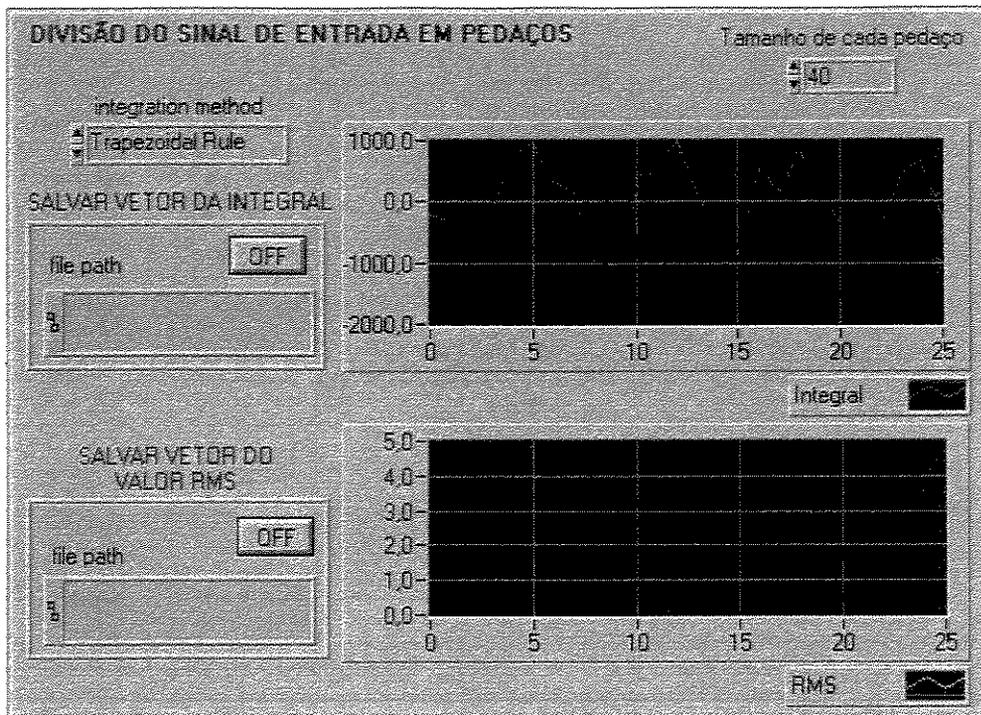


Figura I.3 – Interface do Programa que Calcula o RMS dos Sinais Adquiridos

As figuras I.3 e I.4 mostram a interface e o diagrama do programa que calcula o RMS dos sinais adquiridos.

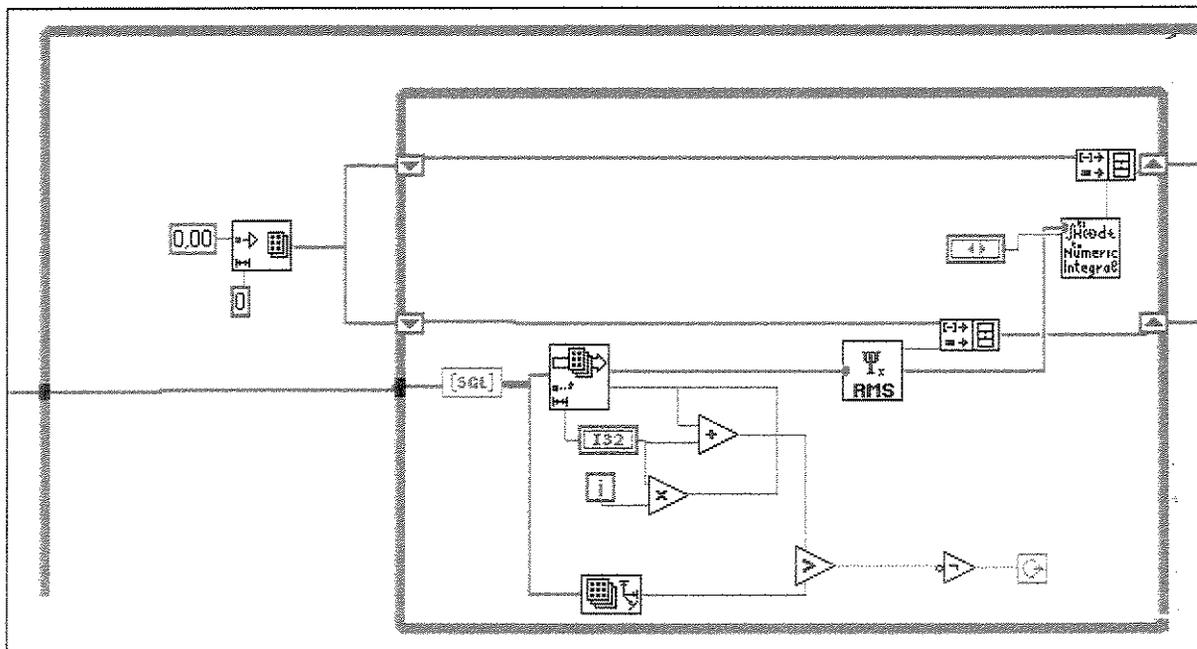


Figura I.4 – Diagrama do Programa que Calcula o RMS dos Sinais Adquiridos

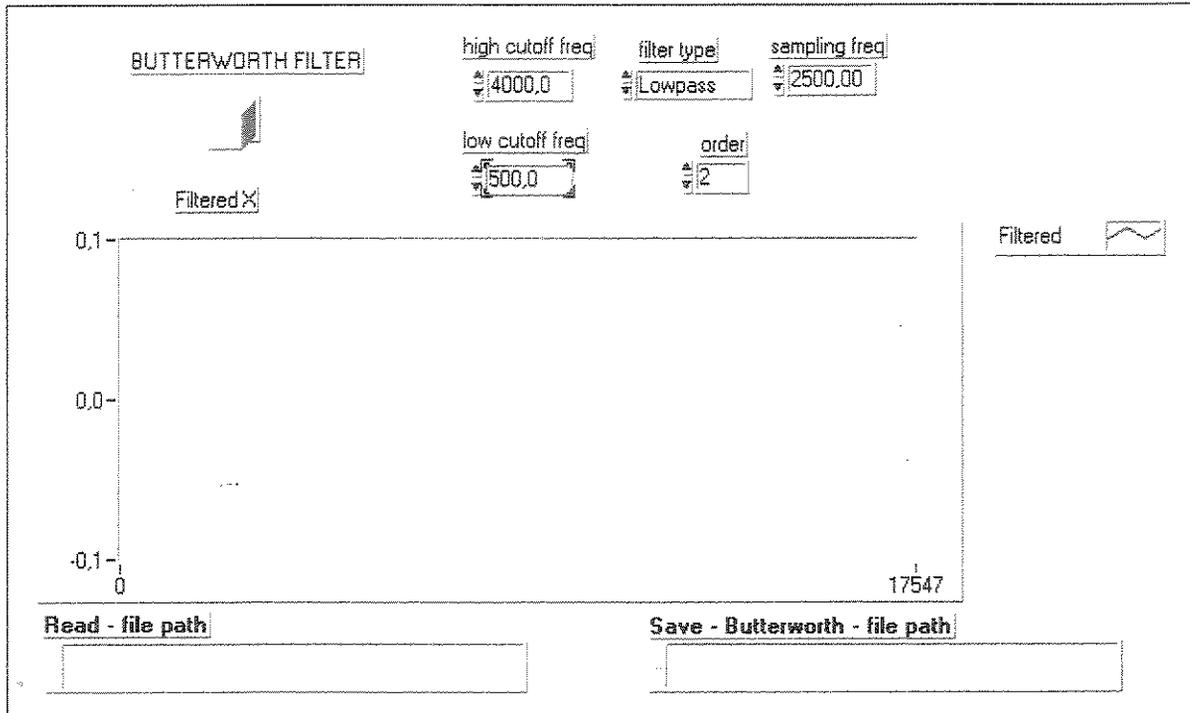


Figura I.5 – Interface do Programa que Filtra os Sinais Adquiridos

As figuras I.5 e I.6 mostram a interface e o diagrama do programa que filtra os sinais adquiridos.

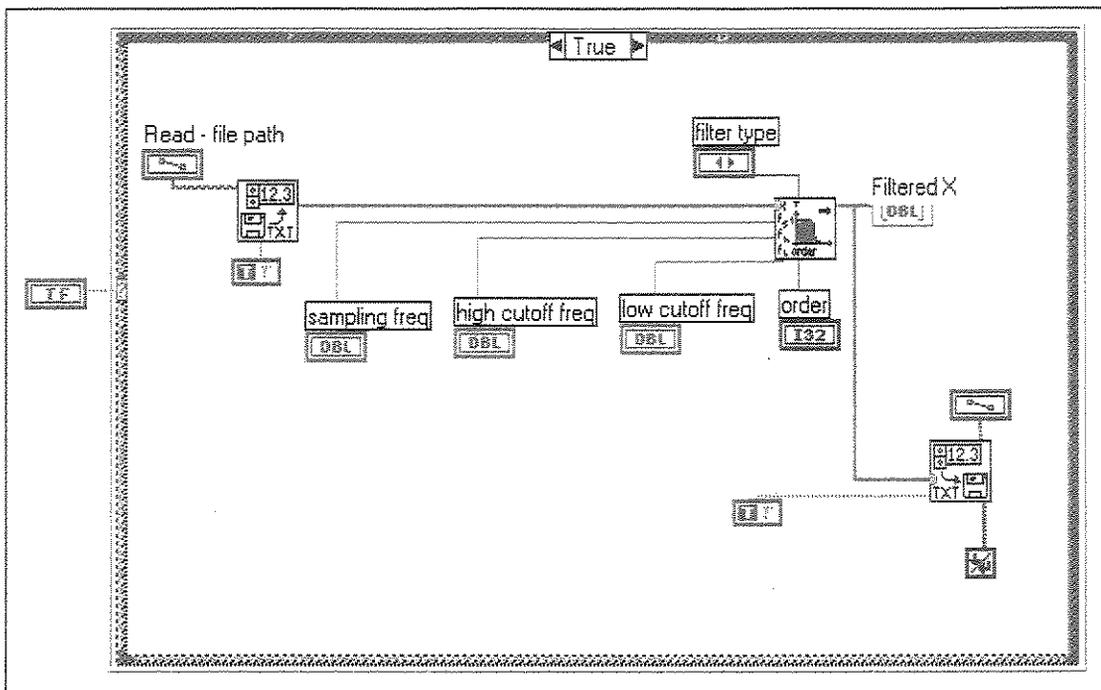


Figura I.6 – Diagrama do Programa que Filtra os Sinais Adquiridos

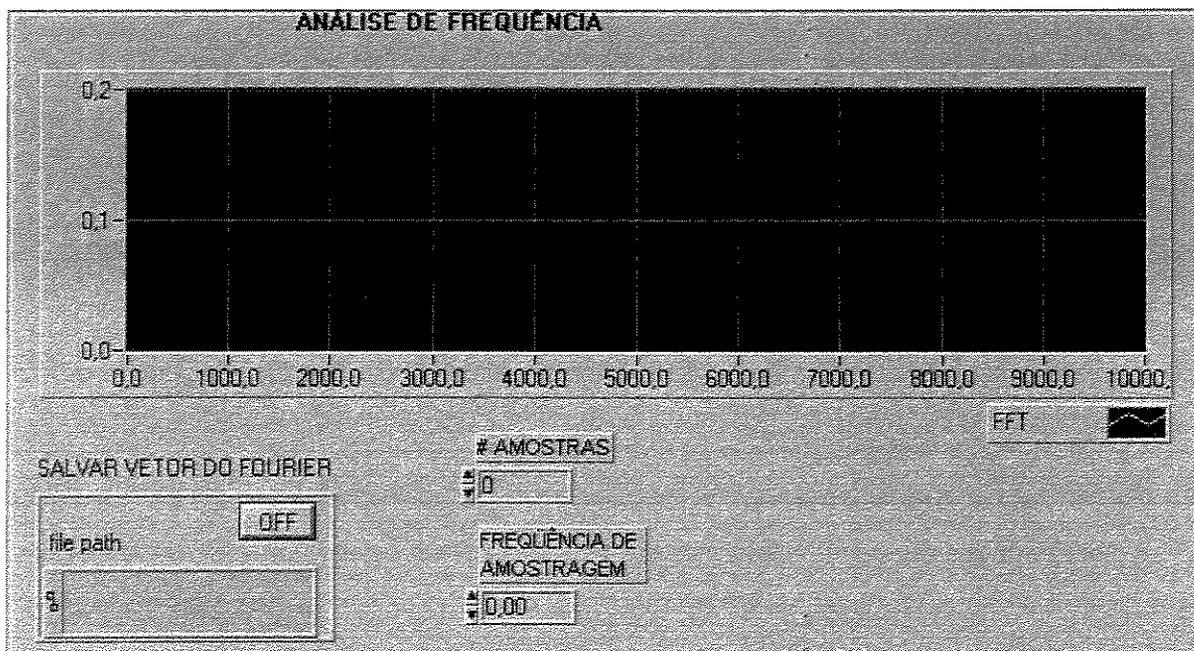


Figura I.7 Interface do Programa que Extrai o Espectro de Frequências dos Sinais Adquiridos

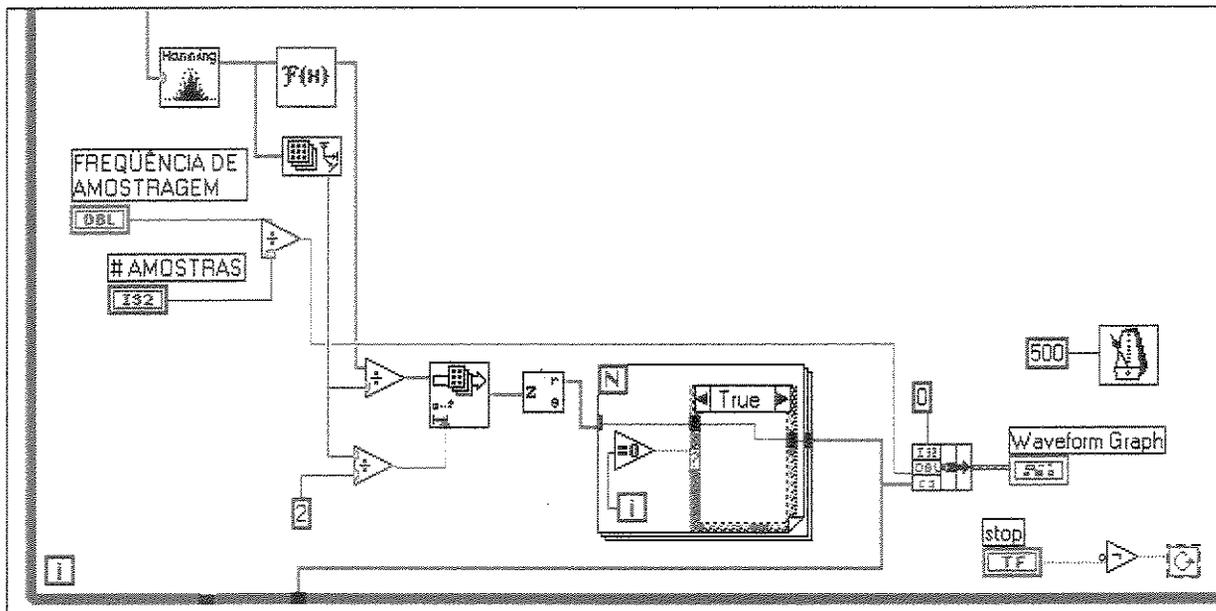


Figura I.8 – Diagrama do Programa que faz o Janelamento e Extrai o Espectro de Frequências do Sinal Adquirido.

## Apêndice II Programa desenvolvido em Matlab

Neste apêndice é apresentado o programa que foi utilizado para calcular o ponto correspondente ao início do centelhamento. Posteriormente, com o tempo de centelhamento (programado no CNC da máquina) e a taxa de aquisição conhecidos, pode-se estabelecer o sinal de vibração correspondente à última volta do centelhamento.

```
for i = 8
    eval(['spkrms21' num2str(i)]);    abre automaticamente os arquivos de dados
    eval(['tempo']);                  carrega uma matriz coluna pré determinada
    t1 = t(360:670);                 especifica-se um intervalo para análise
    inspk = spk(360:670);            define-se o intervalo onde encontra-se o início do centelhamento
    n=6;                             define-se o grau do polinômio que será utilizado
    interp=polyfit(t1,inspk,n)        faz-se a interpolação dos pontos adquiridos
    interpsimb=poly2sym(interp)       transforma-se a função em literal
    derivada=diff(interpsimb)        calcula-se a derivada literal
    derivadanum=sym2poly(derivada)   converte-se para derivada numérica
    raizes=roots(derivadanum)        calcula-se as raízes da função derivada
    eval(['raiz21' num2str(i) '=raizes']) salva as raízes da função derivada
    z=polyval(interp,t1);            atribui-se o polinômio a uma constante
    plot(t1,inspk,t1,z)              traça-se o gráfico da interpolação e do sinal adquirido
end
```