

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA PARA DIFERENTES CONDICIONAMENTOS  
DO REBOLO DE NITRETO DE BORO CÚBICO**

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA PARA  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

**FRANCISCO FIRMINO DE SALES BASTO**

FLORIANÓPOLIS, MARÇO DE 1999.

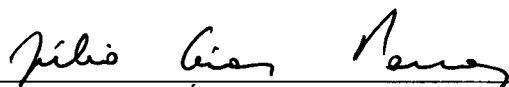
**RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA PARA DIFERENTES  
CONDICIONAMENTOS DO REBOLO DE NITRETO DE BORO CÚBICO**

**FRANCISCO FIRMINO DE SALES BASTO**

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

**MESTRE EM ENGENHARIA**

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO  
FABRICAÇÃO E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-  
GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA




JÚLIO CESAR PASSOS, Prof. Dr.  
**COORDENADOR DO CURSO**




WALTER LINDOLFO WEINGAERTNER, Prof. Dr.-Ing.  
**ORIENTADOR**

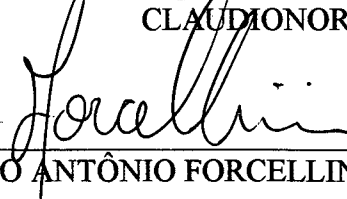
BANCA EXAMINADORA



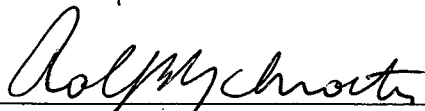
FERNANDO CABRAL, Prof. D. Sc. (**Presidente**)



CLAUDIONOR CRUZ, Prof. Dr.



FERNANDO ANTÔNIO FORCELLINI, Dr. Eng. Mec.



ROLF BERTRAND SCHROETER, Dr. Eng.

Aos meus filhos, Rafaella, Luiz Guilherme e Luiz  
Alexandre; aos meus pais, Alzira e Irineu (in memoriam ao velho Basto);  
e em especial a minha esposa Lenora.

## AGRADECIMENTOS

À minha família, pelo apoio e paciência de minha esposa e filhos ao longo de 3 anos, em relação as inúmeras idas e vindas entre Santa Maria e Florianópolis e, mais recentemente, entre Porto Alegre e Florianópolis, e aos fins-de-semana quase que exclusivamente dedicados aos ensaios e ao computador.

Ao professor Walter Weingaertner, pela amizade, incentivo e confiança demonstrados durante o desenvolvimento deste trabalho, e pelo constante exemplo de profissionalismo e dedicação.

À CAPES, pela concessão da bolsa de estudos, sem a qual este trabalho não teria sido possível.

Aos colegas do LMP que, de forma geral, contribuíram para amenizar a “retomada” dos estudos para aqueles que, como eu, estavam afastados há alguns anos do “pique” acadêmico.

Aos colegas do Gendef, Cláudio Bertalan e o “doutor” Júlio Cesar, os quais, colocando à disposição seus valiosos conhecimentos de Escola Técnica e indiscutíveis capacidades profissionais, contribuíram não apenas como co-orientadores mas, principalmente, ajudando a manter a retificadora em funcionamento.

Aos bolsistas Marlon, Vinicius, e em especial, neste final de empreitada, ao José Steil, Sandro Matte, Márcio Castellani e Edwin por suas idéias e valiosas dicas.

Ao Rolf, por sua objetividade, companheirismo e, em especial, pela paciência demonstrada na revisão pormenorizada deste trabalho.

Ao colega de mestrado Sandro Petry, também pela troca de idéias e incentivo à organização.

Ao técnico Hélio, pelos desenhos e gráficos pacientemente reconstruídos com rapidez e habilidade inquestionáveis.

Ao sr. Hamilton, pelas dicas e principalmente pelo constante bom humor.

Aos bolsistas de outros grupos, entre os quais, Marco, Thiago e Sena pelo auxílio prestado no “insondável” mundo da informática.

Aos colegas sempre dispostos a dar valiosas dicas: Kleber, Moacyr e Cleiton.

Ao Jeff, Fabio Rojas e, em especial, ao Moacyr pela disposição em rever este trabalho e torná-lo mais compreensível ao leitor.

Ao grande companheiro Rilke, cuja amizade e disponibilidade demonstradas contribuíram para tornar o primeiro ano do mestrado mais fácil.

Aos colegas sempre dispostos a dar uma ajuda: Eliene, Hugo, Octacílio, Gilva, Braghini, Stoeterau, Clô, Milton, Zeilmann, Animal, Catatau, Pião e Flávia, entre outros.

Às secretárias Rosi, Sílvia e, mais recentemente, a Cátia, pela simpatia e disposição em ajudar.

Às bibliotecárias Gerusa e Guilhermina por iguais motivos.

Aos técnicos do NUMA, pelos esforços e prontidão em resolver as inúmeras panes elétricas, hidráulicas e mecânicas na retificadora.

Às empresas Robert Bosch do Brasil Ltda, Winter do Brasil, Schneider e Danfoss pelo apoio material e técnico.

## ÍNDICE

SIMBOLOGIA .....	xii
INDICE DE FIGURAS .....	xiv
INDICE DE TABELAS .....	xx
RESUMO .....	xxi
ABSTRACT .....	xxii
CAPÍTULO 1	
INTRODUÇÃO .....	1
CAPÍTULO 2	
2.1 Introdução.....	4
2.2 Origens dos processos abrasivos .....	4
2.3 Mecanismos de formação de cavacos.....	5
2.3.1 Forma média dos gumes de geometria não definida.....	5
2.3.2 Formas de penetração do gume e formação de cavacos.....	6
2.3.3 Mecanismo de penetração do gume e formação de cavacos.....	7
2.3.4 Cinemática da retificação.....	9
2.3.5 Formas de desgaste do grão abrasivo .....	11
2.4 Rebolos .....	12
2.4.1 Estrutura dos rebolos convencionais.....	12
2.4.2 Materiais abrasivos convencionais .....	12
2.4.3 Especificação de rebolos convencionais .....	13
2.4.4 Dressamento de rebolos convencionais .....	14

2.5	Fluidos de corte .....	15
2.5.1	Tipos de fluidos .....	15
2.5.2	Aditivos .....	16
2.6	Influência das variáveis de entrada sobre os resultados do processo .....	17
2.6.1	Velocidade de avanço e penetração de trabalho .....	17
2.6.2	Velocidade da peça .....	18
2.6.3	Velocidade de corte .....	18
2.6.4	Tempo de fim de faiscamento .....	18
2.7	Influência da topografia do rebolo sobre os resultados do processo .....	19
2.7.1	Influência das condições de dressamento .....	19
2.7.2	Influência do desgaste do rebolo .....	20
2.8	Influência do fluido de corte .....	21
2.9	Retificação superabrasiva .....	22
2.9.1	Materiais superabrasivos .....	22
2.9.2	Estrutura das ferramentas superabrasivas .....	24
2.9.3	Especificação de rebolos revestidos (superabrasivos) .....	24

## CAPÍTULO 3

### RETIFICAÇÃO COM O NITRETO DE BORO CÚBICO

3.1	Introdução .....	26
3.2	O CBN .....	26
3.2.1	Uma visão comparativa de suas propriedades .....	26
3.2.2	Propriedades térmicas do CBN .....	29
3.2.3	Tipos de CBN .....	30
3.3	Rebolos de CBN .....	30
3.3.1	Tipos de ligantes .....	31
3.3.2	Mecanismos de desgaste da ferramenta .....	32
3.3.3	Determinação da durabilidade da ferramenta .....	34
3.3.4	Métodos de condicionamento da ferramenta .....	35

3.4	Refrigeração na usinagem com o CBN .....	42
3.5	Métodos especiais para o condicionamento e caracterização de rebolos revestidos .....	43
3.5.1	Perfilamento e afiação com laser .....	44
3.5.2	Afiação erosiva integrada ao processo .....	45
3.5.3	Afiação eletrolítica integrada ao processo (ELID).....	47
3.5.4	Uso de sensores acústicos no perfilamento .....	49
3.5.5	Método de condicionamento com disco composto .....	50
3.5.6	Dressamento por toque (“Touch-Dressing”) .....	51
3.5.7	Perfilamento por fresamento .....	53
3.5.8	Caracterização de rebolos pela medição da protusão.....	55
3.6	Sistemas especiais para o monitoramento da retificação .....	57
3.6.1	Monitoramento da retificação através da medição da intensidade de fagulhas .	57
3.6.2	Monitoramento da retificação através da emissão acústica (AE) .....	59
3.6.3	Monitoramento óptico do desgaste do rebolo .....	60
3.7	Novas tecnologias aplicadas à retificação .....	61
3.7.1	Tecnologia laser aplicada à retificação .....	62
3.7.2	Aproveitamento do calor gerado no processo .....	63
3.7.3	Método híbrido de retificação (abrasão + vibração) .....	66
3.7.4	Retificação supersônica .....	67
3.7.5	Rebolos especiais para a usinagem a seco .....	68
3.8	Modelos para simulação da retificação em computador .....	70
3.8.1	Modelo da dinâmica molecular .....	70
3.8.2	Simulação da retificação externa de mergulho .....	71
3.8.3	Simulação da textura da peça baseada na medição de topografia do rebolo .....	72
3.8.4	Caracterização do perfilamento pelo número de colisões entre os grãos .....	74



## CAPÍTULO 4

## MATERIAIS E MÉTODOS

4.1	Introdução .....	77
4.2	Objetivos do trabalho .....	77
4.3	Material empregado nos ensaios .....	79
4.3.1	Corpos de prova .....	79
4.3.2	Rebolo .....	81
4.3.3	Máquina-ferramenta .....	82
4.3.4	Rolo perfilador .....	83
4.3.5	Dispositivo de afiação .....	84
4.4	Método de caracterização da topografia do rebolo .....	85
4.5	Arranjo físico da bancada de experimentos .....	87
4.6	Equipamentos de medição e apoio .....	88
4.7	Calibrações .....	88
4.7.1	Rotações do eixo porta-peça e do rebolo .....	88
4.7.2	Avanço longitudinal da mesa .....	89
4.7.3	Avanço do carro porta-rebolo .....	89
4.7.4	Vazão do fluido de corte .....	89
4.7.5	Velocidade do dispositivo de afiação .....	89
4.7.6	Força exercida pelo dispositivo de afiação .....	90
4.7.7	Concentração do fluido de corte .....	90
4.8	Ajustes .....	90
4.8.1	Medição do batimento do rebolo .....	90
4.8.2	Desvio de paralelismo entre a mesa porta-peça e o eixo porta-rebolo .....	91
4.8.3	Balanceamento do rebolo .....	92
4.9	Ensaio preliminares .....	96
4.10	Determinação das variáveis de entrada .....	98
4.10.1	Perfilamento .....	98
4.10.2	Afiação .....	98

4.10.3 Retificação .....	99
4.10.4 Velocidade do fluido de corte .....	100

## CAPÍTULO 5

### PLANEJAMENTO DOS TRABALHOS EXPERIMENTAIS

5.1 Introdução .....	101
5.2 Estrutura do trabalho .....	101
5.2.1 Influência do condicionamento do rebolo sobre os resultados na peça .....	101
5.2.2 Influência dos parâmetros de processo sobre os resultados na peça .....	104
5.3 Metodologia utilizada .....	106

## CAPÍTULO 6

### APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

6.1 Influência do método de condicionamento do rebolo .....	107
6.1.1 Resultados de rugosidade $R_z$ na peça e de corrente elétrica $I_{\text{máx}}$ no motor principal da máquina em função do grau de condicionamento.....	107
6.1.2 Resultados do método de impressão com resina .....	112
6.1.3 Resultados dos ensaios de microscopia eletrônica .....	114
6.1.4 Ensaios complementares sobre a variável número de passes no perfilamento .....	120
6.1.5 Resultados do monitoramento da corrente elétrica durante a afiação .....	122
6.1.6 Conclusões sobre os ensaios de condicionamento .....	126
6.2 Resultados dos ensaios sobre a influência das variáveis de processo .....	126

## CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS .....	132
---	-----

## CAPÍTULO 8

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	135
----------------------------------	-----

ANEXO I .....	141
---------------	-----

ANEXO II .....	150
----------------	-----

## SIMBOLOGIA

### Letras Maiúsculas

$A_d$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície de desgaste do diamante
$C_{stat}$	[mm <sup>-3</sup> ]	Densidade de gumes estatísticos
$F_{ns}$	[N]	Componente da força normal de corte na retificação
$F_{ts}$	[N]	Componente da força tangencial de corte na retificação
$G$	-	Relação de remoção
$G_d$	-	Relação de remoção no perfilamento
$I_d$	-	Índice de colisões
$I_{ds}$	[Amper]	Corrente elétrica na afiação eletrolítica do rebolo
$P_s$	[kgf/cm <sup>2</sup> ]	Pressão de alimentação do fluido de corte
$Q'_{sb}$	[mm <sup>3</sup> /mm]	Taxa de remoção da pedra de afiação
$R_a$	[μm]	Rugosidade média aritmética
$R_p$	[μm]	Profundidade de alisamento
$R_{pert}$	[μm]	Profundidade de alisamento crítica
$R_t$	[μm]	Profundidade máxima de rugosidade
$R_{ts}$	[μm]	Rugosidade efetiva
$R_{ts0}$	[μm]	Rugosidade efetiva inicial
$R_z$	[μm]	Rugosidade média
$S_d$	[mm/rev]	Velocidade de avanço da ferramenta no perfilamento
$T_\mu$	[μm]	Profundidade de início de corte
$U$	-	Grau de recobrimento
$U_{ds}$	[volt]	Tensão no dipolo na afiação eletrolítica
$U_r$	[rpm]	Número de rotações do rolo adiamantado
$U_s$	[rpm]	Número de rotações do rebolo
$U_w$	[rpm]	Número de rotações da peça

$V'_{sb}$	[mm <sup>3</sup> /mm]	Volume removido de pedra de afiação
$V'_w$	[mm <sup>3</sup> /mm]	Volume usinado da peça na retificação
$W$	[watts]	Unidade de energia térmica
$Q'_w$	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa de remoção na retificação
$\Delta r_s$	[ $\mu$ m]	Desgaste radial do rebolo

### Letras Minúsculas

$a$	[mm]	Penetração de trabalho
$a_d$	[mm]	Penetração de trabalho por passe no perfilamento
$a_{ed}$	[mm]	Penetração de trabalho total no perfilamento
$b_s$	[mm]	Largura do rebolo
$c_k$	[mm <sup>-3</sup> ]	Densidade de grãos
$c_p$	[J/g K]	Capacidade térmica específica
$d_r$	[mm]	Diâmetro do rolo dressador
$d_s$	[mm]	Diâmetro do rebolo
$d_{se}$	[mm]	Diâmetro efetivo do rebolo
$d_w$	[mm]	Diâmetro da peça
$h_{eq}$	[mm]	Espessura equivalente do cavaco
$h_{cu}$	[mm]	Espessura de usinagem
$h_{cueff}$	[mm]	Espessura de usinagem efetiva
$h_{sb}$	[mm]	Altura da pedra de afiação
$l_k$	[mm]	Comprimento de contato
$n_r$	[rpm]	Número de rotações do rolo perfilador
$n_s$	[rpm]	Número de rotações do rebolo
$q$	-	Relação de velocidades na retificação
$q_d$	-	Relação de velocidades no perfilamento
$q_m$	-	Coefficiente de extensão longitudinal
$r_s$	[mm]	Raio do rebolo

$t_a$	[s]	Tempo de fim de faiscamento
$t_d$	[s]	Tempo de dressamento
$V_{ad}$	[mm/min]	Velocidade de avanço da mesa no perfilamento
$V_c$	[m/s]	Velocidade de corte
$V_d$	[mm/min]	Velocidade da ferramenta no dressamento
$V_e$	[mm/s]	Velocidade efetiva de aproximação do grão
$V_f$	[mm/min]	Velocidade de avanço em mergulho do rebolo
$V_{fa}$	[mm/min]	Velocidade de avanço em mergulho do rebolo no acabamento
$V_{fd}$	[mm/min]	Velocidade de avanço em mergulho do rebolo no desbaste
$V_{fSb}$	[mm/s]	Velocidade de mergulho da pedra de afiação
$V_r$	[m/s]	Velocidade periférica do rolo perfilador
$V_s$	[m/s]	Velocidade periférica do rebolo
$V_{sd}$	[m/s]	Velocidade periférica do rebolo no perfilamento
$V_w$	[m/s]	Velocidade periférica da peça
$W_m$	[ $\mu\text{m}$ ]	Largura média de malha
$\sigma_{mod}$	-	Desvio padrão dos valores de $R_p$ no perfilamento moderado
$\sigma_{sev}$	-	Desvio padrão dos valores de $R_p$ no perfilamento severo
$\varepsilon$	[ $\mu\text{m}$ ]	Protusão do grão acima do ligante
$\varepsilon_{crt}$	[ $\mu\text{m}$ ]	Protusão crítica do grão acima do ligante
$\alpha, \beta, \gamma$		Expoentes da expressão para a espessura de usinagem, $h_{cu}$

## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 2.1</b> - Forma média do gume de corte em um grão abrasivo .....	6
<b>Figura 2.2</b> - Formas de penetração de um gume .....	6
<b>Figura 2.3</b> - Etapas do processo de corte abrasivo .....	7
<b>Figura 2.4</b> - Método do termopar de Peklenik para determinar o comprimento de contato .....	8
<b>Figura 2.5</b> - Espessura de usinagem, $h_{cu}$ , em função da geometria do processo .....	9
<b>Figura 2.6</b> - Corte transversal de um rebolo, mostrando dois grãos abrasivos .....	11
<b>Figura 2.7</b> - Exemplo de especificação de rebolos convencionais .....	14
<b>Figura 2.8</b> - Influência das condições de dressamento sobre as rugosidades $R_{ts}$ e $R_a$ .....	20
<b>Figura 2.9</b> - Influência do volume usinado sobre a rugosidade $R_a$ .....	21
<b>Figura 2.10</b> - Estruturas cristalinas do HBN e do CBN .....	23
<b>Figura 2.11</b> - Exemplo especificação de rebolos revestidos .....	24
<b>Figura 3.1</b> - Gráfico comparativo das durezas Knoop para alguns materiais .....	27
<b>Figura 3.2</b> - Gráfico comparativo das condutividades térmicas de alguns materiais .....	28
<b>Figura 3.3</b> - Comportamento térmico de alguns materiais abrasivos .....	30
<b>Figura 3.4</b> - Influência de diversos fluidos de corte sobre o parâmetro $R_z$ .....	32
<b>Figura 3.5</b> - Influência da concentração das emulsões sobre a relação $G$ .....	33
<b>Figura 3.6</b> - Perda de densidade dos ligantes resinóides em função do aumento da temperatura ..	34
<b>Figura 3.7</b> - Tipos de perfis em um rebolo .....	36
<b>Figura 3.8</b> - Algumas configurações para o perfilamento .....	38
<b>Figura 3.9</b> - Comportamento do parâmetro $R_p$ para diferentes taxas de afiação $Q'_{sb}$ .....	41
<b>Figura 3.10</b> - Tabeira única com incidências normal e tangencial .....	43
<b>Figura 3.11</b> - Sistema múltiplo de tubeiras .....	43
<b>Figura 3.12</b> - Feixe laser utilizado para a afiação .....	44
<b>Figura 3.13</b> - Princípio construtivo do processo de afiação erosivo .....	46
<b>Figura 3.14</b> - Princípio construtivo da afiação eletrolítica (ELID) .....	48

<b>Figura 3.15</b> - Método de condicionamento com discos compostos .....	50
<b>Figura 3.16</b> - Esquema do dispositivo para o dressamento por toque .....	51
<b>Figura 3.17</b> - Cinemática do processo de “touch-dressing” .....	52
<b>Figura 3.18</b> - Cinemática do perfilamento com fresa de ponta única .....	54
<b>Figura 3.19</b> - Alguns métodos de afiação .....	55
<b>Figura 3.20</b> - Dispositivo desenvolvido para medir a protusão .....	56
<b>Figura 3.21</b> - Relação entre o tamanho de cavacos e a rugosidade $R_a$ .....	58
<b>Figura 3.22</b> - Bancada de experimentos utilizada para o estudo da geração de fagulhas .....	59
<b>Figura 3.23</b> - Esquema do processo de monitoramento óptico por triangulação .....	61
<b>Figura 3.24</b> - Retificação assistida à laser .....	62
<b>Figura 3.25</b> - Perfil de dureza HV x Profundidade na peça .....	64
<b>Figura 3.26</b> - Gráfico comparativo para as profundidades de endurecimento obtidas por vários processos, inclusive por retificação .....	65
<b>Figura 3.27</b> - Delineamento convencional do processo produtivo x delineamento com o processo integrado .....	65
<b>Figura 3.28</b> - Efeito da superposição de vibrações à retificação .....	67
<b>Figura 3.29</b> - Rebolos para velocidades até 500 m/s .....	68
<b>Figura 3.30</b> - Fluxograma para o modelo da simulação da retificação externa de mergulho .....	72
<b>Figura 3.31</b> - Esquema do princípio de funcionamento da perfilometria óptica .....	73
<b>Figura 3.32</b> - Cinemática do modelo para determinar a rugosidade produzida sobre a peça .....	73
<b>Figura 3.33</b> - Cinemática de contato rebolo/rolo para o modelo do número de colisões .....	75
<b>Figura 3.34</b> - Detalhamento do contato rebolo/rolo para o modelo do número de colisões.....	75
<b>Figura 3.35</b> - Resultados de $R_a$ x $I_d$ para o modelo do número de colisões .....	76
<b>Figura 4.1</b> - Retificação cilíndrica externa de mergulho de um pistão com rebolo de $Al_2O_3$ .....	78
<b>Figura 4.2</b> - Pistão com as suas principais dimensões .....	79
<b>Figura 4.3</b> - Corpo de prova cilíndrico utilizados nos ensaios .....	79
<b>Figura 4.4</b> - Perfis de microdureza HRC dos corpos de prova cilíndricos seccionados .....	81
<b>Figura 4.5</b> - Retificadora Fortuna com o sistema de encapsulamento modificado .....	82
<b>Figura 4.6</b> - Rolo diamantado durante o perfilamento .....	84



<b>Figura 4.7</b> - Dispositivo de afiação montado na mesa da retificadora .....	85
<b>Figura 4.8</b> - Impressão do rebolo com resina .....	86
<b>Figura 4.9</b> - “Lay-out” da bancada para os experimentos .....	87
<b>Figura 4.10</b> - Medição do batimento do rebolo .....	91
<b>Figura 4.11</b> - Medição das vibrações no carro porta-rebolo .....	93
<b>Figura 4.12</b> - Nível de vibrações medido sobre o carro porta-rebolo para quatro valores de $v_s$ : 30, 35, 40 e 45 m/s .....	94
<b>Figura 4.13</b> - Nível de vibrações medido sobre o carro porta-rebolo para três valores de $v_s$ : 50, 55 e 60 m/s .....	94
<b>Figura 4.14</b> - Nível de vibrações sobre o carro porta-rebolo com o motor principal desligado e apenas o sistema de lubrificação de guias e mancais operando (sensor na posição horizontal) .....	95
<b>Figura 4.15</b> - Nível de vibrações sobre o carro porta-rebolo com o motor principal desligado e apenas o sistema de lubrificação de guias e mancais operando (sensor na posição vertical) .....	95
<b>Figura 4.16</b> - Medição da temperatura do óleo hidráulico na mangueira de retorno do mancal ..	97
<b>Figura 5.1</b> - Usinagem escalonada dos corpos de prova .....	102
<b>Figura 6.1</b> - Comportamento de $R_z$ com $V_w^*$ (perfilamento moderado) .....	108
<b>Figura 6.2</b> - Comportamento de $R_z$ com $V_w^*$ (perfilamento severo) .....	108
<b>Figura 6.3</b> - Comportamento de $I_{máx} \times V_w^*$ para o perfilamento moderado .....	111
<b>Figura 6.4</b> - Comportamento de $I_{máx} \times V_w^*$ para o perfilamento severo .....	111
<b>Figura 6.5</b> - Comportamento de $R_p$ com o volume usinado .....	113
<b>Figura 6.6</b> - Rebolo com perfilamento moderado e sem afiação .....	114
<b>Figura 6.7</b> - Detalhe da figura 6.6 .....	114
<b>Figura 6.8</b> - Rebolo com perfilamento severo sem afiação .....	114
<b>Figura 6.9</b> - Detalhe da figura 6.8 .....	114
<b>Figura 6.10</b> - Rebolo com perfilamento severo, $V_{sb}^* = 1250 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , $V_w^* = 0$ .....	116
<b>Figura 6.11</b> - Detalhe da figura 6.10 .....	116
<b>Figura 6.12</b> - Rebolo com perfilamento severo, $V_{sb}^* = 1250 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , $V_w^* = 5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .....	116

<b>Figura 6.13</b> - Rebolo com perfilamento moderado, $V'_{sb} = 3750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , $V'_w = 0$ .....	117
<b>Figura 6.14</b> - Detalhe da figura 6.13 .....	117
<b>Figura 6.15</b> - Perfilamento moderado, $V'_{sb} = 3750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , $V'_w = 5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .....	117
<b>Figura 6.16</b> - Rebolo com perfilamento moderado, $V'_{sb} = 7500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , $V'_w = 0$ .....	119
<b>Figura 6.17</b> - Detalhe da figura 6.16 .....	119
<b>Figura 6.18</b> - Rebolo com perfilamento severo, $V'_{sb} = 7500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , $V'_w = 0$ .....	119
<b>Figura 6.19</b> - Detalhe da figura 6.18 .....	119
<b>Figura 6.20</b> - Ensaio para a avaliação da influência do número de passes sobre o perfilamento .....	120
<b>Figura 6.21</b> - Valores de $R_z$ obtidos para o rebolo perfilado com quatro passes/ $a_e$ .....	121
<b>Figura 6.22</b> - Corrente elétrica no motor principal durante a afiação do rebolo perfilado com um passe por profundidade de avanço .....	122
<b>Figura 6.23</b> - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço .....	123
<b>Figura 6.24</b> - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço .....	123
<b>Figura 6.25</b> - Rebolo perfilado com seis passes por profundidade de avanço .....	124
<b>Figura 6.26</b> - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço .....	124
<b>Figura 6.27</b> - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço .....	125
<b>Figura 6.28</b> - Corrente elétrica no motor principal para o rebolo perfilado com um passe por profundidade de avanço .....	125
<b>Figura 6.29</b> - Valores obtidos de $R_z$ para os ensaios do fatorial fracionado .....	127
<b>Figura 6.30</b> - Comportamento médio de $R_z$ em função do tempo de fim de faiscamento $t_a$ .....	129
<b>Figura 6.31</b> - Comportamento médio de $R_z$ em função da velocidade de corte $v_s$ .....	129
<b>Figura 6.32</b> - Testes complementares para verificar o comportamento de $R_z$ com valores de $v_s = 40 - 45 \text{ m/s}$ e $t_a = 3 - 5 \text{ s}$ .....	130
<b>Figura 6.33</b> - Ensaio realizado sem a etapa de acabamento .....	130

## INDICE DE TABELAS

<b>TABELA 1</b> - Condições de condicionamento do rebolo .....	102
<b>TABELA 2</b> - Parâmetros fixos nos ensaios de retificação .....	102
<b>TABELA 3</b> - Parâmetros fixos no processo de afiação do rebolo .....	102
<b>TABELA 4</b> - Parâmetros fixos no processo de perfilamento do rebolo.....	103
<b>TABELA 5</b> - Variáveis de processo estudadas em 2 níveis cada .....	105
<b>TABELA 6</b> - Combinação das variáveis de processo pelo método do fatorial fracionado .....	105
<b>TABELA 7</b> - Variáveis de processo tomadas em 2 níveis cada .....	127

## RESUMO

Na usinagem abrasiva os rebolos revestidos utilizam materiais de última geração como o Nitreto de Boro Cúbico e têm merecido especial atenção devido a sua durabilidade. O seu alto custo, entretanto, demanda constantes estudos com o objetivo de obter-se informações com relação ao seu uso em condições adequadas. No presente trabalho foram realizados ensaios com um rebolo resinóide do tipo 1A1- 400- 20- 3- 127, B91- KSSNY- V180 em uma retificadora convencional, adaptada para operar com velocidades periféricas de até 60 m/s, com o objetivo de verificar-se a influência do condicionamento do rebolo e das variáveis de processo sobre os resultados obtidos pela retificação cilíndrica de mergulho de peças de aço SAE 100 Cr6 (64 HRC) através da medição do parâmetro de rugosidade  $R_z$ . Os resultados indicaram que um perfilamento com velocidade de avanço do rolo dressador,  $S_d = 0,16$  mm/rot, e profundidade de avanço por passe,  $a_e = 5\mu\text{m}$ , seguido de uma etapa de afiação com taxa de remoção  $V'_{sb} = 5000$  mm<sup>3</sup>/mm, produzem sobre o rebolo uma topografia adequada para obterem-se valores de  $R_z$  entre 3 e 4  $\mu\text{m}$  nas peças usinadas. O uso de um dispositivo hidropneumático para a afiação viabilizou, além disto, uma boa repetitividade ao processo. A caracterização da topografia do rebolo através do método de Impressão por Resina confirmou os bons resultados já obtidos em trabalhos anteriores [23]. Também foi identificado que, em função de sua baixa granulometria e concentração, o rebolo deve ser utilizado com taxas de remoção,  $Q'_w$ , até 50 % inferiores àquelas inicialmente empregadas, as quais são utilizadas pela empresa Robert Bosch do Brasil (fomentadora deste projeto) em sua linha de produção, com rebolos de óxido de alumínio. As variáveis tempo de faiscamento,  $t_a$ , e velocidade de corte,  $v_s$ , destacaram-se entre as demais testadas como as de influência mais significativa sobre a rugosidade  $R_z$ . Os melhores resultados corresponderam aos valores de 5 segundos e 45 m/s, respectivamente.

## ABSTRACT

On abrasive machining, superabrasive grinding wheels make use of high technology materials such as Cubic Boron Nitride (CBN) and have been deserving special attention concerning their stand time. Their high cost, however, requires constant research in order to gather information concerning their use in adequate conditions. In this work a 1A1-400-20-3-127, B91-KSSNY- V180 resin-bonded CBN grinding wheel was used in a conventional cylindrical grinding machine, which was adapted to operate with cutting speeds as high as 60 m/s, aiming at investigating the influence of the conditioning method as well as of the process variables on the  $R_z$  roughness results measured on SAE 100Cr6 steel workpieces (64 HRC). The results showed that an axial velocity,  $S_d = 0,16$  mm/U, for the truing roller and a cutting depth per truing stroke,  $a_e = 5$   $\mu$ m, followed by a sharpening step with a removal rate of  $V'_{sb} = 5000$  mm<sup>3</sup>/mm, generate an adequate wheel topography on machining workpieces with  $R_z$  values between 3 and 4  $\mu$ m. The use of an hydropneumatic sharpening device made it possible to achieve a good control level. The Resin Molding Method for the characterization of the wheel's topography confirmed the good results already obtained by [23]. It has also been observed that, due to the wheel's low grain size and concentration, it must be used with grinding removal rates,  $Q'_w$ , as low as 50% the original values used by the company Robert Bosch do Brasil Ltda (which has given material support to this project) in its production line, with aluminium oxide grinding wheels. The variables spark-out time,  $t_a$ , and cutting speed,  $v_s$ , showed the greatest level of influence on the roughness parameter  $R_z$ , among the others. The best results correspond to 5 seconds and 45 m/s, respectively.

## CAPÍTULO 1

### INTRODUÇÃO

O Nitreto de Boro Cúbico (CBN) é um material abrasivo sintético de última geração, produzido a partir do nitreto de boro hexagonal através da aplicação de elevadas pressões e temperaturas. A sua elevada dureza além da estabilidade termo-química na presença do ferro dos aços tornaram-no particularmente atraente para aplicação nos processos de retificação de alto rendimento destes materiais, desde que velocidades periféricas acima de 80 m/s sejam empregadas. Tais velocidades são disponíveis em máquinas de comando numérico, nas quais o CBN encontra sua principal aplicação. Nestas, além disto, as características de rigidez e precisão, além dos recursos de monitoramento reúnem os requisitos necessários para o emprego econômico deste material.

O presente trabalho teve como ponto de partida a quase absoluta falta de informações na literatura técnica e no meio industrial acerca da utilização do CBN na faixa de médias velocidades de corte (40 - 60 m/s). Neste sentido, tal pesquisa também encontrou respaldo através de um convênio entre o Laboratório de Mecânica de Precisão (UFSC) e a empresa Robert Bosch do Brasil Ltda.

Em sua unidade situada em Curitiba, onde são fabricadas bombas injetoras, uma das etapas da linha de produção consiste na retificação cilíndrica externa de mergulho de pistões de aço SAE 100Cr6, com dureza de 64 HRc, utilizando rebolos de óxido de alumínio em retificadoras cilíndricas convencionais. O parâmetro utilizado para identificar a necessidade de dressamento do rebolo, ou seja, de recuperação da capacidade de corte do mesmo, é a rugosidade média  $R_z$ , a qual, por restrições impostas pelos processos subsequentes de usinagem, não deve ultrapassar 4  $\mu\text{m}$ . A alternativa proposta e que fomentou este projeto foi de utilizarem-se rebolos de CBN a médias velocidades de corte, aproveitando a rigidez das retificadoras disponíveis e fazendo-se modificações de baixo custo nas mesmas: troca do motor principal por outro de maior potência, mudança no sistema de transmissão de torque de correia lisa para correia dentada e alterações na carenagem da máquina para diminuir os efeitos da nebulização do fluido de corte.

Os resultados deste trabalho serviram como ponto de partida para uma avaliação mais detalhada acerca do uso de uma ferramenta de elevada durabilidade e desempenho numa máquina convencional, e portanto, sem incidir necessariamente no ônus de investimentos mais elevados

para aquisição de uma ou mais retificadoras CNC.

Para a obtenção de velocidades de corte acima do valor nominal disponível na máquina (28 m/s), foi empregado um conversor de frequência ligado em série entre a rede elétrica e o motor principal. Uma vantagem adicional deste recurso é o de obter-se um espectro contínuo de velocidades de corte. Além disto, foi possível obter-se, de forma indireta, um perfil dos esforços de usinagem através do monitoramento da corrente elétrica no motor principal da máquina; para tal foi empregado um programa desenvolvido no LMP para a aquisição dos dados registrados no conversor de frequências [23].

Foram também realizados ensaios prévios com o objetivo de detectarem-se possíveis problemas em nível de vibrações excessivas, batimento do rebolo, temperatura do mancal principal e capacidade da correia para a faixa de potência correspondente a velocidades de corte de até 60 m/s.

Tomados os devidos cuidados para a execução dos ensaios sem riscos para a máquina ou para o operador, constatou-se que literalmente não há informação disponível para que o fornecedor de uma ferramenta abrasiva oriente o usuário no sentido de executar o condicionamento do rebolo de forma tecnológica. Em outras palavras, obter resultados otimizados de rugosidade nas peças a partir da qualificação topográfica da superfície do rebolo em função das condições de condicionamento do mesmo.

Neste trabalho, tal comportamento pode ser avaliado através do Método de Impressão por Resina. As suas principais vantagens residem no fato de que o método dispensa a retirada do rebolo da retificadora para a sua qualificação e que a qualidade da reprodução em resina é bastante satisfatória [23]. A limitação do método está ainda no tempo total (8 a 12 horas) requerido para a cura das resinas utilizadas.

A qualificação topográfica do rebolo para cada condição de condicionamento foi realizada através da resina pela medição do parâmetro de rugosidade  $R_p$ , ou profundidade de alisamento, e, qualitativamente por microscopia eletrônica de varredura. Desta forma, foi possível estudarem-se tanto a evolução da porosidade do rebolo como do grau de arrancamento dos grãos abrasivos.

Para a etapa de afiação, indispensável para gerar porosidade na superfície dos rebolos com ligante resinóide, utilizou-se um dispositivo hidro-pneumático já testado por Bertalan [23] e que viabiliza resultados topográficos com boa repetitividade.

Numa etapa posterior aos ensaios de condicionamento foi estudada a influência das variáveis de processo sobre a rugosidade  $R_z$  produzida nos corpos de prova.

Foi objetivo deste trabalho identificar os parâmetros de processo e de condicionamento do rebolo que viabilizassem a obtenção de valores mínimos de  $R_z$ .

O valor médio mínimo obtido para  $R_z$  foi de cerca de 3  $\mu\text{m}$  e a durabilidade do rebolo, estimada em 4.400 pistões, a partir dos valores apresentados por Stuckenholtz [48] para a relação de remoção  $G$ , contra apenas 40, utilizando-se rebolos de óxido de alumínio (dados da empresa Robert Bosch).

Não foi propósito deste trabalho realizar ensaios de vida com o rebolo disponível, deixando tal análise como sugestão para trabalhos futuros.



## CAPÍTULO 2

### USINAGEM ABRASIVA

#### 2.1 Introdução

Os processos de usinagem abrasiva, dentre os quais a retificação é o que apresenta maior emprego na indústria, caracterizam-se pela remoção de material da peça através da ação conjunta de grãos abrasivos ativos. Os métodos abrasivos são utilizados essencialmente para as operações de acabamento superficial de peças. A abrasão torna possível a usinagem dos aços endurecidos, os quais constituem a grande maioria dos componentes de média e alta precisão. Considerando-se fatores inevitáveis como as distorções, os danos superficiais e as variações dimensionais causadas por tratamentos térmicos necessários ao endurecimento, a usinagem abrasiva de componentes mecânicos com tolerâncias rígidas tornar-se uma alternativa ao chamado torneamento duro [1,2].

Neste capítulo serão abordados os conceitos básicos da usinagem abrasiva e apresentados os materiais de uso mais freqüente nas ferramentas abrasivas bem como aqueles de última geração (superabrasivos). No capítulo 2 serão abordados mais detalhadamente estes últimos, com ênfase no CBN e nas tecnologias desenvolvidas para o seu aproveitamento ótimo.

#### 2.2 Origens dos processos abrasivos

A história da tecnologia da usinagem abrasiva começa com o homem primitivo, o qual provavelmente afiou suas ferramentas rudimentares utilizando fragmentos de materiais mais duros que estas. Do antigo Egito (ano 2000 A.C.), local onde supõe-se tenha começado a retificação de metais, datam os primeiros registros do processo. A moderna tecnologia abrasiva foi implementada recentemente através da introdução das retificadoras e dos abrasivos sintéticos no século XIX [2].

Embora a tecnologia de abrasivos tenha séculos de existência, a sua forma plenamente desenvolvida representa hoje importante papel nos processos de fabricação. A demanda pela usinagem de alta precisão e de alta produtividade dos materiais considerados como de má usinabilidade tem tornado imperativa a aplicação de tecnologias de crescente sofisticação [1].

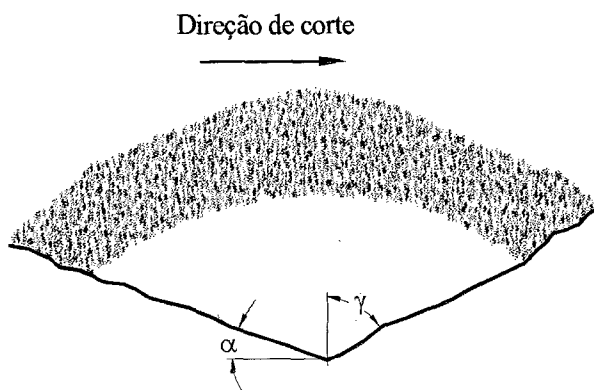
### **2.3 Mecanismos de formação de cavacos**

As principais diferenças entre a usinagem abrasiva e a usinagem com ferramentas de geometria definida são a geometria dos gumes cortantes e a escala relativa dos cavacos produzidos. Devido aos raios de gume grandes em relação cavacos extremamente finos gerados nos processos abrasivos, é possível concentrar as tensões de usinagem sobre pontos bem restritos da peça, de modo que a formação do cavaco se dá num campo de pressões hidrostáticas elevadas. É esta característica que torna possível a usinagem dos materiais duros e frágeis, assim chamados de má usinabilidade. As pequenas espessuras de usinagem são também responsáveis pelo melhor acabamento obtido nestes processos.

A usinagem abrasiva é realizada por uma grande quantidade de gumes os quais possuem orientação e geometria indeterminadas. Diferentemente de outros processos o colapso de um gume isolado não afeta a retificação, o que torna o processo bastante estável [1].

#### **2.3.1 Forma média dos gumes de geometria não definida**

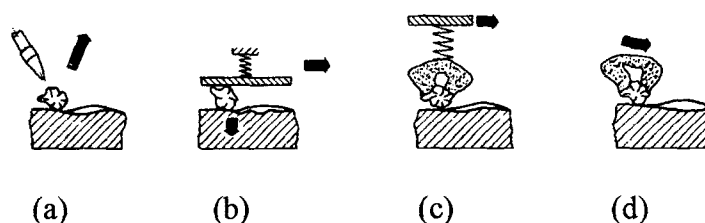
Os grãos abrasivos devem apresentar como principal característica uma dureza no mínimo superior àquela do material a ser usinado. O emprego de materiais cuja fragilidade provoca a sua fratura durante o próprio processo de fabricação (moagem) gera gumes aleatoriamente orientados, o que torna praticamente impossível a determinação de uma direção preferencial da geometria de corte sobre a superfície de um rebolo. São estes gumes (figura 2.1) que ao penetrar no material da peça, determinam o mecanismo de remoção de cavacos [2].



**Figura 2.1** - Forma média do gume de corte em um grão abrasivo [1]

### 2.3.2 Formas de penetração do gume [2]

Nos processos abrasivos não apenas a geometria dos grãos é importante mas também a forma de sua penetração no material a ser usinado. A figura 2.2 mostra a forma de penetração do grão em diferentes processos abrasivos.



**Figura 2.2** - Formas de penetração do gume: (a) jateamento, (b) lapidação, (c) brunimento, (d) retificação [2]

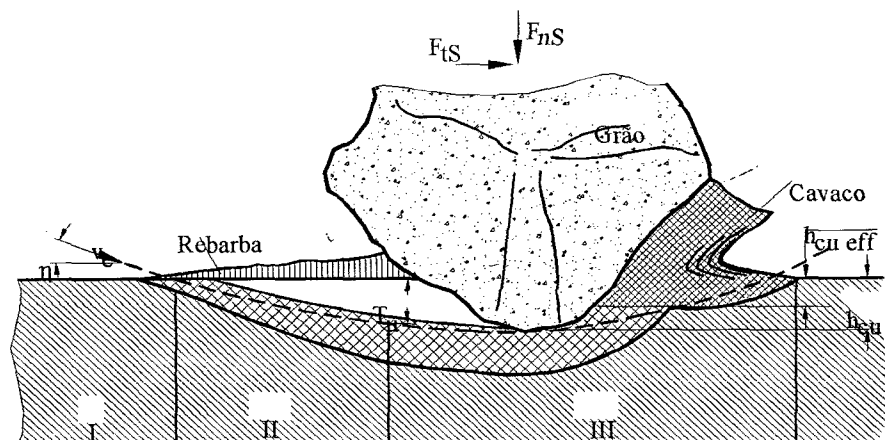
Observando-se a figura acima da esquerda para a direita, apresenta-se inicialmente o jateamento, processo no qual as partículas abrasivas são dotadas de energia cinética e direcionadas sobre o material, gerando assim pequenas crateras cujas dimensões serão função da energia cinética e da natureza frágil/dúctil das mesmas. Na lapidação os grãos, também soltos, são forçados a rolar sobre a superfície da peça sob a ação de um disco ou ferramenta que se desloca paralelamente à superfície da mesma, mantendo uma pressão controlável e constante sobre as partículas abrasivas. A sua penetração gradual e constante sobre a superfície usinada leva à formação de linhas geradas pela sequência das pequenas crateras formadas, verificando-se a remoção de material pelo efeito de fadiga de rolamento sobre o mesmo.

Num terceiro modo, denominado brunimento, os grãos estão fixos à ferramenta e são deslocados sobre a superfície da peça (riscamento contínuo) com um nível maior de sollicitação mecânica. Neste caso a penetração dos gumes dos grãos é proporcional à força aplicada.

Finalmente tem-se o caso de partículas abrasivas solidárias à ferramenta e que descrevem trajetórias rotativas definidas (de penetração na peça) devido ao movimento relativo existente entre a ferramenta e a peça. O percurso de contato entre o grão e a peça se limita ao comprimento de contato entre o rebolo e a peça. É o caso da retificação.

### 2.3.3 Mecanismo de penetração do gume e formação de cavacos

A figura 2.3 ilustra esquematicamente os mecanismos de penetração do gume e formação de cavaco característicos do processo com trajetória definida (retificação). O grão penetra no material com velocidade  $v_e$  e com ângulo de ataque  $\eta$ , sob a ação das forças tangenciais  $F_{tS}$  e normais  $F_{nS}$ . Distinguem-se três etapas, a saber: deformação elástica pura gerada pelo atrito grão/peça; seguida de deformação elástica e plástica com escoamento de material para as laterais e por baixo do grão abrasivo, sem remoção efetiva; acompanhada finalmente da deformação elástica e plástica com remoção de material, que ocorre quando a espessura de usinagem,  $h_{cu}$ , atinge a profundidade de início de corte  $T_\mu$  e há formação de cavaco com a espessura efetiva  $h_{cu\text{ eff}}$  [2].



Deformação  
elástica  
atrito  
grão/material  
da peça

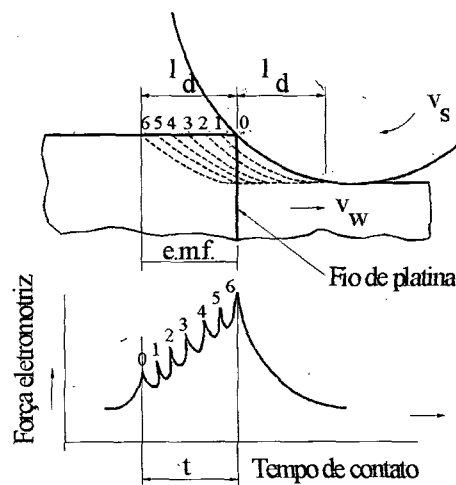
Deformação  
elástica e  
plástica - atrito  
grão/material da  
peça  
atrito interno do

Deformação elástica  
e plástica + remoção  
de cavaco atrito  
grão/material  
da peça e atrito  
interno do material

**Figura 2.3** - Etapas do processo de corte abrasivo [2]

Trabalhos experimentais na área com o objetivo de medir o comprimento de contato definido pela trajetória do grão ao penetrar na peça e a sua influência sobre grandezas como força, deflexão, calor, distribuição de temperaturas, integridade superficial e desgaste do rebolo contribuíram para a otimização de técnicas como a do termopar de Peklenik [3].

O princípio do mesmo é baseado na utilização de um termopar embutido na superfície de uma peça e posicionado perpendicularmente à mesma, de modo que a sua extremidade faça contato com os grãos abrasivos durante o processo de corte (figura 2.4). O comprimento de contato projetado,  $l_d$ , pode ser determinado pela distância percorrida pela junção quente na superfície da peça durante o avanço da mesa, desde o início até o final do seu contato com a superfície do rebolo. Esta distância é praticamente igual àquela percorrida por cada grão dentro da peça. O comprimento de contato é obtido pela multiplicação do tempo de contato rebolo/termopar pela velocidade de avanço da peça.



**Figura 2.4** - Método do termopar de Peklenik para determinar o comprimento de contato,  $l_d$ , do grão abrasivo com a peça [3]

Desta forma, uma junta quente é gerada e mantida durante o processo e a ação de cada grão pode ser observada através dos sinais de tensão registrados, seja enquanto este simplesmente atrita com o material da peça ou quando efetivamente o remove [3].

### 2.3.4 Cinemática da retificação

A equação 1 [2] mostra a relação entre a espessura de cavaco não-deformada,  $h_{cu}$  e as variáveis de entrada: velocidade de corte ( $v_s$ ), velocidade tangencial da peça ( $v_w$ ), penetração de trabalho ( $a$ ), diâmetro equivalente do rebolo ( $d_{se}$ ) e a distribuição estatística de grãos ( $C_{est}$ ).

$$h_{cu} = k (1/C_{est})^\alpha (v_w/v_s)^\beta (a/d_{se})^\gamma \quad [\text{mm}] \quad (1)$$

Onde:

- $a$  = penetração de trabalho ;
- $\alpha$ ,  $\beta$  e  $\gamma$  = expoentes a determinar ;
- $d_{se}$  (diâmetro equivalente do rebolo) =  $d_w d_s / (d_w + d_s)$  ;
- $d_w$  = diâmetro da peça ;
- $d_s$  = diâmetro do rebolo ;
- $C_{est}$  (distribuição estatística da densidade de gumes): obtida através de medições.

A figura 2.5 mostra algumas configurações rebolo/peça e a sua influência sobre  $h_{cu}$ .

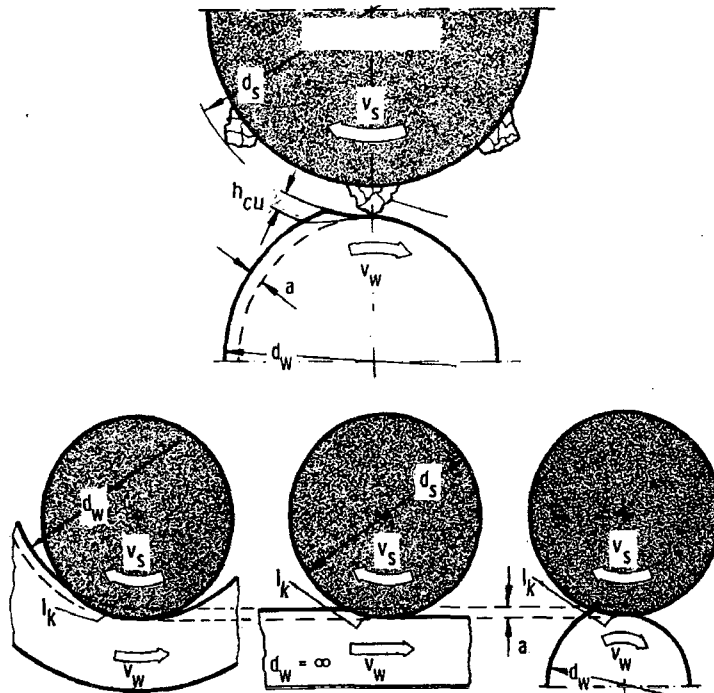


Figura 2.5 - Espessura de usinagem,  $h_{cu}$ , em função da geometria do processo [2]

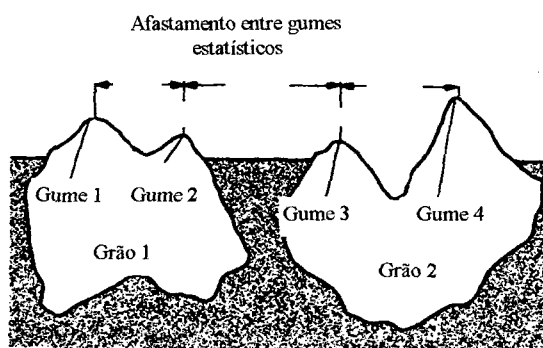
Da equação 1 deduz-se que uma velocidade de corte crescente leva a uma diminuição da espessura de usinagem  $h_{cu}$ . Isto ocorre porque mantida a velocidade de avanço  $v_f$ , um aumento da velocidade de corte (maior rotação do rebolo) traduz-se num maior número de grãos participando do processo de corte para um mesmo deslocamento do rebolo na unidade de tempo.

Assim tem-se um maior número de cavacos produzidos com menor espessura, pois a taxa de remoção específica de material  $Q'_w$  é influenciada apenas pelas grandezas diâmetro da peça  $d_w$  e velocidade de avanço  $v_f$ , conforme a equação 2 [2]:

$$Q'_w = \pi d_w v_f \quad [\text{mm}^3/\text{s}] \quad (2)$$

É conveniente explicitar no presente contexto a distinção entre a velocidade de avanço  $v_f$ , a penetração de trabalho,  $a$ , e a espessura efetiva de usinagem  $h_{cuf}$ , parâmetros estes causadores de frequentes enganos de interpretação. A velocidade  $v_f$  exprime a taxa de deslocamento do rebolo normal à superfície da peça na unidade de tempo na retificação cilíndrica de penetração ou mergulho. A penetração de trabalho,  $a$ , e a velocidade da peça,  $v_w$ , são comumente empregadas na retificação plana. Na retificação cilíndrica a penetração de trabalho,  $a$ , é função da velocidade de avanço,  $v_f$ , e da rotação da peça. A espessura de usinagem,  $h_{cu}$ , é função da combinação destas variáveis, da distribuição estatística dos gumes ativos na periferia do rebolo e ainda do diâmetro equivalente do rebolo, conforme mostrado na equação 1 [2].

A grandeza estatística  $C_{\text{estatístico}}$  exprime a densidade de gumes existentes até uma profundidade de 1 mm na direção radial a partir da superfície do rebolo, e é determinada pela apalpação do mesmo nos sentidos tangencial e radial ou por outros métodos de medição mais sofisticados (item 3.8.3). A figura 2.6 mostra o corte transversal de um rebolo e pode ser observada a distribuição volumétrica de grãos em função da profundidade onde as medições são feitas.



**Figura 2.6** - Representação de um corte transversal do rebolo mostrando dois grãos abrasivos e os seus gumes estatísticos [2]

Os gumes cinemáticos são aqueles que efetivamente participam do corte, enquanto que os gumes estatísticos são aqueles situados em níveis mais baixos de cada grão. Estes últimos irão participar efetivamente do corte na medida em que ocorra, entre outras, uma das 4 condições a seguir :

- Desgaste dos grãos abrasivos;
- Aumento da penetração de trabalho,  $a$ ;
- Aumento da taxa de retificação,  $Q'_w$  ;
- Aumento do número de gumes ativos pela aplicação do “Touch-dressing” (item 2.5.6).

### 2.3.5 Formas de desgaste do grão abrasivo [2]

O processo de usinagem por abrasão caracteriza-se por altas pressões e temperaturas na região de contato rebolo/peça. Tais características físicas podem trazer efeitos indesejáveis tanto para a peça (elevados valores de rugosidade e danos térmicos) quanto para a superfície do rebolo diminuindo a sua capacidade de corte e/ou prejudicando a sua qualidade dimensional (batimento, variação de diâmetro, desgastes localizados).

Os grãos abrasivos estão sujeitos a várias formas de desgaste (térmico, químico e mecânico) através de fenômenos como a adesão, a oxidação ou a difusão, os quais acabam por comprometer a sua capacidade de manter gumes afiados.

Também as falhas cristalinas da estrutura do grão podem se tornar pontos propícios à geração e à propagação de trincas quando submetidas às solicitações de corte, conduzindo a micro



e/ou macrô-lascamentos. Quando ocorre um gradual alisamento dos grãos devido a estes efeitos, a força necessária para o corte aumenta e os esforços produzidos pelo aumento do atrito passam a comprometer inclusive a integridade mecânica do ligante, caso em que os grãos acabam por desalojarem-se e perderem-se.

O ligante, como elemento fundamental de ancoragem dos grãos, é afetado não apenas pela ação do atrito e pela compressão promovida pelos cavacos, mas também por reações termo-químicas com o fluido de corte.

## **2.4 Rebolos**

Dentre as ferramentas que utilizam gumes de geometria não-definida, os rebolos são classificados pela Norma DIN 69111 segundo a forma de fixação do material abrasivo à ferramenta. Segundo esta classificação o primeiro grupo corresponde aos rebolos de material abrasivo ligado e o segundo aos rebolos com revestimento. Os demais grupos reúnem as ferramentas compostas a partir de abrasivos aplicados sobre um substrato e finalmente os abrasivos soltos [2].

### **2.4.1 Estrutura dos rebolos convencionais**

A denominação *material abrasivo ligado* faz referência à constituição do corpo do rebolo convencional (para fazer distinção dos rebolos revestidos - item 3.8.2), que é totalmente construído a partir do material abrasivo misturado a uma matriz cerâmica ou resinóide, adicionada à cola e a um material de enchimento. Estes rebolos podem ser fundidos ou simplesmente compactados conforme o material de sua matriz, passando em seguida por estágios intermediários de queima (cerâmica), polimerização (resinas) ou compactação a quente (resina compacta) e de usinagem final, para a garantia de sua forma e medida. São ferramentas frágeis e de estrutura porosa, o que impõe o seu uso segundo limites de velocidade especificados pelo fabricante [2].

### **2.4.2 Materiais abrasivos convencionais [2]**

Os materiais abrasivos convencionais recebem esta denominação porque devem reunir determinadas características físico-químicas indispensáveis ao bom desempenho da ferramenta abrasiva:

- Dureza elevada;
- Estabilidade térmica em altas temperaturas;
- Estabilidade química.

Tais características nem sempre são igualmente satisfeitas por um mesmo material na natureza, daí o emprego dos materiais sintéticos, uma vez que suas propriedades podem ser aprimoradas através do controle do seu processo de fabricação.

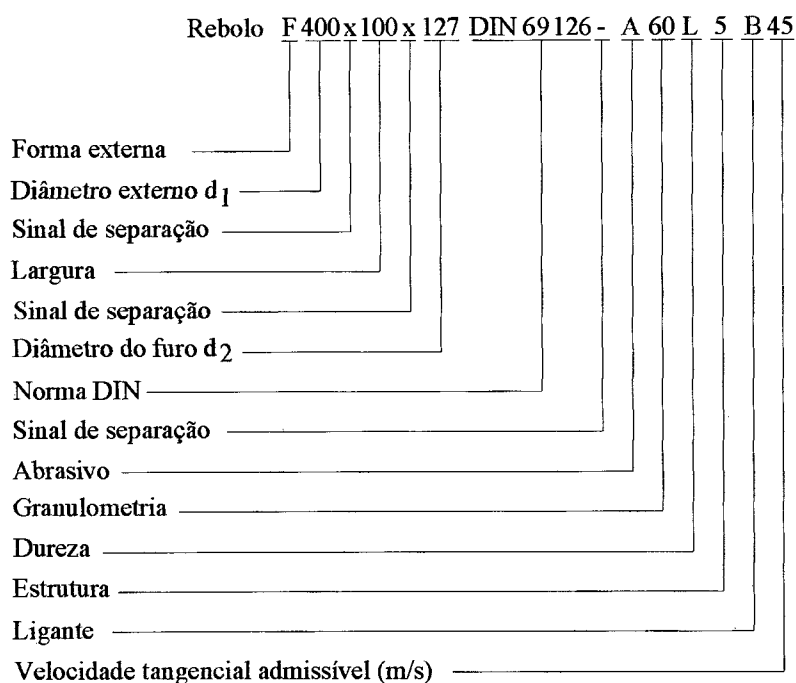
A denominação convencional diz respeito principalmente à dureza destes materiais, por situar-se aquém dos valores típicos para os materiais superabrasivos (item 2.9.1). Dentre os abrasivos sintéticos convencionais, aqueles que melhor atendem a estes requisitos são :

**a) Corindum** - é composto por óxido de alumínio cristalino ( $Al_2O_3$ ). Pode-se empregar diferentes tipos de corindum conforme se deseje trabalhar com condições mais ou menos severas de usinagem. Entre os corinduns comercialmente disponíveis encontram-se, segundo o seu grau de pureza (definido pela percentagem de óxidos estranhos nele contidos) e processo de fabricação, as denominações normal, semi-nobre, nobre rosa, nobre vermelho, de zircônia, monocristalino, fundido, sinterizado e de esfera oca.

**b) Carboneto de silício (SiC)** - este material é fabricado a partir de areia de coque, sal de cozinha e serragem, e não é disponível na natureza. Também pelo controle do processo de fabricação podem ser obtidos carbonetos com variados graus de pureza. Entre os materiais abrasivos considerados convencionais, os carbonetos apresentam valores de dureza superiores em relação aos corinduns, além de uma maior estabilidade térmica devido ao seu menor coeficiente de dilatação térmica.

### 2.4.3 Especificação de rebolos convencionais [2]

As características para a especificação de rebolos ligados são dadas pela Norma DIN 69100, como mostra a figura 2.7:



**Figura 2.7** - Exemplo de especificação de rebolos convencionais [2]

As designações à esquerda do traço dizem respeito à geometria do rebolo enquanto aquelas à direita do mesmo caracterizam o tipo de aplicação.

#### 2.4.4 Dressamento de rebolos convencionais [2]

O dressamento é realizado sempre que o rebolo perde a sua capacidade de gerar peças dentro dos padrões de qualidade para os quais se aplica. O processo consiste na recuperação do perfil geométrico do rebolo assim como de sua capacidade de corte através da remoção mecânica de parte de seu volume. Com este procedimento fica disponível uma camada de grãos novos, recupera-se a porosidade e produzem-se também gumes através da fratura dos grãos abrasivos. Os rebolos convencionais não demandam, como para os rebolos resinóides, o dressamento através do perfilamento e da afiação (item 3.3.4). Em decorrência disto, nos rebolos convencionais faz-se menção apenas ao seu dressamento, pois a sua porosidade natural dispensa a afiação. Para o dressamento de rebolos são empregadas ferramentas que podem ser estáticas ou dotadas de movimento.

As ferramentas de dressamento estáticas trabalham da mesma forma que uma ferramenta de torneamento sobre o rebolo, enquanto que as cinemáticas possuem um movimento próprio de rotação ou de translação em relação ao ponto de contato no rebolo. As ferramentas fixas são deslocadas com uma velocidade de avanço constante,  $v_d$ , axialmente em relação ao rebolo, o qual gira com uma velocidade tangencial de corte  $v_{sd}$ . Entre dois passes de dressamento a ferramenta é avançada radialmente com um valor de profundidade de dressamento,  $a_d$ . Para rebolos que devem possuir uma determinada geometria (perfil), o dressamento pode ser realizado por uma ferramenta de contato puntual através de comando numérico ou por uma ferramenta rotativa em deslocamento radial sobre o rebolo. Para que o dressamento seja possível é indispensável que o material da ferramenta de dressamento seja mais duro que o do rebolo.

## 2.5 Fluidos de corte

A usinagem abrasiva caracteriza-se pela geração de elevado aporte térmico por atrito e deformações plásticas. O atrito é acentuado em consequência das deformações (elásticas e plásticas) impostas à peça durante a penetração do grão abrasivo e também pelos ângulos de saída predominantemente negativos (item 2.3.1). Grande parte deste calor é conduzido para a peça e o restante para o grão abrasivo, para o ligante e para o meio refrigerante, podendo acarretar danos metalúrgicos (queima) à peça e desgaste prematuro do rebolo.

O fluido de corte é portanto um recurso praticamente indispensável para a lubrificação e a refrigeração nos processos abrasivos [2]. Os fluidos de corte devem apresentar propriedades físico-químicas compatíveis com os materiais da peça e do grão abrasivo, assim como estabilidade termo-química nas condições de pressão e temperatura existentes na região de corte, além de baixa agressão ambiental. Da mesma forma como citado em 2.4.2 em relação às características que um bom material abrasivo deve reunir, também para o fluido de corte há propriedades mutuamente exclusivas, uma vez que o óleo puro produz resultados superiores de qualidade superficial, sendo por outro lado, mais agressivo ao ambiente que as emulsões [4].

### 2.5.1 Tipos de fluidos

a) **Não-miscíveis em água:** os óleos minerais apresentam elevada capacidade de lubrificação (viscosidades cinemáticas da ordem de 50 vezes superior à da água) [2], contribuindo assim para reduzir o atrito, o desgaste do rebolo e melhorando sobretudo a qualidade superficial

das peças produzidas [4]. Dispensam a adição de antibióticos e inibidores de corrosão para proteção das máquinas. A sua capacidade refrigerante é entretanto inferior à das emulsões.

**b) Emulsões de óleo em água:** são empregadas quando se deseja acentuar as propriedades refrigerantes do fluido de corte. A função lubrificante fica limitada conforme a concentração utilizada, a qual normalmente se situa entre 1 e 10%. O efeito emulsificante (formador de finas gotículas dispersas) que tem por função promover uma melhor distribuição do óleo no volume de água é garantido por produtos emulsificantes adicionados ao sistema [2].

**c) Fluidos sintéticos:** avanços tecnológicos das últimas duas décadas introduziram modificações nos fluidos sintéticos tornando-os compostos orgânicos possuidores de alta capacidade de lubrificação a altas pressões (aditivos para pressões extremas). Sua aplicação, a priori, limitava-se à de simples agentes anti-oxidantes adicionados a soluções aquosas com altas concentrações de detergentes sem, entretanto, possuir quaisquer propriedades de lubrificação sob pressão. Diferentemente das emulsões, os fluidos sintéticos são soluções que viabilizam simultaneamente boas lubrificação e refrigeração, superando inclusive o desempenho dos óleos a elevadas temperaturas [5]. Seu custo ambiental é igualmente menor.

### 2.5.2 Aditivos

Os aditivos são utilizados sempre que haja necessidade de serem salientadas determinadas propriedades dos fluidos de corte, especialmente em condições de altas temperaturas e pressões onde estes produtos reagem com o material da peça e formam filmes lubrificantes protetores.

Os aditivos se distinguem quanto a sua aplicação como polares e de extrema pressão. Os polares, também chamados de fluidos de corte graxos, são compostos à base de moléculas polares que se depositam firmemente na superfície metálica formando várias camadas de fácil cisalhamento. Sua aplicação destina-se aos processos de usinagem com baixa taxa de remoção e de bom acabamento superficial onde as temperaturas não excedam 130°C [2], sob pena de perderem-se as suas propriedades.

Os aditivos de alta pressão atendem a condições de usinagem mais severas, por exemplo para os materiais de má usinabilidade, e são compostos à base de fósforo, cloro e combinações de enxofre. O uso de uma combinação de ambos atende adequadamente a uma faixa de temperaturas

que se estende até aproximadamente 800°C, situação já típica de processos de alta taxa de remoção [12]. Para os casos de fluidos de corte com tendência ao desenvolvimento de micro-organismos, são empregados adicionalmente antissépticos [2].

Os aditivos anti-oxidantes e anti-espumantes prolongam a vida do fluido e diminuem os efeitos danosos da espumação (menor eficiência de bombeamento e de lubrificação) principalmente quando altas vazões são utilizadas [26].

## **2.6 Influência das variáveis de entrada nos resultados da retificação**

Neste item serão apresentadas as variáveis de entrada do processo e discutidos os mecanismos que determinam a influência das mesmas sobre os resultados medidos no produto usinado (dimensões, textura e integridade) [2].

### **2.6.1 Velocidade de avanço e penetração de trabalho**

Um aumento da velocidade de avanço do rebolo,  $v_f$ , mantidas fixas as demais variáveis, acarreta um aumento nas forças de usinagem, como pode ser visto pela equação 2, para a taxa de remoção,  $Q'_w (= \pi d_w v_f)$ .

Igualmente, o desgaste do rebolo cresce com a elevação de  $Q'_w$ , uma vez que a penetração de trabalho aumenta e concorre para a participação de um maior número de gumes cinemáticos no processo. A força de corte por gume se eleva e solicita mais cada grão, levando-os progressivamente ao cegamento, afrouxamento e arrancamento do ligante. Uma forma de verificar este efeito acumulado é pela medição do desgaste radial,  $\Delta r_s$ , do rebolo [2].

Maiores velocidades de mergulho,  $v_{fd}$ , acarretam igualmente maiores deformações no sistema máquina/peça e tornam o avanço efetivo menor do que aquele regulado na máquina. Isto gera erros dimensionais e de forma (circularidade) na peça usinada. A rugosidade, por sua vez, aumenta em função da participação de um maior número de gumes cinemáticos por grão.

Os maiores esforços de corte elevam igualmente o calor gerado, fato que aumenta o risco de danos metalúrgicos na peça, produzindo altos níveis de tensões residuais [45].

### 2.6.2 Velocidade da peça

A principal influência do aumento de  $v_w$  reflete-se sobre o menor aporte térmico incidente sobre a peça e decorrente não apenas do menor tempo de contato de cada grão sobre a mesma, mas também pela velocidade com que as regiões subitamente aquecidas são removidas a cada rotação.

Deste modo tem-se um menor risco de afetar a camada limite devido ao decréscimo de temperaturas na superfície da peça [2].

Os erros de circularidade diminuem com o aumento de  $v_w$ , uma vez que o passo da espiral gerada diminui com o avanço do rebolo por rotação da peça. O aumento de  $v_w$  fica limitado em função das vibrações do sistema de fixação do eixo porta-peça. Os valores recomendados para  $v_w$  na retificação cilíndrica externa de mergulho situam-se entre 0,20 e 1,0 m/s [6].

### 2.6.3 Velocidade de corte

Com o aumento de  $v_s$  têm-se como principais efeitos: uma menor espessura de usinagem  $h_{cu}$ , por grão, um maior número de grãos atuando na unidade de tempo, forças de corte mais distribuídas, menores esforços por grão decorrentes das menores espessuras de usinagem  $h_{cu}$ , maior potência requerida para acionamento da árvore principal e um menor desgaste do rebolo devido aos menores esforços atuando sobre cada grão.

Velocidades periféricas crescentes elevam igualmente o arraste aerodinâmico em torno do rebolo, causando maior dificuldade de acesso para o fluido de corte sobre a região de corte [2,24,26]. Analisando os resultados na peça, observam-se menores erros de circularidade pela diminuição do desgaste radial do rebolo e a melhoria da qualidade superficial da peça em função das menores espessuras de usinagem produzidas por um menor número de gumes cinemáticos atuantes no processo.

### 2.6.4 Tempo de fim de faiscamento

O tempo de fim de faiscamento,  $t_a$ , corresponde ao intervalo de tempo durante o qual o rebolo cessa seu deslocamento de avanço em relação à peça após a fase de avanço de acabamento. A sua função é eliminar a forma espiralar gerada sobre a peça durante as fases anteriores (desbaste e acabamento). O aumento de  $t_a$  contribui para a diminuição dos erros de forma da peça, entretanto

este deve ser reduzido a um valor mínimo para a garantia das tolerâncias exigidas na fabricação, uma vez que implica num aumento do tempo principal de processo [2].

## 2.7 Influência da topografia do rebolo sobre os resultados do processo

A topografia do rebolo é fator determinante para a durabilidade da ferramenta, qualidade da peça e do comportamento das grandezas de processo. As condições de dressamento do rebolo determinam esta topografia e influem na intensidade de desgaste do mesmo.

### 2.7.1 Influência das condições de dressamento

Para ferramentas de dressamento fixas a velocidade de avanço,  $v_d$ , determina, em conjunto com a rotação do rebolo, o passo da hélice que é gerada sobre o rebolo. A rugosidade produzida sobre o rebolo será tanto maior quanto maior esta velocidade de deslocamento, mesmo para pequenas penetrações de dressamento. Para um avanço demasiadamente grande obtém-se um perfil semelhante ao de uma rosca sobre a superfície do rebolo, produzindo uma rugosidade efetiva elevada e gerando uma qualidade superficial inferior nas peças usinadas.

A rugosidade efetiva,  $R_{ts}$ , é um dos parâmetros [2,46] utilizados para caracterizar a topografia de rebolos e é medida sobre um corpo de prova retificado com uma relação de velocidades  $v_s/v_w = 3$  [2].

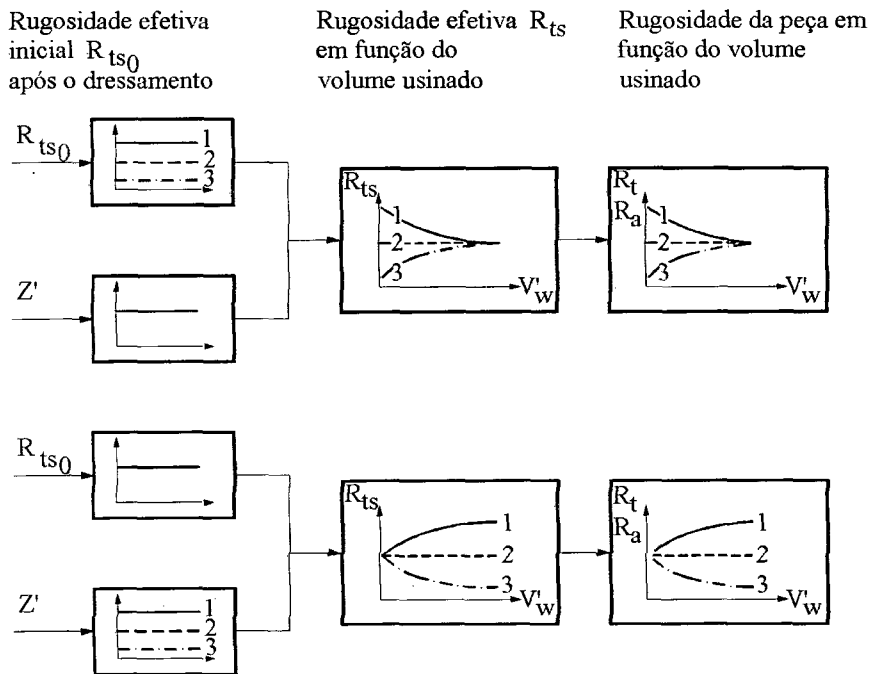
O processo de dressamento deve produzir sobre o rebolo uma rugosidade compatível à qualidade superficial requerida para a peça. Neste sentido deve haver uma adequada escolha de parâmetros de dressamento (velocidade de avanço da ferramenta,  $v_d$ , profundidade de penetração por passe,  $a_d$ , e velocidade periférica do rebolo,  $v_s$ ) assim como da própria ferramenta de dressar.

Com pequenas velocidades de avanço obtém-se uma diminuição da rugosidade efetiva do rebolo, tornando-o menos agressivo e melhorando a qualidade superficial da peça acabada.

A figura 2.8 mostra como a rugosidade efetiva do rebolo e a rugosidade da peça variam com o volume usinado para diferentes rugosidades iniciais e taxas de retificação. Durante o processo de retificação a topografia do rebolo e a rugosidade da peça tendem a um comportamento característico independente da condição inicial de usinagem. Observando-se a condição 2, percebe-se que se apresenta mais vantajosa, uma vez que implica simultaneamente em desgaste mínimo para o rebolo e rugosidade constante para as peças usinadas [2].



No caso de diferentes taxas de retificação,  $Q'_w$ , as condições mais intensas de remoção implicam num desgaste também mais intenso do rebolo, acarretando uma rugosidade efetiva crescente do rebolo e uma qualidade superficial das peças inferior. Isto se deve à atuação de um maior número de gumes cinemáticos.



**Figura 2.8** - Influência das condições de dressamento sobre as rugosidades  $R_{ts}$  e  $R_a$  [2]

### 2.7.2 Influência do desgaste do rebolo (volume usinado) [2]

De uma forma geral os resultados obtidos na peça em função do volume usinado,  $V'_w$ , decorrem do gradual desgaste dos grãos abrasivos do rebolo, os quais, logo após o dressamento, apresentam-se protusos e afiados, gerando cavacos de seções transversais maiores. Com este desgaste, diminui a densidade de gumes cinemáticos, aumenta o número de grãos arrancados e a tendência é um aumento nas grandezas de processo: força normal, potência requerida e temperatura na região de corte. A figura 2.9 mostra o comportamento da rugosidade  $R_a$  de peças usinadas em função do volume usinado,  $V'_w$ , para diferentes velocidades de corte.

Pode-se observar que com a elevação de  $v_s$  os grãos são mais preservados mantendo uma capacidade de corte mais constante ao longo do tempo. Isto se deve às menores seções de cavacos produzidos em função das penetrações de trabalho menores.

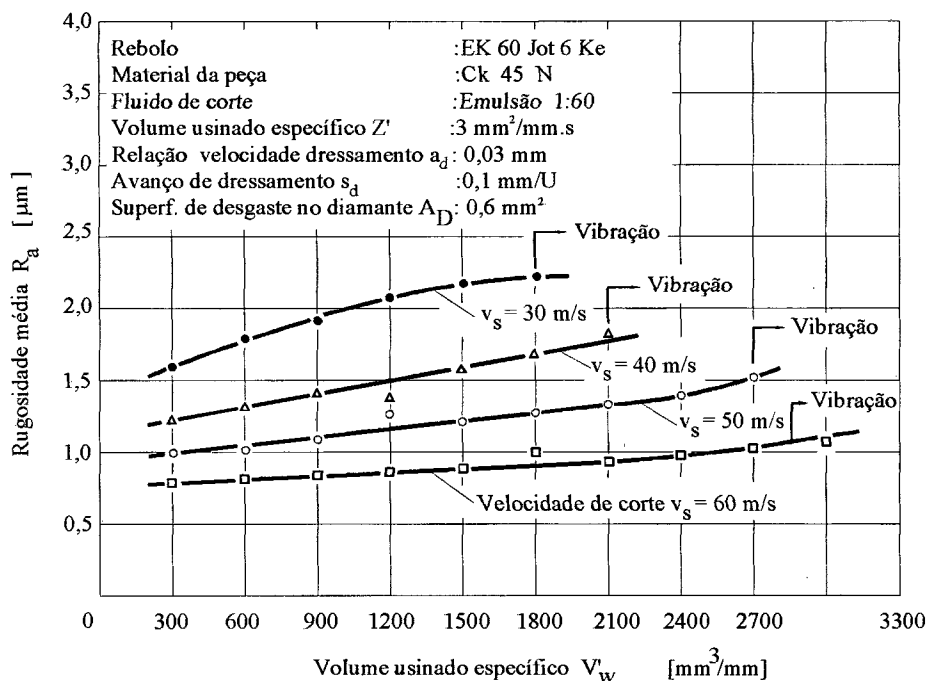


Figura 2.9 - Influência do volume usinado sobre a rugosidade  $R_a$  [2]

## 2.8 Influência do fluido de corte

São dois os fatores geradores de calor na retificação: a deformação plástica e o atrito. O atrito é responsável pelos picos de temperatura mais elevados. Conseqüentemente, quanto maior for a velocidade periférica do rebolo, tanto maior deve ser o efeito lubrificante do fluido de corte. As deformações plásticas são responsáveis pela maior quantidade de calor gerado, no entanto, em temperaturas mais baixas que as oriundas do atrito. Como a diminuição da temperatura máxima gerada pelo atrito leva a uma menor deformabilidade plástica do material da peça, a eficiência de um bom lubrificante se reflete por uma taxa de retificação específica efetiva maior com o emprego de fluidos de corte baseados em lubrificantes. A boa capacidade lubrificante do óleo puro quando utilizado como fluido de corte, apresenta a principal vantagem de reduzir as forças de corte e melhorar a qualidade superficial da peça. O efeito lubrificante do óleo causa uma diminuição da temperatura máxima na região de corte mais significativa que no caso do uso de emulsões. Os danos térmicos causados à peça são igualmente minimizados com o emprego de óleo.

As vantagens do óleo são entretanto fortemente limitadas pelo aspecto da agressão ambiental. O efeito lubrificante do óleo também beneficia o rebolo pois diminui o atrito entre os cavacos e o ligante, minimizando o seu desgaste e favorecendo a vida da ferramenta [2,4].

O posicionamento das tubeiras em relação ao rebolo é outro fator importante para se obterem simultaneamente uma limpeza eficiente do rebolo com boa remoção do calor e redução do atrito. Sistemas de fornecimento dotados de tubeiras múltiplas são alternativas para situações mais complexas (ver item 3.4), uma vez que a incidência normal do jato de fluido promove não apenas um rompimento mais eficiente da camada aerodinâmica em volta do rebolo, como também uma desobstrução (pelo transporte de cavacos) rápida dos poros na superfície do mesmo [24,25,26].

O uso das emulsões beneficia a remoção de calor gerado pelo processo e é ambientalmente menos nocivo. Um correto dimensionamento do sistema fornecedor de fluido de corte deve levar em consideração o custo de altas capacidades instaladas, além do efeito das perdas hidráulicas e por nebulização, provenientes das elevadas vazões requeridas para um arrefecimento adequado [24].

## **2.9 Retificação superabrasiva**

A denominação superabrasiva dos processos de usinagem faz menção ao uso de ferramentas fabricadas a partir de materiais de elevada dureza e resistência ao desgaste como o CBN e o diamante. Os processos de retificação assim denominados apresentam como características mais marcantes a elevada durabilidade da ferramenta e o seu alto custo [2,6].

### **2.9.1 Materiais superabrasivos**

#### **a) Diamante sintético**

Quando encontrado na sua forma cristalina hexagonal, o carbono é conhecido por grafite, cuja baixa resistência mecânica se deve às fracas ligações interatômicas decorrentes do baixo fator de empacotamento de sua célula cristalina hexagonal, o que aumenta a distância entre os átomos [8]. A aplicação de temperaturas da ordem de 2000°C e de pressões de até  $7,0 \times 10^4$  kgf/cm<sup>2</sup> permite alterar este parâmetro cristalino e converter o grafite na sua variação alotrópica, cúbica de corpo centrado, o diamante. Dentre as suas propriedades mais relevantes para a usinagem abrasiva, destacam-se a sua dureza, não superada por qualquer outro material conhecido, e a sua alta

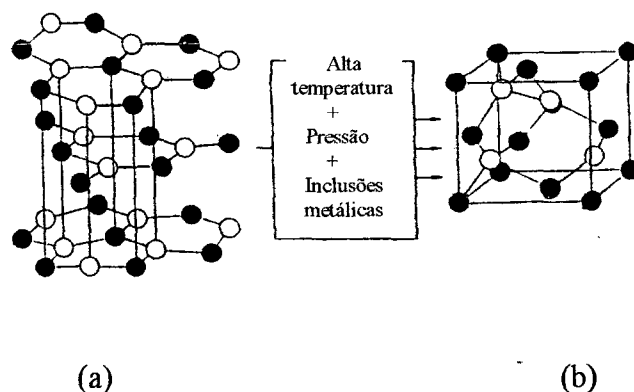
condutividade térmica, a qual beneficia a extração de calor da região de corte. O diamante encontra sua principal aplicação na usinagem abrasiva de materiais não-ferrosos, vidros, granitos e materiais cerâmicos [2].

A principal limitação para o uso do diamante entretanto é a usinagem de aços hipoeutéticos, na presença dos quais ocorrem fenômenos de difusão do carbono além de transformações alotrópicas do tipo grafitização [2].

### b) Nitreto de Boro Cúbico (CBN) [8]

A descoberta de diamantes numa cratera de meteoro levou a General Electric a conceber o processo de alterar a estrutura atômica de uma substância através de pressões e temperaturas extremamente altas. Assim viabilizou-se o conhecimento sobre a sintetização de materiais como o CBN, o qual não é disponível na natureza.

De maneira semelhante, tentou-se descobrir que outros elementos químicos da Tabela Periódica poderiam ser submetidos a este processo. Desta forma, chegou-se ao nitreto de boro hexagonal - comercialmente conhecido por grafite branco - o qual sob condições controladas em laboratório é transformado para a sua forma alotrópica cúbica (figura 2.10). A estrutura deste material, sendo idêntica à do diamante, apresenta igualmente propriedades abrasivas vantajosas.



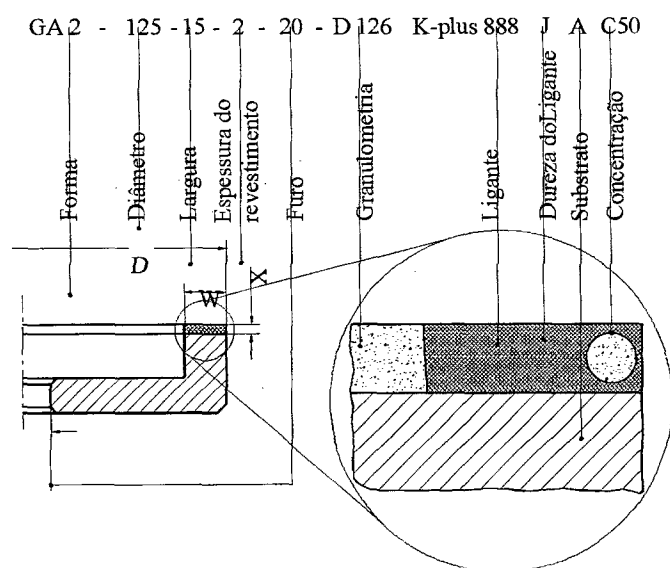
**Figura 2.10** - Estruturas cristalinas: (a) Nitreto de boro hexagonal, (b) Nitreto de boro cúbico [8]

## 2.9.2 Estrutura das ferramentas superabrasivas [2]

Por motivos econômicos os rebolos de materiais superabrasivos são construídos de forma que apenas a camada mais externa seja constituída de material abrasivo, sendo denominados de rebolos *revestidos* e classificados pela Norma DIN 69111 no segundo grupo principal de ferramentas abrasivas. Tal revestimento é fixado sobre um corpo base que pode ser de alumínio, resina sintética ou resina misturada a cavacos de alumínio. Os rebolos com alma de alumínio destinam-se aos processos com elevadas velocidades tangenciais e alto desempenho (elevadas taxas de remoção), geralmente utilizados em máquinas de comando numérico (demanda por potência, rigidez e precisão).

## 2.9.3 Especificação de rebolos revestidos (superabrasivos) [2]

Segundo as recomendações de órgãos classificadores, como a FEPA - Federação Européia para Produção de Abrasivos, a designação de um rebole adiamantado ou de CBN é constituída, de modo semelhante aos convencionais, por duas partes: uma que caracteriza a forma e as dimensões do rebole, e outra que identifica o revestimento abrasivo segundo o tipo de material abrasivo, a sua granulometria, o tipo de ligante, a dureza do mesmo, o corpo-base e a concentração do abrasivo (figura 2.11).



**Figura 2.11** - Exemplo de especificação de rebolos revestidos [2]

Visando o seu uso adequado, o rebolo deve trazer também indicações sobre o sentido correto de rotação, função do sentido em que o mesmo foi condicionado na fábrica, e sobre a velocidade periférica,  $v_s$ , máxima a que pode ser submetido. Rebolos com aplicação para velocidades superiores a 35 m/s são caracterizados por meio de uma etiqueta colorida conforme as determinações de Engenharia de Segurança alemã [2]:

- Azul para  $v_s$  menor que 45 m/s;
- Amarelo até 60 m/s;
- Vermelho até 80 m/s;
- Verde até 100 m/s.

Rebolos para velocidades ainda maiores são fabricados com identificação ainda não padronizada e diferenciada entre os diversos fabricantes. Para as aplicações industriais, nas quais hoje já encontramos velocidades periféricas de rebolos acima de 200 m/s, os rebolos não são produzidos em série [53].

## CAPÍTULO 3

### RETIFICAÇÃO COM O NITRETO DE BORO CÚBICO

#### 3.1 Introdução

Na retificação, assim como no torneamento e no fresamento, as máquinas de comando numérico proporcionam elevadas taxas de remoção e elevada precisão dimensional nos componentes usinados, binômio até então impossível de conciliar em máquinas convencionais.

Os recursos disponíveis em máquinas CNC (altas velocidades de corte -  $v_s \geq 50$  m/s -, potência disponível, rigidez elevada e os recursos de monitoramento da ferramenta e do processo [12,24,40] vieram a favorecer determinantemente a melhor utilização dos materiais superabrasivos (diamante e CBN). Tal ligação está relacionada à elevada dureza e condutividade térmica que possuem, características estas que podem então ser exploradas de forma maximizada e contribuem decisivamente para o uso econômico destas ferramentas. Considerando-se também o elevado custo dos materiais abrasivos sintéticos, justifica-se que a otimização de seu uso seja condição indispensável para a sua implementação na indústria.

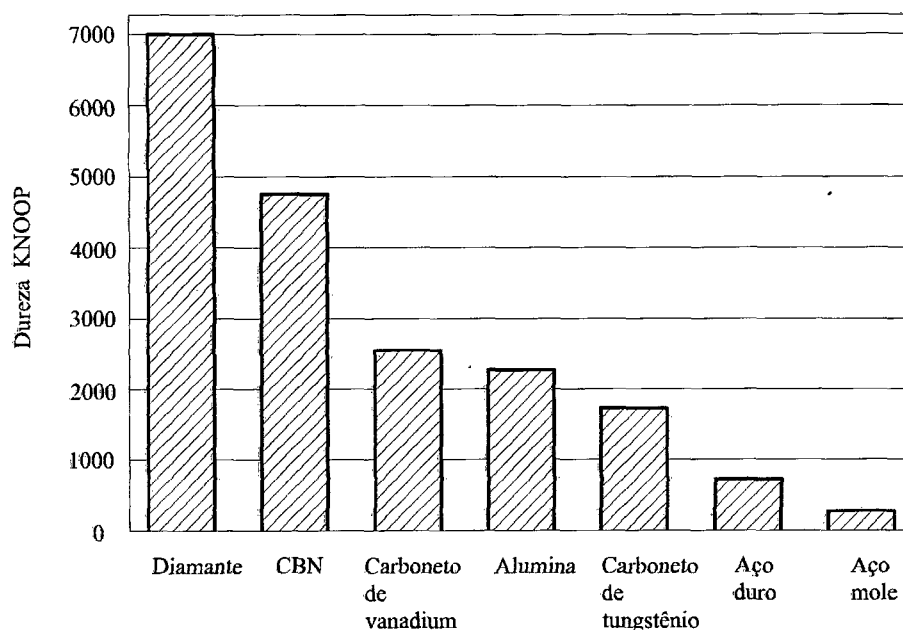
O propósito deste capítulo é apresentar as principais vantagens do CBN quanto à sua aplicação na retificação além de algumas das tecnologias desenvolvidas para tornar a usinagem superabrasiva economicamente mais viável. Procurar-se-á, também, mostrar a relevância do emprego de modelos computacionais para o estudo e a previsão dos fenômenos ligados aos processos abrasivos.

#### 3.2 Nitreto de boro cúbico

##### 3.2.1 Uma visão comparativa de suas propriedades

Comparando-se o CBN aos materiais abrasivos convencionais quanto às suas propriedades físico-químicas, este apresenta cerca de dois terços da dureza do diamante e o dobro daquela do óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ) [2,10].

A figura 3.1 ilustra estes valores em unidades de dureza Knoop para alguns materiais comercialmente conhecidos.



**Figura 3.1** - Gráfico comparativo das durezas Knoop para alguns materiais [10]

O CBN perde a sua dureza à medida em que a temperatura sobe da ambiente para cerca de 1000°C, enquanto o diamante torna-se totalmente instável entre 600 e 800°C, reagindo com o Ni à 600°C, com o carbono contido no aço à 700°C e com o oxigênio entre 700 e 800°C [2,4].

Termodinamicamente o diamante é meta-estável à temperatura e pressão ambientes, isto é, está em constante processo de reversão para a grafite. A velocidade extremamente lenta desta reversão é que viabiliza o seu uso comercial. O CBN, por outro lado, apresenta estabilidade química até cerca de 1400°C. A inadequação do diamante para a usinagem de metais ferrosos deve-se à concentração do carbono nos aços hipoeutéticos, fato que, sob as condições de temperatura e pressão presentes na região de corte, favorece os mecanismos de difusão e transformação alotrópica (diamante → grafite) [2]. Já o CBN é quimicamente indiferente à presença do ferro, mantendo-se estável mesmo a temperaturas mais altas.

A sua elevada resistência à degradação termo-química só é modificada na presença de vapor d'água superaquecido, com o qual reage para formar o óxido de boro, também chamado anidrido bórico ( $B_2O_3$ ).

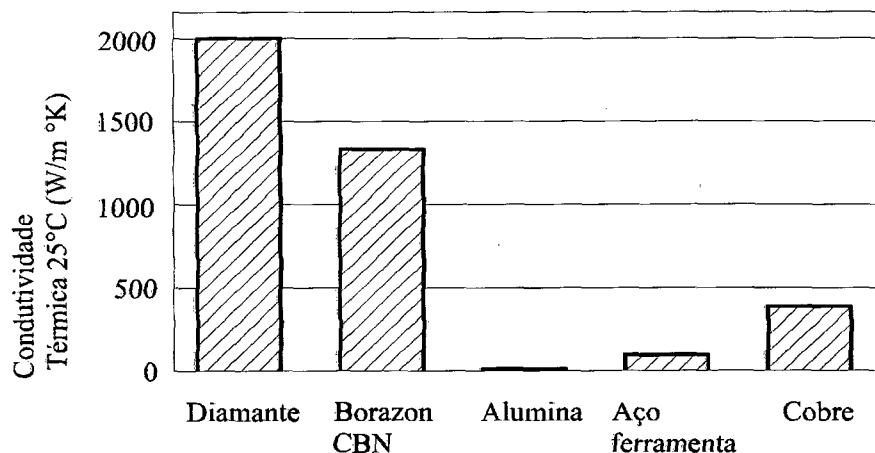
Esta reação é entretanto vantajosa durante a fabricação de rebolos com ligante vitrificado, uma vez que o anidrido gerado sobre a superfície do CBN reage com os constituintes do ligante na faixa de 1000 e 1200°C e forma assim uma ponte ou ligação química com este [4]. Esta propriedade



aumenta sensivelmente o ancoramento dos grãos abrasivos nestes tipos de ligante, ao contrário do efeito de simples encapsulamento mecânico verificado nos rebolos resinóides.

Uma propriedade física do CBN de grande importância metalúrgica para a retificação é a sua condutividade térmica [6,10]. É conhecido que uma parcela substancial da potência de corte consumida na retificação é transformada em calor. Dependendo das condições de usinagem e do abrasivo utilizado, o fluxo térmico se faz predominantemente via peça e acarreta elevado aporte térmico sobre a mesma. A influência térmica é normalmente sobreposta ao carregamento mecânico resultante da força normal exercida pelos grãos abrasivos sobre a superfície da peça. Este efeito termo-mecânico combinado pode causar danos sub-superficiais na peça (trincas) e induzir nas suas sub-camadas a formação de diferentes perfis metalúrgicos: regiões endurecidas com martensita não-revenida "white layers" seguidas de regiões com recozimento excessivo e sensível queda de dureza [38,45].

Explica-se que o fato de o CBN retificar com menor aporte térmico sobre a peça é proveniente, por um lado, de sua capacidade de manter gumes afiados a altas velocidades de corte [10]. Isto se traduz em uma capacidade de usinar com menores espessuras de usinagem sem sofrer desgaste abrasivo acentuado, mantendo a capacidade de corte do rebolo e reduzindo o calor causado pelo atrito entre grãos cegos e o material da peça (caso do  $Al_2O_3$ ). Esta capacidade do CBN está diretamente relacionada à sua elevada dureza. Estudos sobre a condutividade térmica deste material comprovam, por outro lado, que esta propriedade também é relevante para explicar as reduzidas temperaturas desenvolvidas sobre peças retificadas [10]. A figura 3.2 compara as condutividades de vários materiais e a do CBN [10].



**Figura 3.2** - Gráfico comparativo das condutividades térmicas de alguns materiais [10]

Os resultados mostram que a condutividade térmica do diamante e do CBN superam o óxido de alumínio, sendo estes materiais também os melhores condutores térmicos conhecidos. A difusividade térmica de ambos também supera a do  $Al_2O_3$ . Tal propriedade de um material, expressa pela razão  $k/c_p$  (condutividade térmica/capacidade térmica), quantifica a sua capacidade de transferir calor em relação à de armazená-lo [10].

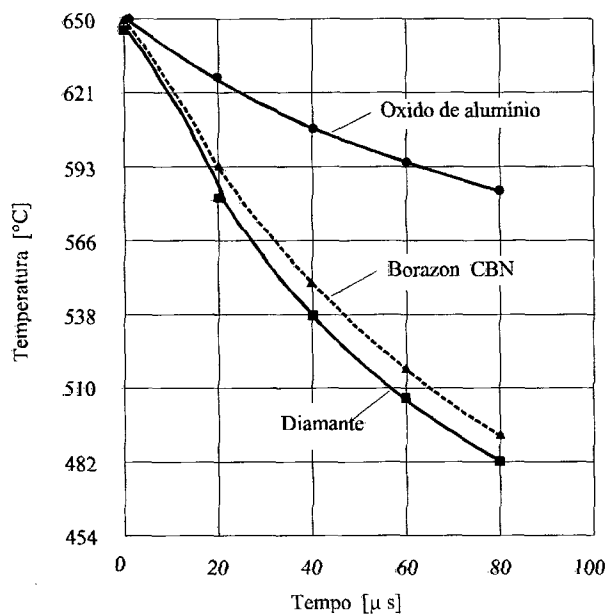
### 3.2.2 Propriedades térmicas do CBN

Uma comparação entre os efeitos gerados pelas condutividades térmicas do diamante e do CBN sobre a remoção de calor da interface de contato rebolo-peça pode ser demonstrada através dos resultados obtidos por um modelo [10] desenvolvido para estudar os efeitos refrigerantes de um grão abrasivo durante o processo de retificação. Neste modelo um grão individual é utilizado sobre um rebolo de 6" (152,4 mm) de diâmetro girando a 5500 SFPM\* (28 m/s). Para uma profundidade de corte de 0,025 mm o grão abrasivo permanece em contato com a superfície usinada por 0,071 segundos. Foram avaliados os campos de temperatura e os resultados demonstram as enormes capacidades do CBN e do diamante de conduzir calor, apresentando assim uma distribuição de temperaturas no grão mais homogênea que no óxido de alumínio.

(\*) Surface Feet per Minute

Os resultados da análise estão ilustrados na figura 3.3. O CBN e o diamante demonstram uma significativa capacidade de reduzir a temperatura ao longo do grão, em relação ao óxido de alumínio. Percebe-se que as propriedades térmicas destes materiais permitem que os mesmos atuem como melhores dissipadores de calor na área de corte.

Segundo o modelo, um grão permanece fora da área de contato com a peça por cerca de 99,7 % do tempo e é durante este período que o fluido de corte e o ar retiram do mesmo o calor absorvido no corte. Isto faz o grão retornar a temperatura ambiente e recuperar a sua capacidade de absorver mais calor no contato seguinte [10].



**Figura 3.3** - Comportamento térmico de alguns materiais abrasivos quando submetidos às temperaturas da região de corte, conforme modelo [10]

### 3.2.3 Tipos de CBN [8]

Há dois tipos de CBN, o monocristalino e o policristalino. O CBN monocristalino é um cristal único e desgasta-se por clivagem em uma de suas seis direções preferenciais de escorregamento.

O CBN policristalino ou microcristalino (PCBN) é um multicristal composto de vários monocristais e desgasta-se pela perda gradual destas partículas.

Ambos materiais, sendo de grande dureza, apresentam fratura do tipo frágil quando submetidos às forças de usinagem. O PCBN, entretanto, fratura também pelos contornos de seus microcristais constituintes, aumentando assim a densidade de gumes disponíveis, em relação ao CBN monocristalino. Neste trabalho foi utilizado o CBN policristalino.

## 3.3 Rebolos de CBN

Devido ao alto custo do CBN e do diamante, os rebolos superabrasivos são revestidos por uma camada de elemento ligante (matriz) que contém determinada percentagem volumétrica de grãos do material abrasivo. Esta camada é geralmente colada ao corpo do rebolo (alumínio, baquelite ou resina) o qual responde pelas características de tenacidade que a ferramenta deve possuir [2,9,40].

### 3.3.1 Tipos de ligantes [2]

Os rebolos revestidos podem ser distinguidos segundo o tipo de ligante utilizado:

**a) Resinóide** – o revestimento é constituído por grãos abrasivos, pó de resina sintética e um material de enchimento que inclui carbonetos, óxido de alumínio e outros materiais duros. O conjunto é prensado a frio, seguido de sinterização em atmosfera inerte e posterior prensagem a quente. A camada resultante é aplicada sobre o corpo do rebolo por colagem. Seu custo de fabricação é médio e o seu uso não é adequado para altas taxas de remoção.

**b) Ligação por sinterização metálica** - uma mistura de pós metálicos e abrasivos é prensada e a seguir aquecida a uma temperatura pouco abaixo do ponto de fusão do metal.

A sinterização provoca um adensamento gradual que pode ser controlado pelos parâmetros de processo, temperatura e tempo, permitindo desta forma o controle das propriedades do material. Estes ligantes apresentam alta resistência ao desgaste e permitem elevadas taxas de remoção.

**c) Ligação galvânica** - o corpo metálico do rebolo é mergulhado num banho galvânico e com o tempo é formado um revestimento metálico sobre o mesmo, o qual gradualmente envolve os grãos abrasivos.

O processo é interrompido quando a espessura do revestimento é suficiente para fixar os grãos de CBN ou de diamante, segundo a aplicação específica que se deseje. Encontra maior aplicação nos casos em que se exigem rígidas tolerâncias dimensionais para a peça acabada, assim como pequenas e médias taxas de remoção.

**d) Ligação cerâmica** - A reação química que ocorre entre o CBN e o ligante vítreo durante o processo de fabricação do rebolo garante um forte vínculo entre ambos, condição que para os ligantes resinóides e metálicos se restringe ao encapsulamento mecânico do grão dentro do ligante.

A perda de grãos abrasivos nos ligantes resinóides e metálicos ocorre quando cerca de 50% do volume do grão abrasivo estiver exposto acima do nível do ligante por desgaste do mesmo. Esta percentagem do volume protuso atinge até 80% no caso dos vitrificados, o que aumenta substancialmente a vida destes rebolos [11].

Por sua natural porosidade, os ligantes vítreos prestam-se a altas taxas de remoção, ainda que seu custo de fabricação restrinja sua aplicação predominantemente à retificação ID (diâmetros internos) com rebolos de pequeno diâmetro.

### 3.3.2 Mecanismos de desgaste da ferramenta

Trabalhos voltados para a análise da influência do fluido de corte sobre os mecanismos de desgaste [3], demonstram que o emprego de emulsões, quando comparado ao de óleo puro, acarreta uma degradação dos grãos abrasivos. Em proporção ainda maior intensifica a remoção do ligante através do atrito com os cavacos produzidos.

Tal desgaste decorre do efeito da baixa capacidade de lubrificação da água, o que leva ao desancoramento gradual dos grãos durante o processo. O efeito do fluido de corte sobre a qualidade superficial da peça pode ser observado na figura 3.4, onde são comparados os ensaios com óleo puro, emulsão à 3% e água pura. Enquanto para o óleo puro a rugosidade apresenta pequena variação com o volume usinado, o uso de água favorece os mecanismos de desgaste do ligante e arrancamento de grãos. Tal efeito diminui o número de gumes cinemáticos e contribui para o aumento da espessura de cavacos com conseqüente aumento da rugosidade. Por outro lado a figura 3.5 mostra que o efeito do aumento da concentração das emulsões contribui para a minimização do desgaste na medida em que a relação  $G (= V_w/V_s)$  cresce para um mesmo volume usinado.

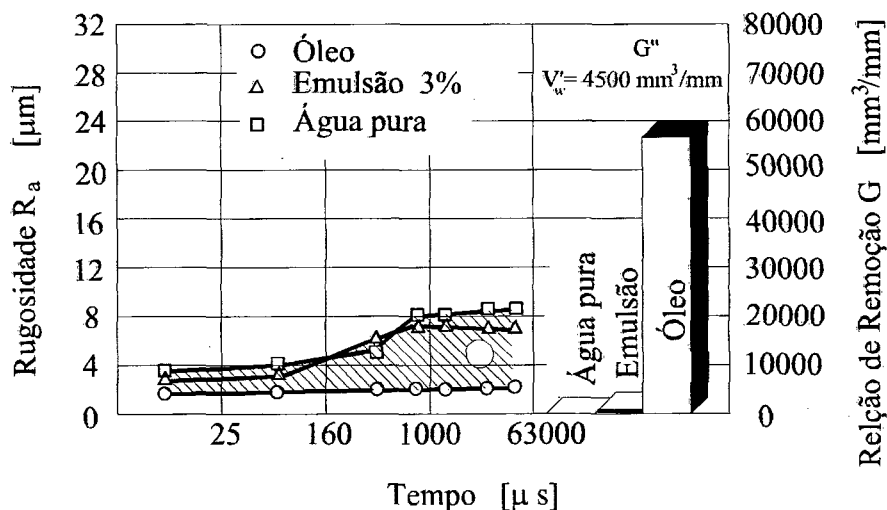
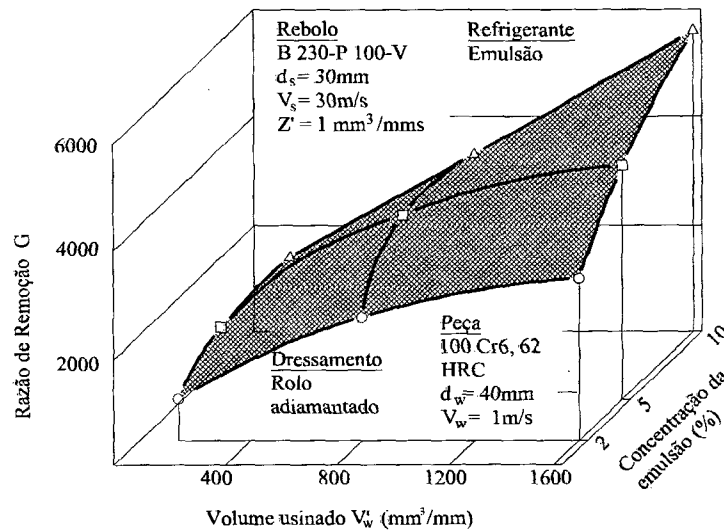


Figura 3.4 - Influência de diversos fluidos de corte sobre o parâmetro  $R_z$  [4]



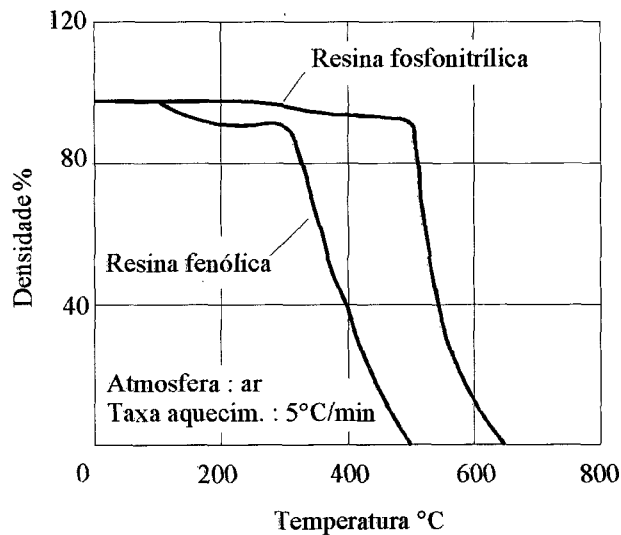
**Figura 3.5** - Influência da concentração das emulsões sobre a relação G [4]

Ainda no que diz respeito ao desgaste do ligante por atrito com os cavacos, não apenas uma lubrificação mais eficaz atenua este efeito, como também a diminuição da espessura dos mesmos pode atuar de modo igualmente benéfico para o rebolo.

Neste sentido, independentemente do fluido de corte utilizado, o aumento da velocidade de corte concorre positivamente para formação de cavacos mais finos, uma vez que mais grãos participam da retirada da mesma quantidade de material na unidade de tempo.

Por outro lado, é conhecida a baixa capacidade dos ligantes resinóides de resistir a altas taxas de remoção e este fato está relacionado à baixa resistência termo-mecânica das resinas, aliada à alta condutividade térmica do CBN [10]. Quando o nível de solicitação mecânica aumenta (maior taxa de remoção), é possível que a velocidade de condução de calor para dentro do grão seja maior que o efeito refrigerante do fluido de corte sobre o mesmo. Este aporte de calor dirigido à resina contribuiria para o seu gradual desgaste.

O comportamento gravimétrico (variação da densidade) comparativo mostrado na figura 3.6 demonstra que a resina fenólica, comercialmente mais empregada para rebolos de diamante e CBN, apresenta uma degradação térmica já a partir de 300°C, enquanto que a fosfonitrílica preserva-se até 500°C [10].



**Figura 3.6** - Perda de densidade para ligantes (resinas) diferentes em função do aumento da temperatura [10]

Este efeito termo-degradante que enfraquece a resistência do ligante, especialmente na interface de contato e ancoragem mecânica do grão, não é verificado para os ligantes metálicos ou vitrificados.

Soluções para minimizar este efeito térmico do grão sobre o ligante incluem desde o seu isolamento térmico através de revestimentos metálicos à base de níquel (cujas condutividades térmicas comparativamente a do CBN é menor), até a utilização de micro-grãos de diamante sinterizados em uma matriz metálica. O efeito desta matriz é o de uma barreira térmica.

Grãos sintetizados de forma alongada (relação diâmetro/comprimento = 1/4) e também revestidos não apenas reduzem os efeitos térmicos sobre o ligante através da diminuição da superfície de contato grão/ligante, como também aumentam o ancoramento do grão, mesmo para situações de adiantada degradação térmica na superfície (elevada protusão dos grãos) [12].

### 3.3.3 Determinação da durabilidade da ferramenta

O volume usinado específico  $V'_w$  é, entre outros parâmetros (rugosidade limite, o número de peças usinadas ou ainda os níveis de ruído em processo e a corrente consumida), um dos mais utilizados para quantificar a vida do rebolo, através da relação de remoção  $G$ . Esta é expressa através da equação 3 [22]:

$$G = V_w^2 / 2\pi r_s \Delta r_s \text{ [mm}^2/\text{mm}^2\text{]} \quad (3)$$

Onde  $2\pi r_s$  = perímetro do rebolo [mm];

$r_s$  = raio do rebolo [mm];

$\Delta r_s$  = desgaste radial do rebolo [mm];

A relação  $G$  expressa a razão entre o volume usinado específico  $V_w^2$  e o volume desgastado do rebolo no sentido radial, dado pelo denominador da equação 3. Os valores típicos de  $G$  para ferramentas de CBN situam-se entre 6000 e até 36.000 [7]. Elevados valores deste parâmetro correspondem a intervalos de dressamento de grande duração ou, em outras palavras, baixo desgaste do rebolo.

### 3.3.4 Métodos de condicionamento da ferramenta

O bom desempenho de uma ferramenta de retificação está ligado a fatores de ordem microestrutural e também macrogeométrica da mesma. A microestrutura influencia desde a magnitude das forças de corte à quantidade de calor gerado em processo e os erros de forma de 3ª e 4ª ordens produzidos na peça (níveis de rugosidade). Vários parâmetros podem ser utilizados para a caracterização da microestrutura do rebolo: a rugosidade efetiva,  $R_t$ , a densidade de gumes cinemáticos ou ainda a área total de alisamento por desgaste dos grãos [14].

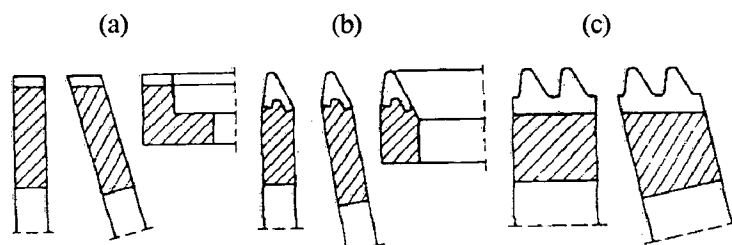
A macrogeometria da ferramenta está relacionada aos erros de forma de 1ª e 2ª ordens da peça, tais como a ondulação e os erros de forma e dimensão. A microestrutura dos rebolos é determinada através da afiação e do perfilamento das ferramentas, enquanto a macroestrutura o é através do perfilamento. Em conjunto os dois processos recebem a denominação comercial de condicionamento (em algumas referências também denominado de dressamento).

No perfilamento a camada de grãos abrasivos cegos do rebolo gasto é removida junto com o material ligante que os ancora. A finalidade do processo é expor uma nova camada de grãos e gerar uma geometria adequada para a ferramenta, com batimento mínimo (cerca de 1  $\mu\text{m}$  para rebolos com diâmetro  $> 200$  mm e 5  $\mu\text{m}$  para rebolos menores) [15,19]. Tal cuidado tem por objetivo evitar um desgaste localizado sobre o rebolo.

Na afiação, por sua vez, é gerada uma determinada protusão dos grãos abrasivos acima do nível do ligante através da remoção do mesmo. Este processo é necessário para produzir sobre



rebolos do tipo resinóide, a porosidade indispensável ao armazenamento temporário do cavaco produzido durante a retificação. O processo de perfilamento também apresenta variações em relação ao perfil geométrico da ferramenta, uma vez que os rebolos podem ser retos, com perfil simples e perfil múltiplo (figura 3.7).



**Figura 3.7** - Tipos de perfis em um rebolo: (a) contorno reto, (b) perfil único e (c) perfis múltiplos [14]

Os perfis múltiplos distinguem-se por mais de uma mudança de direção da linha geradora do perfil da superfície do rebolo. Estudos detalhados sobre os métodos de perfilamento para rebolos revestidos tornam-se necessários na medida em que não apenas um grande desgaste é imposto às ferramentas dressadoras comuns, como também porque a remoção de material ligante deve reduzir-se ao mínimo em função do elevado custo dos materiais superabrasivos.

Tais dificuldades ganham, portanto, ainda mais expressão quando se tratam dos rebolos com perfis complexos, o que demanda técnicas de perfilamento mais criteriosas [14].

As ferramentas abrasivas podem, por outro lado, ser caracterizadas quanto à sua durabilidade em função de dois diferentes parâmetros, quais sejam: a vida da ferramenta e o intervalo entre dressamentos. A vida da ferramenta corresponde ao intervalo de tempo entre a sua primeira utilização e o seu total desgaste, inviabilizando qualquer uso posterior. O intervalo entre dressamentos, entretanto, corresponde ao número de peças usinadas entre dois dressamentos consecutivos. Para o caso das ferramentas com abrasivo eletro-depositado (camada única de revestimento), apenas o conceito de vida é aplicável [1].

### a) Métodos de perfilamento [2]

**"Free-cutting"** - também denominado afiação em processo, consiste na remoção do ligante através da ação abrasiva dos próprios cavacos sobre o mesmo, durante a retificação. Este método se aplica principalmente aos rebolos vitrificados, cuja estrutura porosa e frágil viabiliza a remoção do ligante apenas por este efeito. A utilização de barras de aço de fácil usinabilidade é uma opção para gerar maiores volumes de cavacos e acelerar o processo.

**Perfiladores monocristalinos, multi-granulares e Fliesen® [Winter] (azulejos de perfilamento)** - estas ferramentas de perfilamento são fixas e agem sobre o rebolo de forma semelhante a uma ferramenta de torno. A ferramenta dressadora é fixa a um dispositivo que se desloca solidariamente à mesa porta-peça com velocidade axial constante em relação ao rebolo, o qual por sua vez é dotado de rotação durante o processo.

**Perfilamento com barra diamantada** - é empregado para o condicionamento de rebolos que trabalham em retificação plana. A barra adiamantada é fixa à mesa de trabalho e desloca-se no sentido de sua maior dimensão com velocidade de avanço e profundidade de perfilamento adequados ao processo.

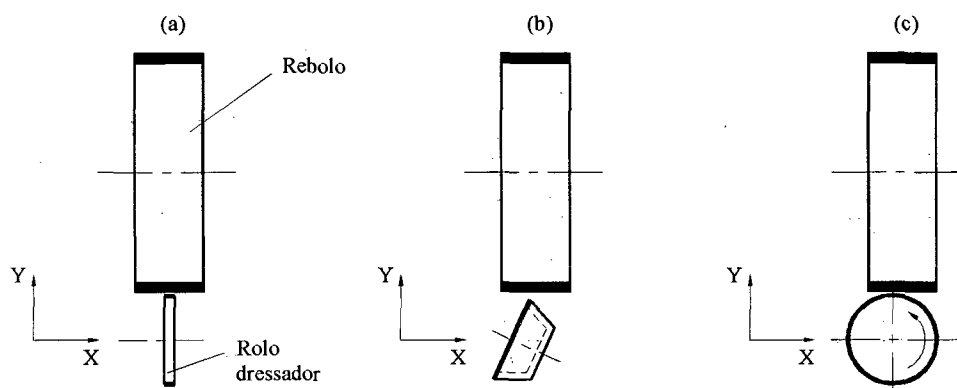
**Rolos de aço (Roll to dress®)** - a remoção de ligante é condicionada à ação alternante de dois roletes de aço que giram em contato com o rebolo. A rotação de cada elemento é controlada de tal forma que a velocidade do primeiro seja um pouco superior, e a do segundo, um pouco inferior à velocidade do rebolo. Esta configuração permite o perfilamento e a afiação simultâneos para os rebolos resinóides, vítreos ou metálicos. As dimensões do equipamento, entretanto, o tornam caro e pouco prático.

**Rolo perfilador diamantado** - A figura 3.8 mostra alguns exemplos de configurações para o sistema rebolo/rolo perfilador no caso do perfilamento de rebolos com perfis retos.

O rolo é dotado de uma velocidade tangencial,  $v_r$ , e pode deslocar-se paralelamente ao eixo do rebolo ou permanecer estático, enquanto o rebolo é deslocado em mergulho contra este.

Para o caso (a) mostrado na mesma figura, e que será adotado neste trabalho, aplicam-se as seguintes variáveis para o estudo da cinemática do processo: a velocidade de avanço longitudinal específica do rolo, expressa pela relação  $S_d = v_{ad}/U_s$ , em mm/rotação, onde  $v_{ad}$  é a velocidade da mesa e  $U_s$  o número de rotações do rebolo. A profundidade de perfilamento,  $a_{ed}$ , determina o quanto o rolo perfilador retira de material do rebolo a cada passe. A relação de velocidades,  $q_d$ , expressa pela razão  $v_r/v_s$ , estabelece limites para a velocidade relativa entre o rolo perfilador e o rebolo, de forma a preservar a eficiência do processo, sem torná-lo excessivamente agressivo ( $q_{elevado}$  = alisamento dos grãos) ou muito suave ( $q_{baixo}$  = arrancamento dos grãos). O valor recomendado para este parâmetro situa-se entre 0,6 e 0,8 [7,19].

Quanto ao movimento relativo rolo/rebolo, diferenciam-se ainda o perfilamento concordante do discordante, conforme as velocidades tangenciais na região de contato tenham o mesmo sentido ou não.



**Figura 3.8** - Algumas configurações para o perfilamento: (a) rebolo e rolo alinhados axialmente, eixo do rolo desalinhado em relação ao do rebolo e (c) eixos do rolo e do rebolo dispostos a  $90^\circ$ . Nos três casos o rolo se desloca na direção X [19].

### b) Métodos de afiação de rebolos revestidos

**Jato abrasivo** [20] - a remoção de ligante é obtida pelo bombardeio da superfície do rebolo com abrasivo solto fornecido através de uma tubeira. Esta é posicionada com uma determinada inclinação em relação à superfície do rebolo e é conectada a um sistema pneumático que permite controlar a velocidade e a pressão do jato abrasivo.

Estes equipamentos requerem normalmente alta capacidade instalada. O controle de parâmetros como o tamanho do particulado, o ângulo de incidência do jato e o diâmetro de tubeira permite obter-se uma faixa ampla de resultados, além de boa repetitividade.

**Abrasivo Solto + Rolo de Aço + Fluido de Corte [34]** - um rolo de aço e o rebolo são posicionados de forma a manter entre eles uma folga menor que o tamanho de grão do abrasivo utilizado. Através do fornecimento de fluido de corte o abrasivo é introduzido sob pressão na região de contato rolo/rebolo, produzindo então a remoção do ligante.

**Barra abrasiva (método WASD-WA "Stick Dressing") [21]** - um bloco de óxido de alumínio (corindum) ou de carboneto de silício saturado em óleo é mergulhado radialmente contra a superfície do rebolo, promovendo a remoção do ligante e gerando porosidade sobre o rebolo.

Um efeito do processo que é relacionado à dureza relativa entre os grãos de CBN e os grãos abrasivos da barra de afiação é a formação das “caudas de cometa”. As regiões de ligante imediatamente posteriores aos grãos de CBN não são atingidas pelo efeito abrasivo da afiação formando uma nervura de apoio para o grão. Este efeito favorece o ancoramento mecânico dos grãos durante a retificação mas restringe o uso do rebolo a um sentido de rotação.

O deslocamento do bloco de afiação sobre o rebolo pode ser obtido por qualquer mecanismo que permita controlar a velocidade de mergulho e a força exercida por este sobre a superfície do rebolo, garantindo os resultados e a repetitividade do processo.

Schleich [22] estudou o método WASD e desenvolveu um modelo para explicar os mecanismos de fratura e arrancamento dos grãos abrasivos durante a afiação. Para isto levou em consideração o formato dos grãos e as forças necessárias para a fratura e o arrancamento dos mesmos em função de sua profundidade de ancoramento no ligante.

A partir deste modelo chegou a uma expressão empírica (equação 4 [22]) para a taxa de consumo de uma barra de óxido de alumínio deslocada radialmente contra a superfície do rebolo. O deslocamento foi obtido pelo uso de um dispositivo hidro-pneumático [22,23] que permitiu o controle da força máxima exercida pela barra contra o rebolo, assim como da velocidade de mergulho da mesma durante o processo. O modelo permitiu prever-se a taxa de consumo de barra de afiação, dada por  $Q'_{sb}$ , necessária para a obtenção de uma determinada protusão dos grãos, medida a partir do parâmetro de rugosidade  $R_p$  (profundidade de alisamento). Tal parâmetro foi escolhido por melhor representar a média das alturas dos picos dos grãos ao ligante sem cometerem-se os erros

causados pela influência de pontos isolados de arrancamento de grãos como se verifica no cálculo de  $R_a$  ou  $R_z$  [22].

$$Q'_{sb} = 0,95 q_m^{-1} \sqrt{c_k \left[ 1 - \frac{R_p}{w_m q_m \varepsilon_{krt}} \right]} R_p^{5/2} v_s \quad [\text{mm}^3 / \text{mm.s}] \quad (4)$$

onde  $q_m$  = coeficiente de extensão longitudinal [adimensional];

$w_m$  = largura média de malha [ $\mu\text{m}$ ];

$c_k$  = densidade de grãos [ $\text{mm}^{-3}$ ];

$\varepsilon_{krt}$  = protusão crítica do grão [%];

$R_p$  = profundidade de alisamento [ $\mu\text{m}$ ];

$v_s$  = velocidade de corte [mm/s].

A função  $Q'_{sb}$  apresenta um ponto de máximo que representa a condição de afiação para a qual a protusão dos grãos abrasivos excederia o valor máximo admissível para o ancoramento dos grãos no ligante. Este ponto de máximo é determinado derivando-se a equação 4 em relação a  $R_p$  e igualando o resultado a zero. Obtém-se desta forma a expressão para o valor crítico da profundidade de alisamento,  $R_{p\text{crit}}$ , expresso pela equação 5 [22]. O valor a ser escolhido para  $R_p$  deve portanto obedecer à condição  $R_p < R_{p\text{crit}}$ , sob pena de comprometer a funcionalidade da afiação com uma taxa,  $Q'_{sb}$ , super-dimensionada.

$$R_{p\text{crit}} = 5/6 q_m w_m \varepsilon_{krt} \quad [\mu\text{m}] \quad (5)$$

A função dada pela equação 4 é válida apenas para o intervalo  $0 < R_p < R_{p\text{crit}}$ . Profundidades de alisamento maiores que o valor crítico não são reproduzíveis pois o processo entra numa fase instável. Alguns resultados obtidos pela aplicação da equação 4 são mostrados na figura 3.9.

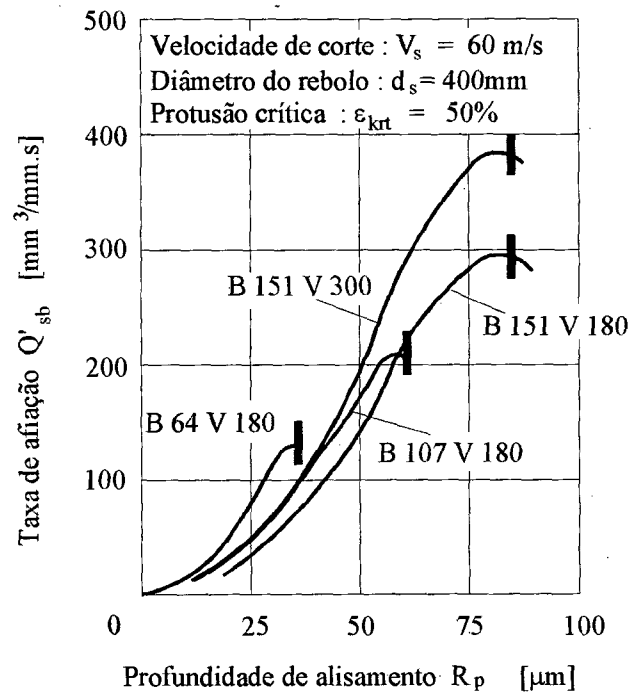


Figura 3.9 - Comportamento de  $Q'_{sb}$  x  $R_p$  [22]

Uma vez determinado o valor de  $Q'_{sb}$  a partir do valor desejado de  $R_p$ , a velocidade de mergulho do bloco de afiação é calculada através da equação 6 [22]:

$$Q'_{sb} = h_{sb} v_{fsb} \text{ [mm}^3/\text{mm.s]} \quad (6)$$

onde  $h_{sb}$  = altura do bloco [mm];

$v_{fsb}$  = velocidade de avanço no dressamento [mm/s].

Uma vez que este método será utilizado neste trabalho, o capítulo 4 voltará a abordar o assunto apresentando detalhes sobre a calibração do dispositivo de afiação, também usado para este trabalho.

**Método SLAD ("Stick-aided Loose Abrasive Dressing")** [21] – surgiu a partir da idéia do aperfeiçoamento dos resultados do método WASD (supra-citado) através da adição de abrasivos soltos na região de contato rebolo/bloco de corindum. Experiências demonstram a obtenção de uma distribuição mais uniforme de poros ao longo da circunferência do rebolo através do processo.

### 3.4 Refrigeração na usinagem com o CBN

A retificação com superabrasivos requer um uso eficaz do fluido de corte, uma vez que as condições de usinagem apresentam características bem peculiares se comparadas àquelas encontradas na usinagem com abrasivos convencionais: altas taxas de remoção e velocidades de corte normalmente empregadas exigem uma limpeza eficiente dos poros do rebolo, o que se traduz pelo uso de maiores pressões e velocidades de saída do fluido na tubeira. Por outro lado, é igualmente indispensável uma eficiente remoção de calor da região de corte.

Entre os processos citados acima encontram-se o “Creep-Feed” e o “High Efficiency Deep Grinding” [24], onde o arco de contato entre o grão abrasivo e o material da peça é longo, ocorrendo elevado aporte térmico sobre a peça, além de grande quantidade de cavacos produzida.

O crescente uso das emulsões como fluido de corte (menor custo ambiental) demanda algumas soluções: a baixa viscosidade da água, por exemplo, torna a sua aplicação a altas velocidades susceptível ao efeito de dispersão do jato de fluido. Este problema pode ser contornado pela colocação da tubeira em uma posição mais próxima à região de corte, o que pode ainda ser dificultado pela geometria da peça ou mesmo pelo seu sistema de fixação. Tais fatores podem inviabilizar a opção pelo deslocamento da tubeira e exigir o aumento da vazão para compensar a dispersão do fluido (mais fluido é usado que o necessário) ou mesmo o uso de equipamentos de bombeamento mais robustos [25]. O volume de calor retirado do processo pode gerar a necessidade de equipamentos adicionais de refrigeração para o fluido de corte, assim como de reservatórios maiores.

O problema da barreira aerodinâmica formada sobre a superfície do rebolo devido às altas rotações empregadas é outro fator que exige atenção, de modo a permitir o acesso do fluido à região de corte de forma eficiente e a custos compatíveis.

A solução proposta por Tomoyasu et al [25], na qual a tubeira foi posicionada perpendicularmente à superfície do rebolo e a incidência do jato de fluido foi deslocada à montante da região de corte, apresentou bons resultados além de menor demanda volumétrica (figura 3.10).

Para resolver tais problemas foram elaboradas novas configurações de tubeiras [21] procurando garantir um regime de escoamento laminar mesmo com elevadas vazões. Algumas concepções possíveis sugerem a colocação de bocais de alta pressão a  $90^\circ$  e/ou  $180^\circ$  da região de corte [2]. O seu posicionamento perpendicular à superfície do rebolo tem a finalidade de romper eficientemente a camada aerodinâmica formada (figura 3.11).

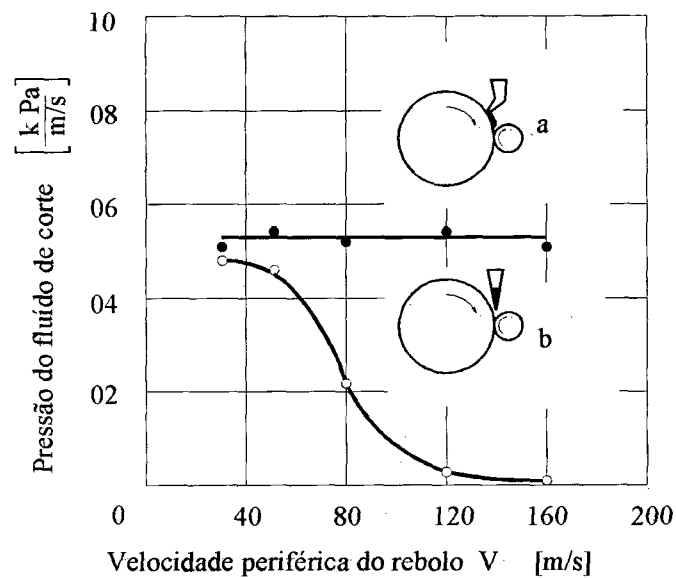


Figura 3.10 - Tubeira única com (a) incidência normal e (b) incidência tangencial [25]

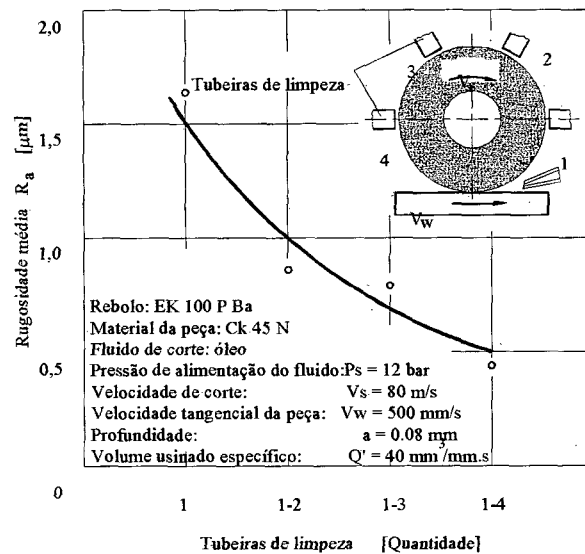


Figura 3.11 - Sistema múltiplo de tubeiras [2]

### 3.5 Métodos especiais para a preparação e caracterização de rebolos revestidos

O bom desempenho de uma ferramenta abrasiva depende de sua topografia, em outras palavras, do seu grau de porosidade e de afiação. Uma vez conhecida e testada a condição otimizada para dada ferramenta e dado processo, faz-se necessário criarem-se condições para sua fácil

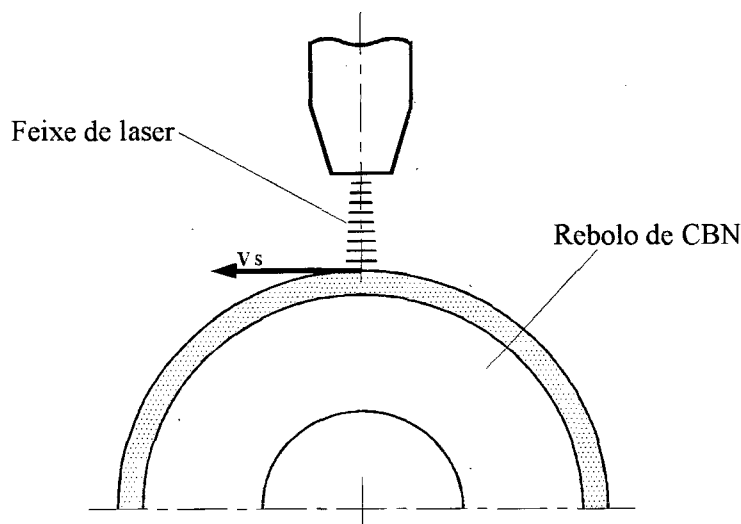


caracterização e repetitividade do processo de condicionamento. Neste item serão apresentadas algumas das tecnologias desenvolvidas neste sentido, as quais cabe salientar, abrangem as ferramentas abrasivas revestidas com diamante ou CBN.

### 3.5.1 Perfilamento e a afiação com laser [27]

Os rebolos do tipo resinóide normalmente requerem uma etapa de afiação posterior ao perfilamento em função da baixa porosidade característica deste ligante. Tal processo implica em um aumento dos tempos de preparo da ferramenta.

Westkaemper [27] apresentou estudos sobre a utilização de feixes de laser de alto desempenho aplicados tanto para o perfilamento e a afiação quanto para a retificação em si, na forma de tratamento térmico integrado ao processo (item 3.7.1). A figura 3.12 mostra, esquematicamente, o uso do feixe laser para a afiação.



**Figura 3.12** - Feixe de laser utilizado para a afiação [27]

Através da correta seleção dos parâmetros de entrada no equipamento gerador do feixe, foi possível obterem-se os efeitos desejados sobre cada constituinte em particular (grão abrasivo, revestimento do grão e material ligante) e assim atingir-se um nível de remoção equivalente ao da afiação convencional.

Segundo demonstraram os ensaios, o uso de feixes de baixa densidade de energia levou, inicialmente, à fusão da resina enquanto o seu aumento gradual acarretou também a fusão do

revestimento de níquel dos grãos, facilitando a sua posterior remoção em processo. O resultado final foi uma topografia de porosidade adequada.

Para a afiação o feixe foi posicionado perpendicularmente à superfície do rebolo e um efeito bastante homogêneo de irradiação pôde ser obtido, gerando uma sobreposição de trilhas facilmente controlável a partir da sincronização entre o pulso laser e os movimentos da máquina.

Ao contrário da irradiação na direção normal utilizada para a afiação, no perfilamento com feixe de laser (de precisão micrométrica) o posicionamento do feixe foi feito numa direção tangente à superfície abrasiva, de modo a corrigir os erros de circularidade do rebolo. Como principal vantagem do processo foi citada a ausência de forças de usinagem.

Existiram dificuldades, entretanto, em relação ao dimensionamento da secção transversal do feixe, de tal forma que se obtivesse uma densidade suficiente de energia também nas regiões limites do mesmo. Isto possibilitaria uma remoção mais eficiente do ligante.

Embora a fonte de Nd:YAG (alumínio-ítrio dopado com neodímio [28]) utilizada neste trabalho tenha demonstrado melhores resultados em comparação ao CO<sub>2</sub>, o uso de uma fonte Excimer (KrF gasoso [28]) seria recomendado uma vez que esta apresenta uma secção transversal retangular, com melhor distribuição de densidade de energia.

Em relação ao nível de emissões de gases tóxicos durante a remoção térmica do ligante, não foram observados valores excessivos para substâncias tais como as dioxinas, mesmo considerando-se as medições feitas diretamente sobre o local de incidência do feixe.

### **3.5.2 Afiação erosiva integrada ao processo [29]**

A retificação com afiação integrada permitiu não somente a redução dos tempos de preparo da ferramenta, uma vez que a afiação é normalmente uma etapa aplicada posteriormente ao perfilamento, como também contribuiu para o aumento dos intervalos entre dressamentos.

A afiação integrada ou afiação "in process" é intercalada entre os ciclos de retificação e pode ser contínua ou intermitente. O seu objetivo é reduzir a influência do desgaste do rebolo sobre a qualidade da peça.

A topografia do rebolo é, assim, continuamente recuperada de modo a capacitá-lo permanentemente para o armazenamento de cavacos, restos de ligante e mesmo os grãos abrasivos arrancados.

A execução simultânea da retificação e da afiação diminuiu o tempo total de processo e portanto também os custos finais.

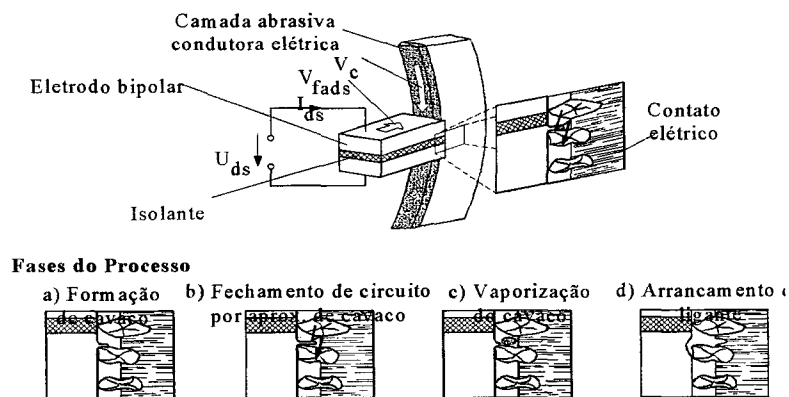
Entre as desvantagens da afiação abrasiva convencional está a dificuldade de viabilizar-se um controle refinado sobre os resultados do processo (protusão final).

### a) Processo erosivo

A afiação erosiva depende da condutividade elétrica do ligante empregado no rebolo. O método consiste na aproximação de um eletrodo bi-polar (duas camadas condutoras isoladas entre si) de material dúctil e de boa usinabilidade (por exemplo o Cu), o qual é usinado quando entra em contato com os grãos abrasivos.

Os cavacos produzidos, quando situados a uma distância mínima do ligante e submetidos a uma determinada tensão do bi-polo, fecham o circuito por centelhamento com o ligante.

A corrente elétrica gerada causa a sublimação do cobre e gera temperaturas suficientemente elevadas para remover também o ligante por fusão (figura 3.13).



**Figura 3.13** - Princípio construtivo e etapas do processo erosivo [29]

Tal efeito é verificado de forma homogênea sobre a superfície do rebolo, produzindo a afiação efetiva do mesmo. Além disto, a própria cinemática do processo de formação do cavaco e do centelhamento é fator auto-regulador da protusão final obtida.

Isto porque a descarga elétrica entre o cavaco e o ligante ocorre preferencialmente nas regiões onde a protusão dos grãos abrasivos é menor e, portanto, onde a distância (cavaco de Cu/ligante) para fechar circuito é menor.

A afiação por contato erosivo tem seu uso limitado aos ligantes metálicos, embora por outro lado permita alcançarem-se bons resultados de textura sobre rebolo através do controle de suas variáveis de entrada: tensão no eletrodo, corrente e velocidade de avanço do eletrodo.

### **b) Aplicação do processo**

A principal vantagem do processo é o aumento da vida do rebolo (intervalo maior entre perfilamentos). Este parâmetro é determinado principalmente através da evolução tanto da micro quanto da macro-topografia do rebolo. Na usinagem de materiais de má usinabilidade como pastilhas cerâmicas, por exemplo, ocorrem por um lado um desgaste macrogeométrico no rebolo que acarreta erros de forma e por outro um microgeométrico que decorre do alisamento e arrancamento dos grãos abrasivos.

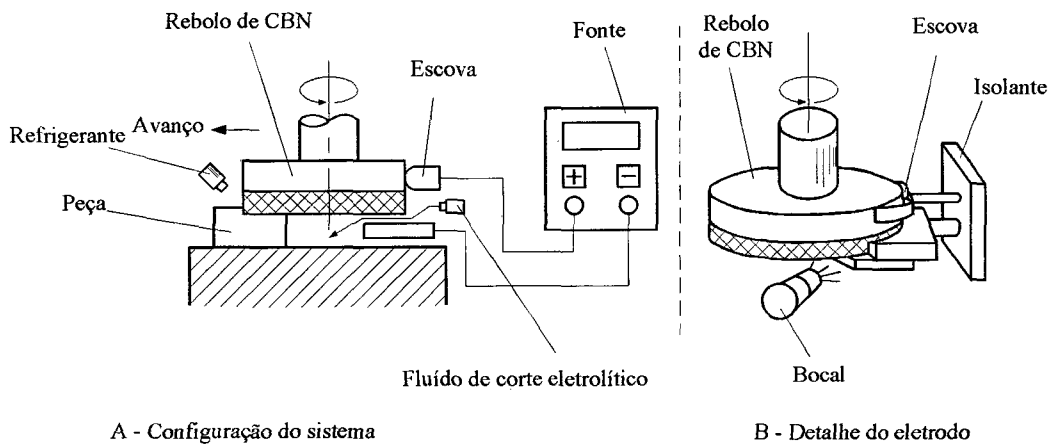
Neste sentido a diminuição dos erros de forma está diretamente relacionada à resistência do ligante ao desgaste, daí ser fator importante para uma correta aplicação do processo erosivo a utilização de um ligante com propriedades adequadas.

### **3.5.3 Afiação eletrolítica integrada ao processo - ELID [30]**

Através do desenvolvimento de técnicas especiais de retificação (abrasivo preso à ferramenta) voltadas para o acabamento de materiais endurecidos, tem-se procurado substituir os processos tradicionais de lapidação e polimento (abrasivo solto). A retificação de ultraprecisão aplicada a materiais de alta tecnologia como os semicondutores, cabeçotes magnéticos de leitura e os componentes óticos deve garantir três condições básicas:

- Bom acabamento superficial;
- Boa tolerância dimensional das superfícies;
- Integridade superficial.

Ohmori et al [30] propõe em seu trabalho uma técnica de retificação para a obtenção de superfícies espelhadas utilizando para tal rebolos de granulometria extremamente fina, ligante metálico e o uso adicional do método de afiação eletrolítica integrada ao processo. Outro elemento indispensável é a utilização de máquinas-ferramentas de ultraprecisão. O esquema da figura 3.14 ilustra o princípio desta tecnologia: o rebolo atua como pólo positivo através do suave contato com uma escova polarizada. O eletrodo negativo é mantido com um espaçamento de 0,1 mm em relação ao rebolo e a eletrólise ocorre através do escoamento de um eletrólito (fluido de corte) nesta região. Este método mantém constante a protusão dos grãos durante todo o processo.



**Figura 3.14** - Princípio construtivo da afiação eletrolítica ELID [30]

Alguns dos fatores indispensáveis para a obtenção de bons resultados com a ELID são:

- O tipo de ligante metálico utilizado deve favorecer a taxa de remoção eletrolítica;
- A fonte de corrente contínua deve suprir a geração de pulsos de alta frequência;
- A solução eletrolítica deve atuar também como fluido de corte;
- Materiais de boa condutividade térmica para atuar como polo negativo.

O emprego de tamanhos de grão entre 0,3 e 0,5  $\mu\text{m}$  complementados por ensaios de alta sensibilidade tanto para a caracterização superficial (SEM, "Atomic Force Microscopy", rugosímetros) como para integridade superficial (difratometria, polimento, ataque químico) possibilitaram a obtenção de acabamentos com rugosidades  $R_a$  de até 25,4 angstroms.

Foram medidas através destes ensaios camadas termicamente afetadas com espessuras inferiores a  $1\ \mu\text{m}$  assim como trincas subsuperficiais decrescentes ( $0,13 - 0,4\ \mu\text{m}$ ) com a diminuição da granulometria utilizada.

### **3.5.4 Uso de sensores acústicos no perfilamento**

O desenvolvimento de sistemas de monitoramento para o perfilamento de rebolos superabrasivos tem apresentado resultados promissores na área de emissões acústicas.

Há, neste sentido, duas formas para se otimizar a vida de rebolos revestidos: aumentando o número de peças produzidas entre perfilamentos ou diminuindo a quantidade de material removido do rebolo no perfilamento.

Em seu trabalho, Oliveira et al [31] fez uso dos recursos de sensoriamento disponíveis nas máquinas de controle numérico e da própria ferramenta de perfilamento, a qual foi utilizada como sensor para a medição do perfil geométrico do rebolo. Feita a medição, pôde ser determinada uma estratégia de perfilamento baseada na menor remoção possível de ligante associada a um certo grau de afiação desejado.

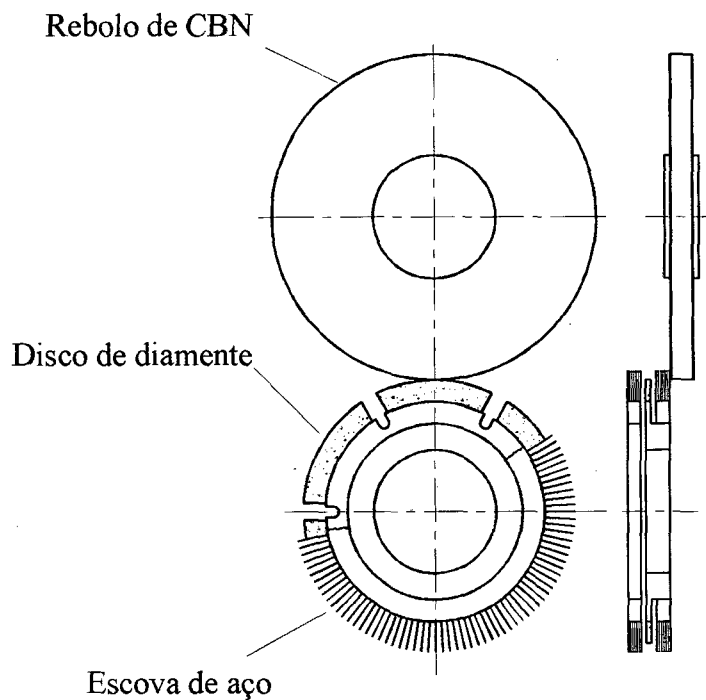
A interação entre uma ferramenta de perfilamento de ponta única e o rebolo foi estudada em relação aos níveis de emissões acústicas (AE) produzidos por cortes com profundidades da ordem de  $0,5\ \mu\text{m}$ . Tais deslocamentos foram obtidos através de cristais piezelétricos.

Os níveis de AE foram medidos no momento de primeiro contato entre a ferramenta de perfilamento e o rebolo. Através deste método foi possível percorrer a superfície do rebolo com a ferramenta-sensor e medir o seu perfil geométrico. Através destas informações puderam ser determinados de forma rápida e precisa parâmetros como a profundidade de corte por passe e a velocidade de avanço da ferramenta, conforme cada caso.

Este sistema poderia medir igualmente o erro geométrico produzido durante a usinagem de formas especiais na retificação de mergulho. Tal informação seria relevante para a correção da posição do rebolo e tomada de decisão sobre a execução de um novo perfilamento, conforme o desvio geométrico registrado ultrapassa a tolerância exigida.

### 3.5.5 Condicionamento com disco composto [32]

A principal característica deste método é possibilitar a execução do perfilamento e da afiação de rebolos revestidos de forma simultânea, através do uso de um dispositivo especialmente desenvolvido para esta finalidade (figura 3.15). Para o perfilamento é utilizado o tradicional disco diamantado, necessário para recuperação geométrica do rebolo. Neste trabalho, foi utilizada uma ferramenta de dressamento com granulometria 100 e concentração 75, a qual também era provida de seis entalhes igualmente espaçados sobre a sua superfície.



**Figura 3.15** - Método de condicionamento com disco composto [32]

Estes entalhes funcionam como espaços para saída de cavacos e ainda como canais de acesso para o fornecimento do fluido de corte. A afiação é realizada pela escova de aço, cujos elementos flexíveis são capazes de remover o material ligante do rebolo sem afetar diretamente os grãos abrasivos. Os cavacos eventualmente incrustados sobre o rebolo também são removidos e a ação dos arames gera efetivamente uma superfície porosa em torno dos grãos.

Dentre os vários materiais testados para os arames da escova o aço apresentou os melhores resultados do ponto de vista da sua resistência ao desgaste e da capacidade de afiação.

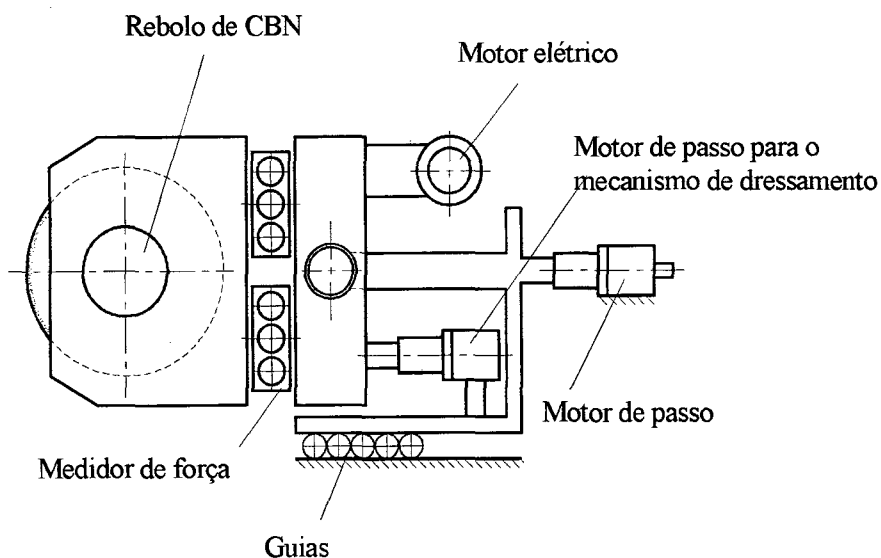
Durante o processo a escova de arames de aço, com uma protusão 1,0 mm superior ao raio do rolo perfilador, precede o rolo perfilador e efetua a remoção do material ligante, diminuindo o ancoramento dos grãos abrasivos e facilitando o perfilamento.

### 3.5.6 Dressamento por toque ("Touch-Dressing") [33,54]

Rebolos de CBN e diamante produzem normalmente peças com maiores valores de rugosidade nos primeiros ensaios logo após o dressamento.

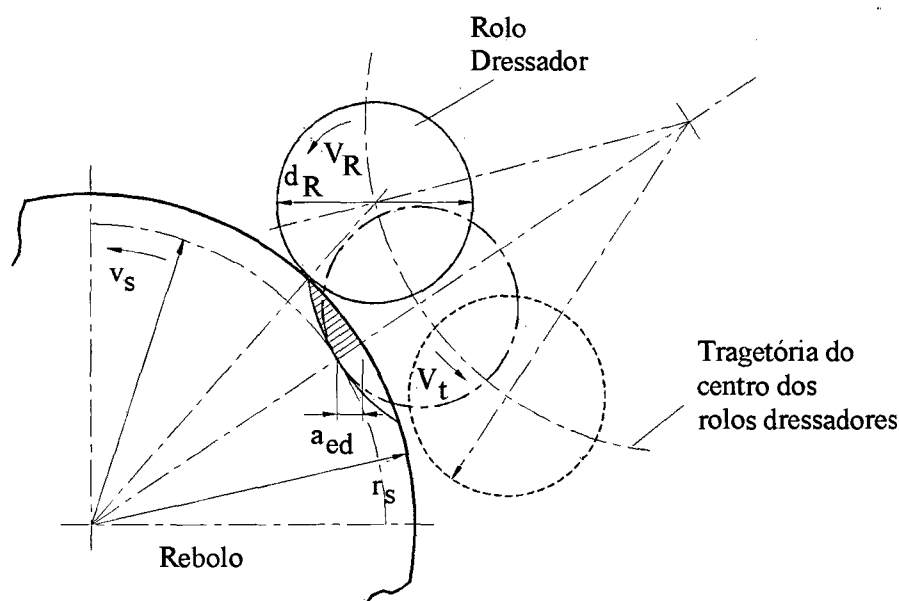
Este fato se justifica pela elevada dureza dos superabrasivos, responsável pela geração de altas densidades de gumes cinemáticos durante o perfilamento. Deste modo, com o desgaste progressivo dos gumes mais elevados dos grãos, os níveis de rugosidade tendem a diminuir. Tal efeito pode provocar o refugo das primeiras peças de um lote e é um fenômeno indesejado.

O "touch-dressing" ou perfilamento micrométrico utiliza uma profundidade de corte de poucos micrometros e tem por objetivo quebrar os picos mais altos dos grãos, aumentando a quantidade de gumes cinemáticos. O resultado é uma topografia menos agressiva e mais homogênea para o rebolo, preservando a capacidade de armazenamento de cavacos. Leme [54] mostra este comportamento nos ensaios de vida de rebolos dressados por toque. O "touch-dressing" pode ser aplicado tanto nos rebolos com revestimento eletrodepositado como nos rebolos revestidos com várias camadas (metálicos, resinóides e cerâmicos). As figuras 3.16 e 3.17 mostram o equipamento desenvolvido para o processo e a cinemática do mesmo, respectivamente.



**Figura 3.16** - Esquema do dispositivo para o dressamento por toque [33]





**Figura 3.17** - Cinemática do processo de "Touch-dressing" [33]

Ensaio demonstram, entretanto, que os grãos não são devidamente fraturados se são utilizadas pequenas profundidades de dressamento micrométrico ( $a_{ed} < 2 \mu\text{m}$ ) e que, além disto, para profundidades maiores ( $a_{ed} > 6 \mu\text{m}$ ) ocorre uma queda no desempenho do rebolo devido ao arrancamento dos grãos, o que pode inclusive requerer nova afiação.

A utilização de valores para  $a_{ed}$  no intervalo entre 3 e 5  $\mu\text{m}$  proporciona, por outro lado, um aumento da vida da ferramenta e uma menor flutuação dos valores das forças de corte além de um bom acabamento superficial na peça.

Limitações para o uso desta técnica são o custo dos mecanismos de deslocamento com resolução submicrométrica para a aproximação dressador/rebolo, a garantia de uma rigidez satisfatória do dispositivo de dressamento e a implementação de um procedimento capaz de indicar o início do contato entre os grãos do rolo dressador e os do rebolo. Leme [54] reduziu os custos no dressamento por toque trabalhando com um rolo dressador diamantado montado entre pontas, no lugar da peça.

Os métodos mais empregados para o reconhecimento deste contato são os de monitoramento da corrente elétrica/potência no motor acionador do rolo dressador e ainda dos sinais de AE detectados em local conveniente.

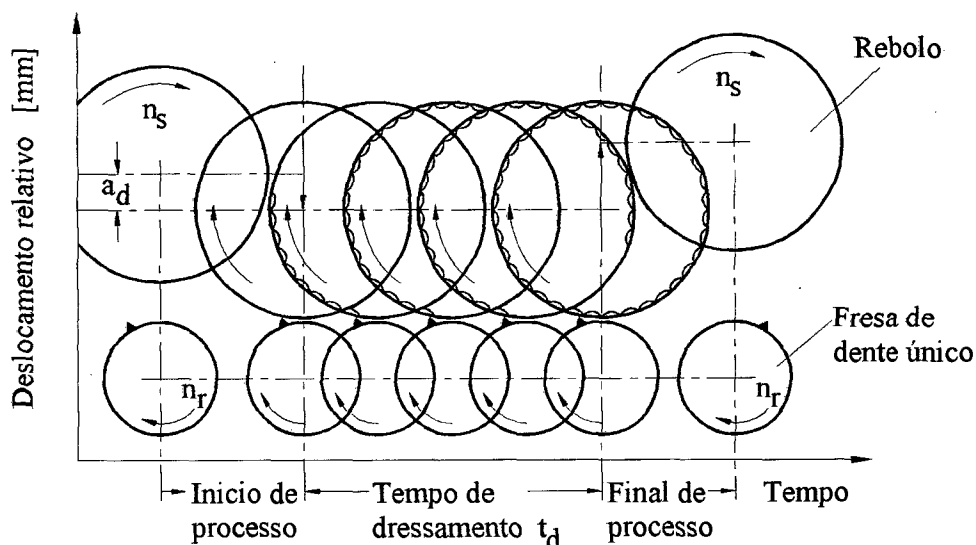
### 3.5.7 Perfilamento por fresamento [34,35]

Warnecke e Spiegel [34,35] estudaram comparativamente o perfilamento de rebolos de CBN com ligante resinóide, utilizando como ferramentas de dressamento um rolo adiamantado e uma fresa dotada de um gume de corte (diamante policristalino). O perfilamento por fresamento é caracterizado, por um lado, pelo uso de uma única profundidade de avanço que corresponde à total, e por outro lado, pela geração de uma superfície sobre o rebole com a forma de uma onda. Neste tipo de perfilamento toda a superfície do rebole é usinada somente uma vez. O perfil produzido é determinado basicamente através das relações de diâmetro e de rotações entre a ferramenta e o rebole, além do tempo de perfilamento.

Nos ensaios com o rolo diamantado foram intercalados passes de afiação com pedras de corindum, a cada 10  $\mu\text{m}$  de avanço radial da ferramenta, a fim de reduzir os esforços mecânicos do processo.

Conforme mostra a figura 3.18, foram utilizadas duas variantes para o processo: inicialmente, com uma penetração de 10  $\mu\text{m}$  dos grãos de diamante dentro do ligante e, posteriormente, com os grãos de diamante apenas tangenciando a superfície da resina. Os resultados indicaram um grau de desgaste mais elevado da ferramenta de perfilamento naqueles casos em que houve seu contato com o ligante.

As relações de remoção para o perfilamento, expressas pelo parâmetro  $G_d$ , encontradas para cada caso foram de 1160 e 2850, respectivamente. Já os valores de desgaste no fresamento revelaram uma nítida influência da velocidade relativa de corte entre a ponta de diamante e a superfície do rebole:  $G_d = 2100$  para  $v_{\text{rel}} = 30$  m/s e  $G_d = 6100$  para  $v_{\text{rel}} = 70$  m/s. A razão para tal diferença nas taxas de desgaste é explicada pela cinemática característica de cada processo.



**Figura 3.18** - Cinemática do perfilamento com fresa de ponta única [35]

Para a caracterização da topografia gerada por cada variante do processo sobre o rebolo foi medida a profundidade de alisamento,  $R_p$ , para cada caso. Após o perfilamento com o rolo diamantado foi medido um valor de  $4 \mu\text{m}$  no caso da variante 1 (com penetração no ligante) enquanto para a variante 2 (apenas tangenciamento) atingiu-se um valor um pouco superior.

A afiação posterior tornou-se necessária com o objetivo de atingirem-se valores de  $R_p$  de cerca de  $20 \mu\text{m}$ . No fresamento foram encontrados valores entre  $10$  e  $17 \mu\text{m}$  e, novamente, observou-se a nítida influência do aumento da velocidade relativa de corte sobre o aumento de  $R_p$ .

Adicionalmente, as características cinemáticas próprias do perfilamento por fresamento produziram ondulações sobre a superfície do rebolo equivalentes a cerca de  $80$  a  $120 \lambda$  e com amplitudes entre  $12$  e  $15 \mu\text{m}$ , distribuídos sobre o seu perímetro. Este efeito, somado à protusão comparativamente maior, torna o rebolo apenas fresado uma ferramenta já pronta para o uso.

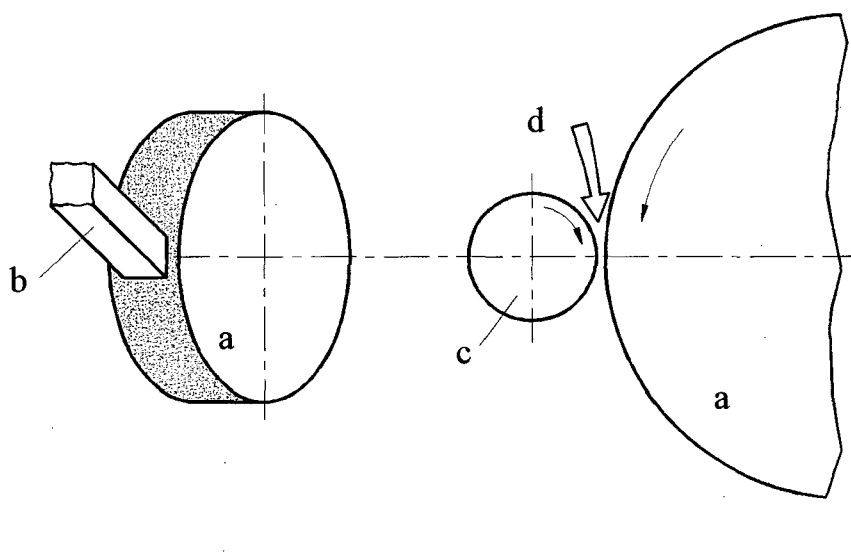
Durante os ensaios com o rebolo fresado observou-se que, devido ao desgaste em processo, foi atingido um valor de  $R_p$  de até  $17 \mu\text{m}$  nos picos das ondas. Tal efeito foi verificado já para  $200 \text{ mm}^3/\text{mm}$  de volume usinado específico.

A partir de  $2000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  os picos das ondas foram inteiramente removidos, atingindo-se um valor final de  $R_p$  entre  $19$  e  $20 \mu\text{m}$ . Nos vales das ondas este valor evolui de  $10$  para até  $18 \mu\text{m}$ .

Todos os rebolos fresados apresentaram, em função das baixas profundidades de alisamento medidas nos vales, uma protusão média menor que aquela obtida para o perfilamento com o rolo adiamantado.

### 3.5.8 Caracterização de rebolos pela medição da protusão [36]

Rebolos resinóides foram testados por Yokogawa [36] com o propósito de investigar a influência da protusão dos grãos sobre os resultados da retificação. Para o processo de afiação foram utilizados diferentes métodos. Na figura 3.19, à esquerda, a pedra de afiação é mergulhada radialmente sobre a superfície do rebolo cego. À direita, o rolo de aço é posicionado em relação ao rebolo deixando uma folga entre ambos equivalente ao tamanho médio de grão. Deste modo o abrasivo solto é forçado a passar entre ambos, arrastado pelas superfícies que giram em sentido concordante, e remove o ligante por pressão e atrito.



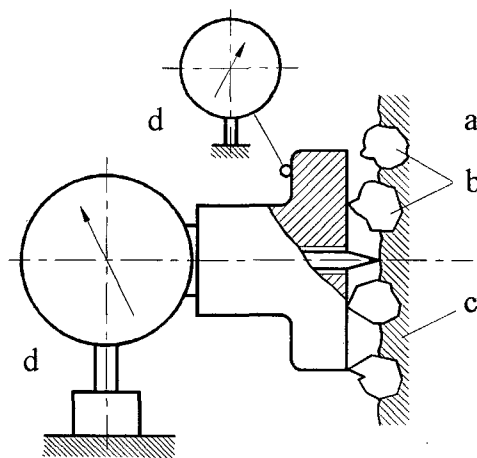
**Figura 3.19** - Alguns métodos de afiação: à esquerda (a) rebolo, (b) pedra de afiação; à direita (a) rebolo, (c) rolo dressador, (d) abrasivo solto [29]

Os diferentes resultados obtidos de rugosidade  $R_p$  indicam diferentes graus de influência dos vários métodos de afiação utilizados sobre as topografias geradas na superfície do rebolo.

Para a caracterização destas topografias foi desenvolvido um método para a medição da protusão e a partir daí foi investigada uma possível correlação entre as condições de preparação da ferramenta e os resultados do processo.

O dispositivo (figura 3.20) foi montado a partir de dois relógios comparadores com resolução de 1  $\mu\text{m}$  cada e um bloco T. A superfície do bloco tangente ao rebolo foi tomada como referência para as medições.

O conjunto foi fixado através de uma base magnética à mesa da retificadora e posicionado de tal forma a manter a linha de centro do apalpador alinhada radialmente em relação ao eixo do rebolo, garantindo o paralelismo entre a base do bloco T e a superfície de referência do bloco.



**Figura 3.20-** Dispositivo desenvolvido para medir a protusão: (a) rebolo, (b) grãos abrasivos, (c) ligante, (d) relógios comparadores [29]

Os resultados deste trabalho revelaram uma relação de remoção máxima para uma protusão de cerca de 30  $\mu\text{m}$ , correspondendo a um ganho de até 250 vezes em relação àquela obtida em condições normais de preparo do rebolo. Tal protusão foi testada para a usinagem de aços endurecidos, não-endurecidos e também para o ferro fundido, apresentando resultados igualmente satisfatórios. O critério adotado para o fim de vida do rebolo foi uma rugosidade  $R_z$  máxima de 3  $\mu\text{m}$  nas peças usinadas.

### 3.6 Sistemas especiais para o monitoramento da retificação

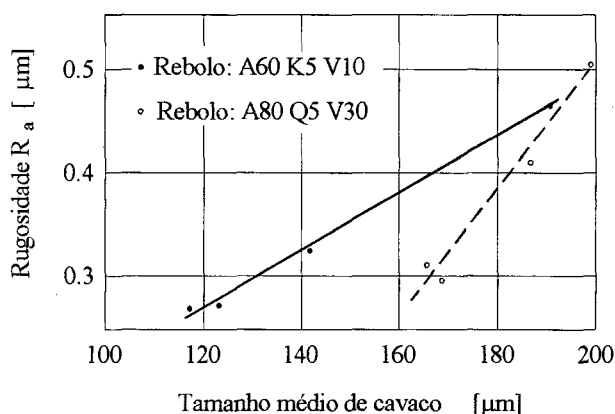
O desenvolvimento de tecnologias de controle do processo através da comparação entre os resultados registrados em tempo real e os valores de referência é indispensável para a implementação de sistemas eficientes de correção "in-process".

#### 3.6.1 Monitoramento da retificação através da medição da intensidade de fagulhas [37]

A geração de fagulhas durante a retificação é o resultado do aquecimento dos cavacos retirados durante o processo, os quais se oxidam na atmosfera. A intensidade de formação de fagulhas depende do tamanho dos cavacos e de sua temperatura, assim como o volume do cone de fagulhas depende da quantidade de cavacos produzida.

Radhakrishnan [37] procurou estabelecer uma relação entre os tamanhos dos cavacos e o acabamento produzido nas peças. Como o corte de material realizado individualmente por cada grão abrasivo é responsável pelo acabamento final, foram realizados ensaios para gerar cavacos a partir de um aço de baixo carbono (0,25% - fácil usinabilidade) através da retificação plana. Por meio de um analisador de tamanho de partícula por difração de feixes de laser foram analisados os cavacos produzidos (após secos e limpos) e, a seguir, gerada uma curva de distribuição volumétrica. Dado o formato irregular dos cavacos produzidos, foram medidas as suas secções transversais e tomados os diâmetros equivalentes como a sua principal dimensão. Para o melhor entendimento da relação entre os vários diâmetros produzidos e o acabamento gerado, os cavacos foram divididos em grupos - pequenos (menor que 50  $\mu\text{m}$ ), médios (entre 50  $\mu\text{m}$  e 115  $\mu\text{m}$ ) e grandes (acima de 115  $\mu\text{m}$ ) e o valor médio para cada grupo foi determinado.

A figura 3.21 mostra que para cavacos médios e grandes há uma nítida relação entre o diâmetro de cavacos e a rugosidade medida nas peças, tendo sido suficiente um ajuste linear.

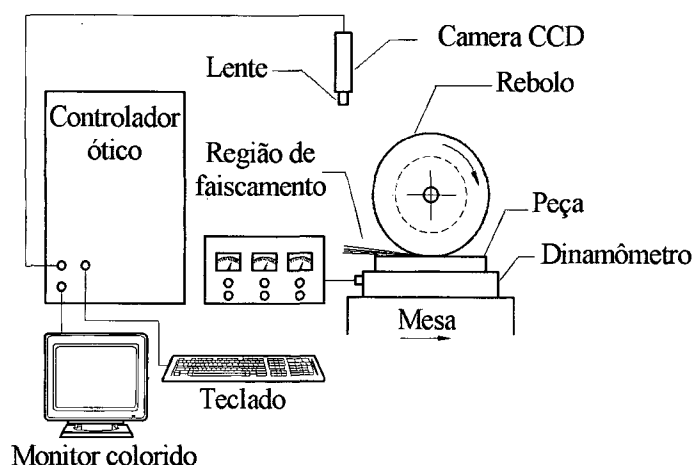


**Figura 3.21** - Relação entre o tamanho dos cavacos e a rugosidade  $R_a$  [37]

A correlação se mostra, entretanto, deficiente para diâmetros pequenos [37]. Estes resultados indicam que os cavacos de diâmetros médios e grandes são de fato os principais responsáveis pela rugosidade produzida.

Na retificação o atrito dos grãos sobre a peça e a deformação plástica constituem as principais fontes do calor produzido durante o processo. Uma parcela deste calor é transportada para os cavacos e estes, enquanto são arrancados da região de corte, tornam-se incandescentes por oxidação, gerando as fagulhas. Estas são uma característica inerente aos processos de retificação de metais ferrosos e mesmo de outras ligas e é o resultado de uma reação exotérmica entre os cavacos e o oxigênio. O fato de os cavacos não se tornarem imediatamente rubros, mas somente após uma pequena distância da região de corte, mostra a importância do tempo de sua reação com o oxigênio do ar.

Os ensaios de monitoramento de fagulhas foram realizados durante ensaios de retificação plana a seco e para tanto foi utilizada uma câmara CCD ("Computer Controlled Digital-camera") para registrar a geração de fagulhas por um período de 20 ms. A figura 3.22 mostra esquematicamente a configuração da bancada para os experimentos.



**Figura 3.22** - Bancada de experimentos utilizada para o estudo da geração de fagulhas [37]

Durante os ensaios o avanço da mesa foi interrompido sempre que esta atingia o seu fim de curso e mais um passe de retificação estivesse concluído, sendo neste ponto medida a rugosidade da peça. A imagem do campo de fagulhas foi analisada para a determinação das variações de sua intensidade, assim como das intensidades médias para diferentes regiões.

Através do deslocamento do cursor sobre a imagem foi possível determinarem-se tanto as intensidades individuais por "pixel" como a média das intensidades de diferentes regiões.

O software utilizado permitiu medir-se a área da região de fagulhas em função do número de "pixels". As relações encontradas entre a intensidade média de fagulhas e a rugosidade foram consideradas boas.

### 3.6.2 Monitoramento da retificação através das emissões acústicas (AE) [38]

Nos processos industriais que dependem da retificação em suas linhas de fabricação a tomada de decisões em tempo real é fator fundamental. Embora as pesquisas na área venham dirigindo a sua atenção para a aquisição de sinais do tipo força, potência, vibração e emissões acústicas, esta última é a que tem apresentado os resultados mais promissores.

O monitoramento de sinais de AE tem permitido a aquisição de informações sobre mecanismos tais como o desgaste e empastamento de rebolos, a análise de vibrações, a detecção de colisões, "queima" e formação de trincas nas peças, otimização da aproximação rebolo/peça e o condicionamento de rebolos (perfilamento/afiação).



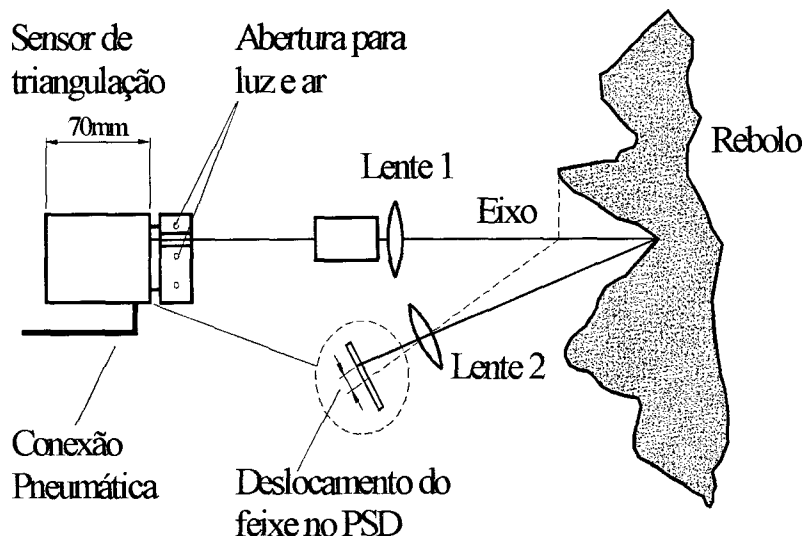
### 3.6.3 Monitoramento óptico do desgaste do rebolo [39]

Os métodos de medição disponíveis para a caracterização da superfície de rebolos podem ser classificados em estáticos e dinâmicos. Os métodos estáticos mais conhecidos são os de impressão em fita e de apalpação da superfície. Através da impressão em fita a topografia do rebolo fica impressa em papel. Um anel de plástico é apoiado sobre mancais e entre a sua superfície e a do rebolo são colocadas uma fita de papel e uma fina película de papel-carbono. Durante a rotação do rebolo a topografia de sua superfície é impressa na fita de papel branco e cada região mais escura é denotada como um gume estatístico. A partir de cada medição obtém-se o número de grãos por unidade de área enquanto impressões repetidas da mesma área, mas com diferentes profundidades de contato do rebolo sobre a fita, fornecem informações sobre a topografia de cada grão.

Outro método para colher informações sobre a superfície de um rebolo consiste no registro de seu perfil topográfico na direção circunferencial através de um apalpador (item 3.5.8). Cada elevação é tomada como um gume e a média tomada sobre determinados comprimentos fornece o número de gumes por unidade de comprimento. Neste caso o princípio de medição é baseado na tecnologia convencional de qualificação da textura de superfícies (apalpação mecânica).

Ambos os métodos trazem a desvantagem da falta de precisão na direção radial do rebolo (profundidade dos grãos), o que conduz frequentemente a uma baixa repetitividade dos resultados medidos por autores diferentes. Além disto estes ensaios demandam tempo.

A fim de caracterizar a capacidade de corte de um rebolo “in-process”, um sistema de sensoriamento foi desenvolvido utilizando o princípio óptico da triangulação (figura 3.23). Desta forma, a medição não requer a parada do rebolo ou o contato direto com o mesmo. Um feixe de laser monocromático emitido por uma fonte é focado através da lente 1 sobre a superfície do rebolo. A luz refletida e dispersa é coletada pela lente 2 e novamente focada sobre um detector de posição (PSD). Se a distância ao sensor variar, a posição da luz refletida e focada sobre o PSD também varia e através de seus dois sinais de saída, pode-se calcular o deslocamento do feixe.



**Figura 3.23** - Esquema do processo de monitoramento óptico por triangulação [39]

O lado esquerdo da figura 3.23 mostra o sensor de triangulação, que além de emitir e receber os sinais luminosos também possui uma conexão de ar comprimido que permite a sua vedação contra a entrada do fluido de corte ou de qualquer material estranho.

Quanto aos parâmetros macroscópicos de desgaste o método permite a determinação da ondulação da superfície do rebolo e do seu nível de batimento (magnitude e fase) com uma resolução de 2 a 3  $\mu\text{m}$ . Para a determinação dos parâmetros ópticos são necessárias ferramentas estatísticas para a determinação da capacidade de corte do rebolo em função dos seus gumes ativos e da porosidade disponível, sendo os dados obtidos apresentados e analisados a partir da curva de suporte ou curva de Abbott. A repetitividade do método é boa mas a principal dificuldade na sua aplicação é correlacionar os resultados de rugosidade medidos sobre o rebolo (circunferencialmente) e aqueles medidos sobre a peça (axialmente).

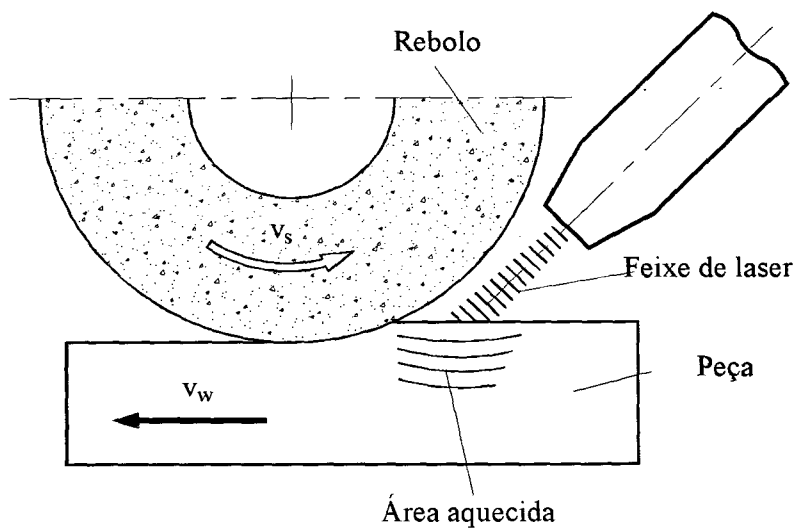
### 3.7 Novas tecnologias aplicadas à retificação

Para o melhor aproveitamento técnico-econômico dos rebolos superabrasivos foram também desenvolvidas, além dos métodos já apresentados até agora, novas tecnologias para a otimização do processo de retificação em si, e que serão apresentadas a seguir.

### 3.7.1 Tecnologia laser aplicada à retificação [27]

A tecnologia laser é caracterizada pela sua versatilidade em relação aos tipos de fontes disponíveis para a geração do feixe, aos diferentes comprimentos e intensidades de onda disponíveis e à facilidade de posicionamento do feixe sobre a região de trabalho. Há portanto a possibilidade de se obterem bons resultados, seja para o pré-endurecimento localizado para posterior retificação, seja para viabilizar a retificação de materiais de má usinabilidade [27].

A retificação assistida por laser permite efeitos tanto de redução do gradiente térmico gerado na região de corte, por pré-aquecimento da superfície da peça, como de diminuição da dureza de microconstituintes dos aços-liga de difícil usinabilidade, com conseqüente redução das solicitações termo-mecânicas produzidas durante a retificação. Para conseguir tais resultados, a área a ser usinada deve ser pré-aquecida imediatamente antes da passagem do rebolo (figura 3.24).



**Figura 3.24 - Retificação assistida a laser [27]**

Para o êxito do método é necessário que o intervalo de tempo entre a irradiação e a retificação seja o menor possível, a fim de evitar um resfriamento rápido do material da peça. Os resultados não evidenciam influências significativas sobre as forças geradas durante o processo, em relação ao método convencional.

Já quanto à taxa de remoção, foi possível obter-se um aumento de até seis vezes, através da aplicação de uma maior profundidade de corte por passe. Não se verificou entretanto o aparecimento de trincas no material usinado.

A análise por microscopia eletrônica de varredura (MEV) revelou que no caso do processo convencional há maiores deformações plásticas na superfície da peça, com sinais de fraturas trans e intercristalinas. No processo assistido por laser há predomínio do tipo transcristalino e evidência de crescimento de grãos, o que concorre para a melhor usinabilidade.

### 3.7.2 Aproveitamento do calor gerado no processo [40]

Na indústria são utilizados diferentes tipos de tratamentos térmicos para a obtenção de determinadas propriedades na superfície do produto. Tais processos não podem entretanto ser integrados a uma linha de produção sem a prévia análise da relação custo/benefício.

Alguns dos procedimentos mostrados a seguir baseiam-se nos três principais meios de tratamento conhecidos, quais sejam, mecânico, térmico e termo-químico:

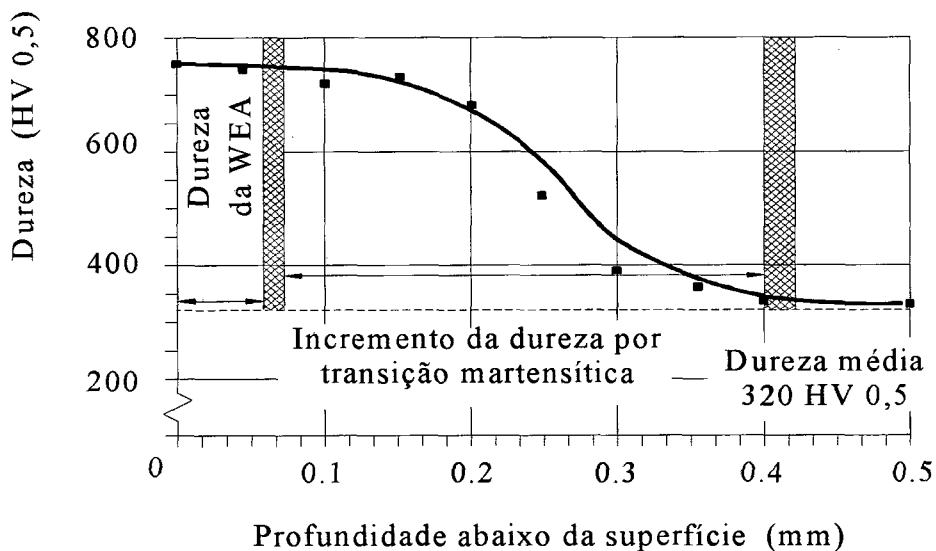
- **Impacto mecânico:** jateamento por micro-esferas, jato d'água, martelamento, tamboreamento;
- **Impacto termo-mecânico:** endurecimento por fricção, endurecimento por usinagem;
- **Impacto térmico:** endurecimento por chama, endurecimento por indução, endurecimento por laser, refusão por laser;
- **Impacto termo-químico:** "case hardening", boronização, nitretação, cromagem, carbo-nitretação, nitro-carbonetação.

Entre os métodos termo-mecânicos potencialmente aplicáveis citam-se aqueles baseados na remoção de material. Estudos têm procurado prever, através do uso de modelos, as temperaturas, forças e tensões residuais provenientes de determinado processo, e a partir destas informações, determinarem-se os parâmetros de entrada necessários para a obtenção de um determinado resultado.

Segundo o conhecimento atualmente disponível nas áreas de tratamentos térmicos e de retificação, duas limitações podem ser identificadas:

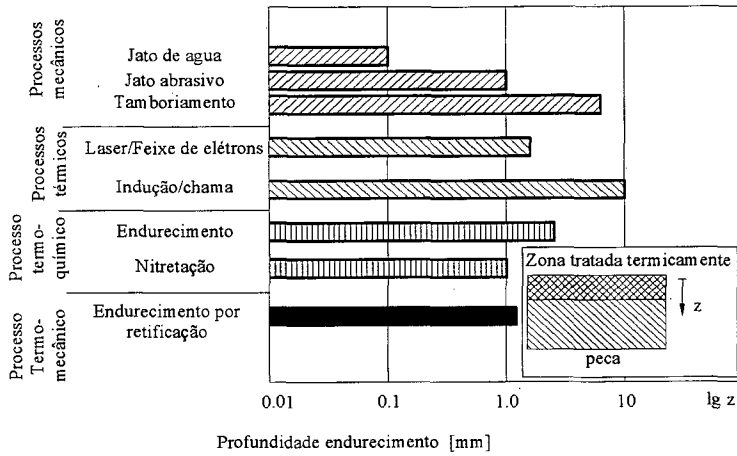
- Há diversas alternativas para o endurecimento superficial, mas de aplicação anti-econômica;
- A retificação pode comprometer a condição metalúrgica prévia da peça.

Brinksmeier [40] procurou desenvolver estratégias para o controle de processo de modo a atingir determinadas modificações superficiais. A figura 3.25 mostra o perfil de durezas obtido após o endurecimento superficial de um aço (42CrMo4, AISI 4140). O comportamento da dureza apresenta um nítido patamar no valor de 750 HV 0,5, que se estende além da região quimicamente atacada (WEA = "white etching area"), a qual apresenta uma profundidade de cerca de 60  $\mu\text{m}$ .



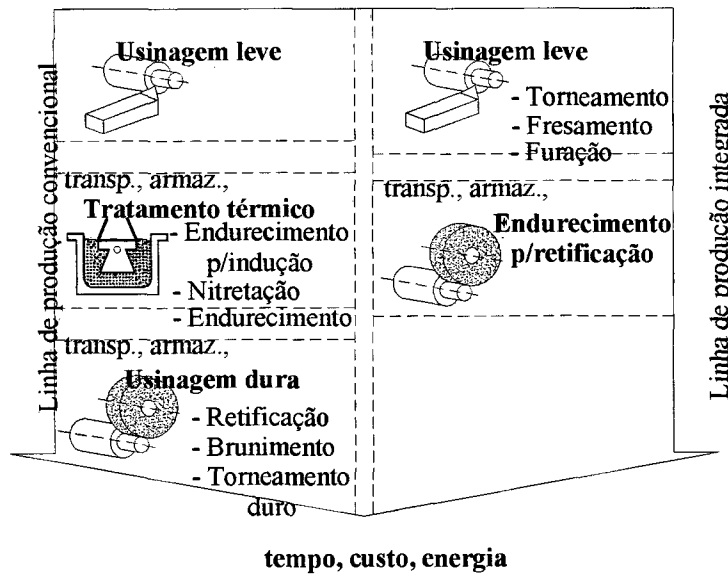
**Figura 3.25** - Perfil de dureza x Profundidade na peça [40]

A figura 3.26 mostra os resultados comparativos para a profundidade da camada tratada termicamente em função de vários processos testados. Percebe-se que o processo estudado (destacado em negrito) permite atingirem-se profundidades compatíveis às de outros já bem conhecidos.



**Figura 3.26** - Gráfico comparativo para as profundidades de endurecimento obtidas através de vários processos, inclusive por retificação (em negrito) [40]

A figura 3.27 apresenta esquematicamente as vantagens do novo processo aplicado a uma linha de produção, em relação ao tradicional. A redução de custos em função dos fatores tempo, equipamentos e armazenamento é visível.



**Figura 3.27** - Delineamento convencional do processo produtivo x delineamento utilizando o método integrado [40]

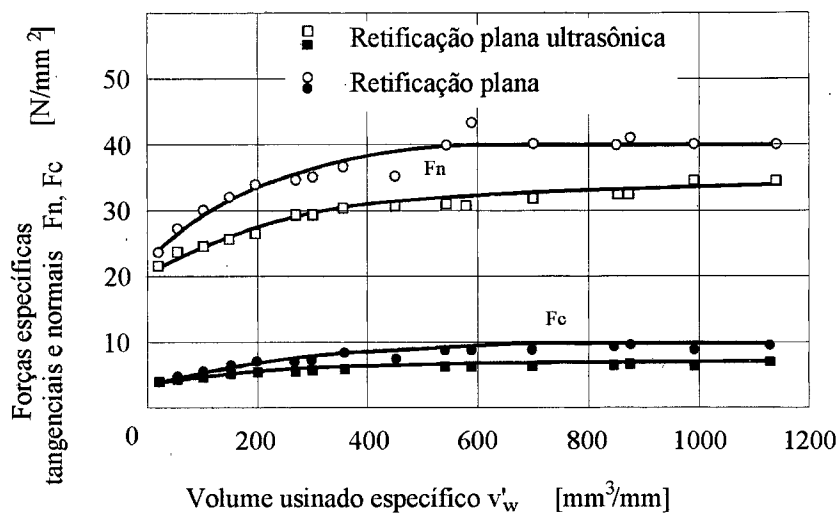
Algumas conclusões acerca do novo método são apresentadas a seguir:

- O endurecimento por retificação demanda um processo de dois estágios: a retificação de desbaste para gerar o aporte de calor necessário e a de acabamento para se atingirem as tolerâncias requeridas;
- O endurecimento por retificação ocorre por austenitização rápida da camada superficial seguida de auto-revenimento;
- O fluido refrigerante utilizado pode alterar o aporte de calor gerado durante o processo mas não tem influência sobre a etapa de revenimento (usinagem a seco é viável);
- Os componentes ensaiados neste trabalho revelaram um perfil de tensões residuais compressivas favorável à sua integridade superficial e, além disto, não se observaram trincas;
- Os resultados de endurecimento foram considerados bons, indicando a aplicação deste método para componentes sujeitos à operação sob carregamentos moderados.

### **3.7.3 Método híbrido de retificação (abrasão + vibração) [41]**

A utilização da vibração combinada ao processo de remoção abrasiva oferece vantagens especialmente em relação aos materiais de difícil usinabilidade. Um exemplo é o emprego da vibração ultra-sônica para induzir a fratura de materiais frágeis.

Baseado no emprego bem sucedido deste método na lapidação, idêntica estratégia pode ser utilizada para a retificação plana com rebolos adiamantados, como mostra a figura 3.28. Pode-se observar que os esforços normais e tangenciais de retificação são reduzidos pela utilização da vibração ultra-sônica.



**Figura 3.28** - Efeito da superposição de vibrações à retificação sobre as forças normal e tangencial [41]

### 3.7.4 Retificação supersônica [41,42]

O desempenho do CBN a elevadas velocidades de corte, combinado à possibilidade de altas taxas de remoção, tem motivado a aplicação de elevadas velocidades periféricas à ferramenta abrasiva e o estudo de suas influências. A retificação trabalha hoje com limites impostos pelo próprio rebolo, pela capacidade do eixo principal e da máquina-ferramenta, os quais correspondem a uma velocidade de cerca de 250 m/s. Desta forma, a possibilidade do emprego de velocidades ainda maiores tem despertado grande interesse no desenvolvimento de novas concepções para as retificadoras, levando em consideração alguns pontos importantes:

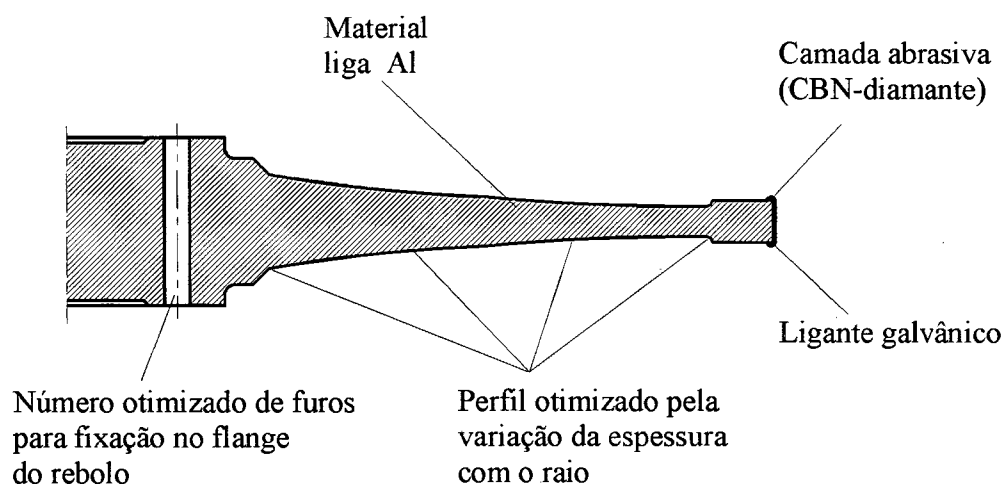
- Rigidez da máquina;
- Segurança em funcionamento (bom encapsulamento);
- Alta potência;
- Bom amortecimento;
- Sistemas de monitoramento eficientes e sofisticados (anti-colisão, etc);
- Sistemas especiais de refrigeração e lubrificação;
- Rebolos de alta resistência a esforços dinâmicos e baixo arraste aero-dinâmico.



Neste sentido, foram concebidos novos perfis para os rebolos levando em consideração os esforços dinâmicos a que estes são submetidos na faixa de altas rotações ( $v_s > 250$  m/s), e fazendo uso, adicionalmente, de modelos matemáticos através do método de elementos finitos (FEM).

Partindo da utilização de uma liga especial de alumínio para o corpo do rebole e de uma espessura variável do mesmo, no sentido radial, foram obtidas tensões até 25% menores em relação às geometrias convencionais, para velocidades de 500 m/s. Em função disto, diminuíram-se as deformações plásticas no corpo do rebole, de cerca de 600  $\mu\text{m}$  para até 180  $\mu\text{m}$ , no sentido radial.

Durante os ensaios confirmou-se uma sensível diminuição das forças de corte com o aumento da velocidade de corte (figura 3.29).



**Figura 3.29** - Rebolos projetados para velocidades de até 500 m/s [2].

### 3.7.5 Rebolos especiais para a usinagem a seco [43]

Do ponto de vista ambiental, há constante interesse no sentido de que sejam desenvolvidos fluidos de corte que melhorem a performance da usinagem e que sejam, simultaneamente, inofensivos ao meio ambiente.

Na retificação, o controle sobre o aporte e a distribuição de calor é fator determinante para a obtenção de uma qualidade final satisfatória do produto.

Neste sentido a densidade de gumes cinemáticos disponíveis influi diretamente, tanto sobre a diminuição do atrito como sobre a formação de cavacos mesmo com pequena penetração de trabalho. A resultante diminuição da temperatura na região de corte traz benefícios à integridade superficial do material usinado e, igualmente, reduz o desgaste termo-químico do grão.

Tais resultados podem ser factíveis através do dressamento contínuo ("continuous dressing" [24]), no qual tanto a geometria como a topografia do rebolo são continuamente monitoradas ("adaptive control") e geram informações que permitem a adoção de medidas corretivas em tempo real. A desvantagem deste processo é o alto desgaste do rebolo causado por seu contínuo dressamento.

Como alternativa para estes fatores conflitantes concebeu-se a usinagem a seco, cujos princípios são apresentados a seguir:

- Desenvolver um material capaz de liberar seletivamente os grãos cegos, conforme as condições de processo;
- Transportar efetivamente o calor gerado na região de corte, condição esta normalmente atendida por uma porosidade suficiente e uma vazão adequada de fluido de corte. Se o objetivo é, entretanto, evitar o uso do fluido de corte, então o fluxo de calor deve ser alterado e/ou reduzido. Desta forma, uma porosidade dimensionada de tal modo a viabilizar um rápido armazenamento e imediata liberação dos cavacos, impedindo assim o retorno do calor para a superfície da peça, preenche tal condição;
- Desenvolver uma estrutura de alta porosidade com homogeneidade e resistência adequadas;
- Minimizar o aporte térmico através do aumento da velocidade de corte, reduzindo o tempo de contato de cada grão com o material da peça.

Para satisfazer estas condições foi desenvolvido um rebolo de poros fechados e arredondados fabricado através da compactação a verde da camada abrasiva, sem posterior sinterização, o que tornou inclusive o processo de fabricação ambientalmente mais favorável.

Rebolos com porosidades de até 65%, boa tenacidade e homogeneidade (comprovada através de tomografia computadorizada) produziram peças com níveis de rugosidade, em média, superiores àqueles obtidos com rebolos convencionais. A alta porosidade obtida no rebolo resulta numa maior densidade de gumes cinemáticos e, conseqüentemente, numa maior rugosidade final nas peças. Foram observadas também uma redução na camada termicamente afetada da peça, além de

uma boa capacidade de afiação “in process” e um nível de desgaste equivalente àquele verificado em rebolos convencionais.

### **3.8 Modelos para a simulação da retificação em computador**

O conhecimento na área da usinagem abrasiva ainda depende essencialmente dos métodos empíricos, seja para a otimização de processos já estabelecidos ou mesmo para a implementação de novos materiais e/ou novas ferramentas.

Os modelos matemáticos já desenvolvidos para tentar suprir esta lacuna geralmente caracterizam-se por uma grande complexidade, além de limitações em relação à capacidade computacional exigida e aos resultados obtidos. Neste item serão brevemente apresentados alguns destes trabalhos, procurando exemplificar tais características.

#### **3.8.1 Modelo da dinâmica molecular [41]**

Os modelos matemáticos utilizados para a simulação de processos fazem uso, entre outros artifícios numéricos, da discretização do tempo e do emprego das chamadas hipóteses simplificadoras.

Utilizando tais técnicas tornou-se possível a simulação em nível atômico da deformação que ocorre quando o gume de um material duro penetra numa superfície metálica ou cerâmica, e interage com a mesma. Através da assistência de recursos computacionais de alta capacidade, viabilizou-se a simulação de complexas interações e deslocamentos de interfaces fazendo uso do método de elementos finitos para solucionar as equações da mecânica do contínuo.

Os modelos de dinâmica molecular apresentam como principal vantagem a possibilidade de simplificar e reduzir as hipóteses referentes às propriedades dos materiais, uma vez que trabalham apenas com as forças interatômicas. Enquanto estas forças sejam conhecidas, para cada posição temporal das partículas, as equações Newtonianas de movimento são resolvidas para preverem-se as novas posições de cada um dos bilhões de átomos contidos no volume considerado no instante seguinte.

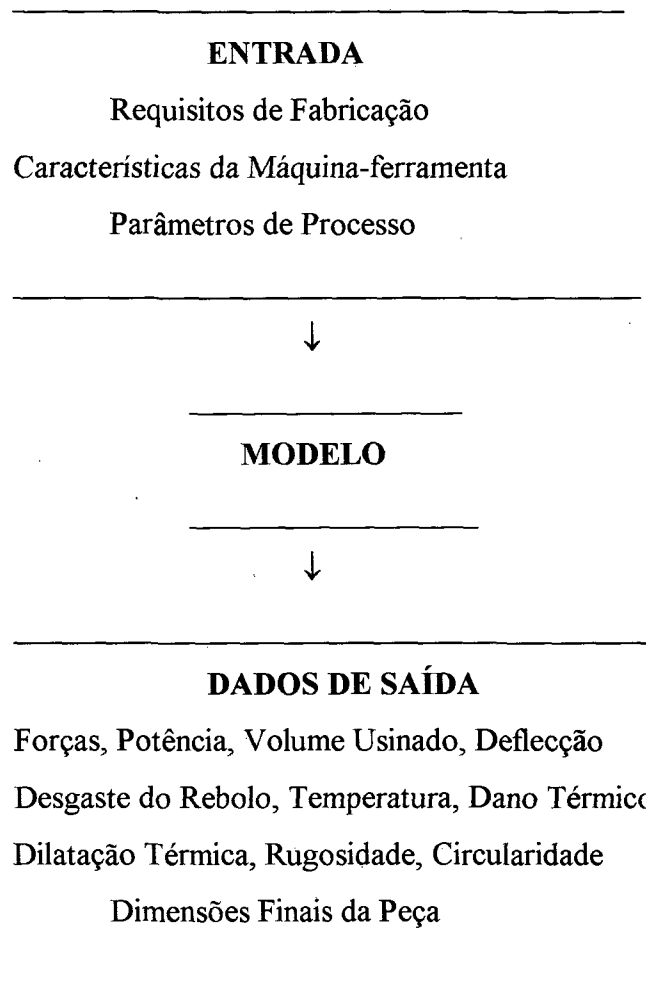
Com esta técnica, já é possível obterem-se resultados sobre as deformações, tensões e temperaturas durante a retificação, assim como sobre a transição de comportamentos dúctil-frágil, fenômeno freqüentemente encontrado na usinagem abrasiva de materiais frágeis.

### 3.8.2 Simulação da retificação externa de mergulho [44]

A principal limitação de alguns dos modelos já desenvolvidos na área refere-se ao fato de que não permitem uma previsão suficientemente ampla do comportamento das grandezas de processo ou dos resultados. Os resultados das simulações restringem-se, normalmente, ao comportamento de um reduzido número de grandezas ou parâmetros de processo (por exemplo, força, temperatura, energia e rugosidade).

Em seu trabalho, Chiu e Malkin [44] apresentaram um programa (figura 3.30) elaborado para prever o comportamento temporal da retificação e da qualidade final da peça. O programa foi alimentado com informações do tipo: processo, especificações do rebolo, material da peça e do fluido de corte, perfil geométrico inicial da peça, condições de preparo do rebolo (dressamento), rigidez da máquina e parâmetros de corte. O programa foi desenvolvido a partir de equações que reproduziram virtualmente as condições de máquina e de processo.

O resultado da simulação inclui o avanço real da ferramenta, a força normal, a potência de corte, o desgaste da ferramenta, a temperatura na região de trabalho, o impacto térmico na peça, a expansão térmica e a qualidade dimensional final da peça. O modelo permitiu não apenas prever o comportamento do processo mas também elaborar estratégias de otimização para o controle inteligente dos ciclos de retificação.



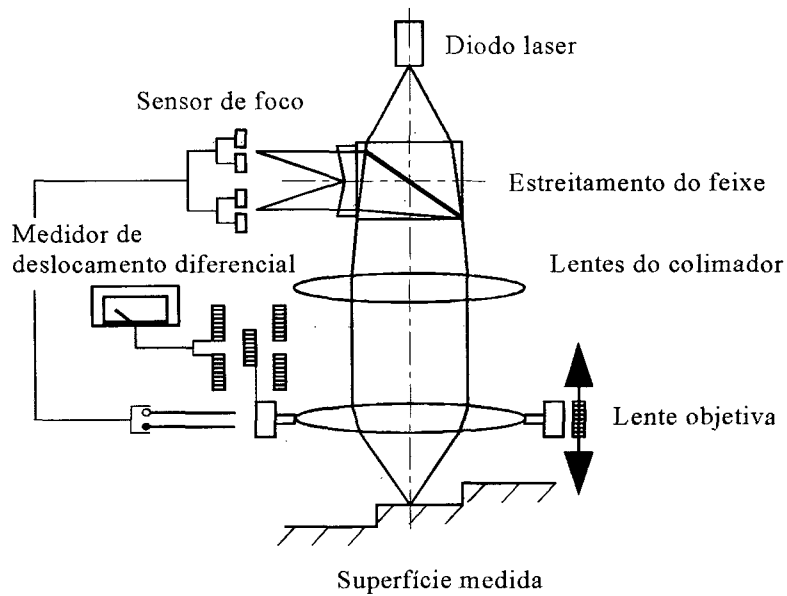
**Figura 3.30** - Fluxograma para o modelo desenvolvido [44]

### 3.8.3 Simulação da textura da peça baseada na medição de topografia do rebolo [45]

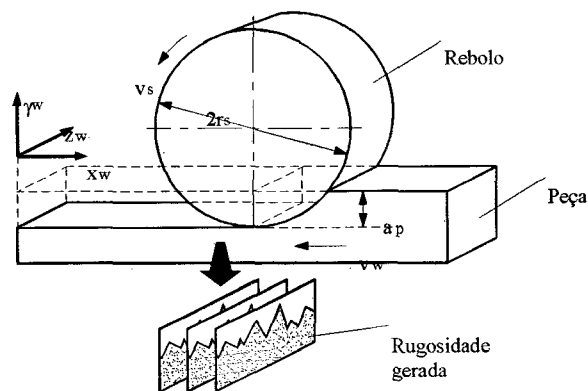
A caracterização topográfica de um rebolo pode ser obtida seja por métodos mecânicos (item 3.5.9) como por métodos sem contato, a exemplo, a perfilometria óptica.

Esta técnica consiste na varredura da superfície em análise por um feixe de laser com diâmetro de 1  $\mu\text{m}$  e resolução de foco de 15 nm, auxiliado por um sistema de medição dotado de uma mesa de plotagem X -Y de alta resolução.

O resultado é uma imagem 3D da superfície medida. As figuras 3.31 e 3.32 mostram o dispositivo e os resultados obtidos.



**Figura 3.31** - Esquema do princípio de funcionamento da perfilometria óptica [45]



**Figura 3.32** - Cinemática do modelo desenvolvido para a previsão da rugosidade produzida sobre a peça [45]

As informações necessárias para a simulação do processo de retificação basearam-se na determinação do número de gumes ativos existentes por unidade de volume da camada abrasiva. A partir dos dados medidos em 3D, um algoritmo permitiu identificar as fronteiras de cada gume para uma dada profundidade radial e a partir daí contá-las. Assim é também possível traçar um perfil dos gumes disponíveis em função da profundidade radial para várias condições de dressamento do rebolo.

Através destas informações um outro algoritmo é utilizado para a determinação da rugosidade prevista sobre uma peça a partir da parametrização das trajetórias de cada gume cinemático (posições individuais conhecidas da perfilometria) que atuará sobre a mesma durante o processo.

Esta simulação permite obter a área do cavaco gerado por cada grão abrasivo ao remover material da superfície da peça. Deste modo é possível calcular-se a força máxima aplicada sobre cada gume a partir da força de corte específica e chegar-se à força tangencial, assim como à potência de corte.

O modelo permite determinar-se a influência da velocidade de corte sobre a qualidade da peça e o desempenho do processo (taxa de remoção).

#### **3.8.4 Caracterização do perfilamento pelo número de colisões entre os grãos [46]**

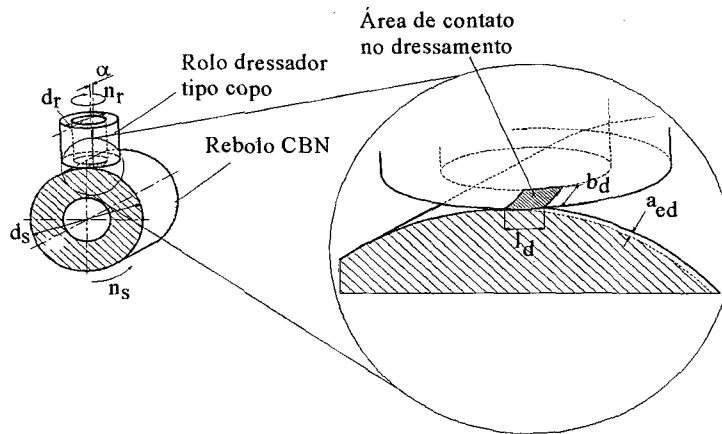
Durante o perfilamento pode-se assumir que a remoção de material da superfície do rebolo ocorre a partir das colisões entre os grãos de diamante do rolo dressador e os grãos abrasivos do rebolo, assim como o material ligante.

A frequência destas colisões, sua intensidade e a profundidade de contato entre rebolo e rolo determinam a forma e a quantidade de gumes gerados na superfície do rebolo. Assim, presume-se que o resultado do processo de perfilamento deva ser governado por estas variáveis.

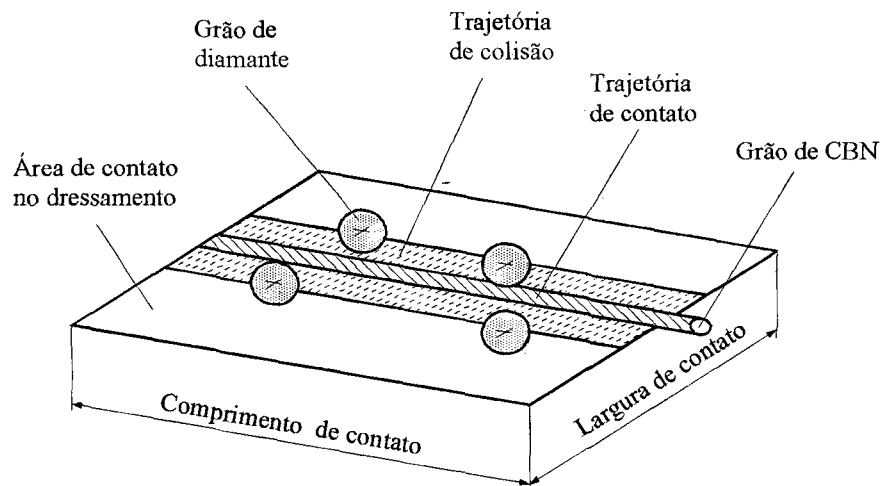
Espera-se, portanto, prever um melhor controle sobre o processo a partir de um conhecimento mais detalhado destes parâmetros e de sua influência sobre os mecanismos que atuam durante o processo.

Brinksmeier [46] analisou o caso específico de perfilamento de um rebolo de CBN com ligante vitrificado através de um rolo dressador diamantado do tipo copo. Para tanto foi elaborado um modelo para reproduzir geometricamente a cinemática do processo (figuras 3.34 e 3.35).

O objetivo foi chegar a uma expressão para o número de colisões entre os grãos de diamante e os de abrasivo a partir de informações sobre o rebolo de CBN, o rolo dressador e as variáveis de processo.



**Figura 3.33** - Cinemática de contato rebo/rolo do modelo desenvolvido para investigar a influência do número de colisões sobre os resultados do perfilamento [46]



**Figura 3.34** - Detalhamento da cinemática de contato rolo/rebo no perfilamento [46]

O número de colisões durante o perfilamento determina não apenas a sua eficiência como também a forma dos gumes estatísticos produzidos, influenciando sobre o posterior desempenho do rebolo em processo.

Para este trabalho o autor utilizou a variável  $I_d$ , que caracteriza o número de colisões, e através da qual os seus resultados puderam ser melhor avaliados e comparados.

Os grãos abrasivos são expostos a um número crescente de contatos com os grãos de diamante se um alto índice de colisões,  $I_d$ , é escolhido. Tal fato acarreta um intenso desgaste abrasivo dos grãos de CBN e resulta numa topografia final do rebolo com grande número de grãos

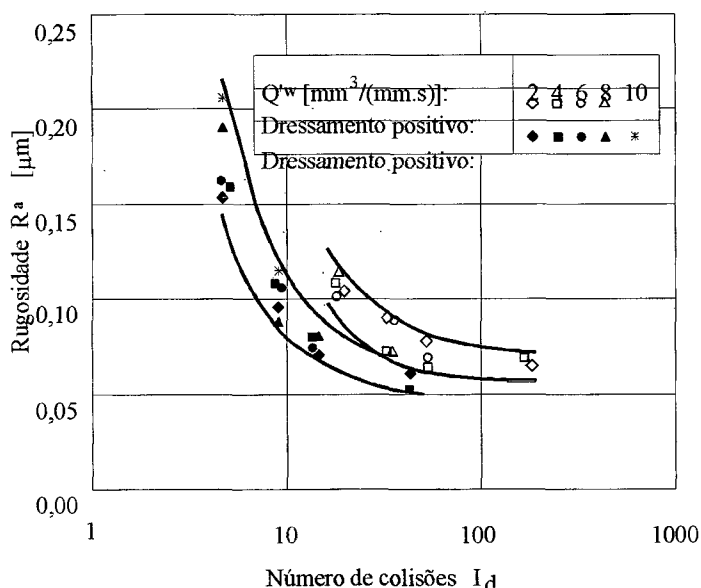


aplainados e de baixa protusão. Nesta condição a capacidade de corte diminui e as forças aumentam para a efetiva remoção de cavaco, ocorrendo intensa geração de calor.

Os resultados de rugosidade apresentados na figura 3.36 sugerem que elevados valores de  $I_d$  contribuem para o seu decréscimo devido às menores protusões geradas. Também pode ser observado que há uma marcante influência do sentido (positivo/negativo) utilizado no perfilamento sobre a rugosidade, influência esta mais salientada que para o caso da força normal [46].

Adicionalmente ao parâmetro utilizado pelo modelo, a velocidade efetiva de perfilamento determina o mecanismo de remoção na retificação.

Os valores de  $R_a$  apresentam um declínio significativo à medida que a velocidade relativa no perfilamento cai de 127 m/s para 33 m/s, devendo-se isto ao menor lascamento dos grãos e, portanto, ao inferior estado de afiação apresentado pelo rebolo para a faixa de baixas velocidades (sentido positivo de perfilamento). Elevados índices de colisão ( $I_d > 20$ ) combinados a altas velocidades relativas (por exemplo 127 m/s) produzem alta densidade de lascamentos enquanto baixos valores de colisão ( $I_d < 5$ ) e baixas velocidades ( $< 30$  m/s) resultam predominantemente no aplainamento de grãos.



**Figura 3.35** - Resultados de  $R_a \times I_d$  para o modelo do número de colisões[46]

Cabe lembrar que este modelo foi desenvolvido para uma situação bem específica de geometria de perfilamento e de material ligante do rebolo, apresentando-se como uma ferramenta bastante útil para qualificar o dressamento de rebolos vitrificados.

## CAPÍTULO 4

### MATERIAIS E MÉTODOS

#### 4.1 Introdução

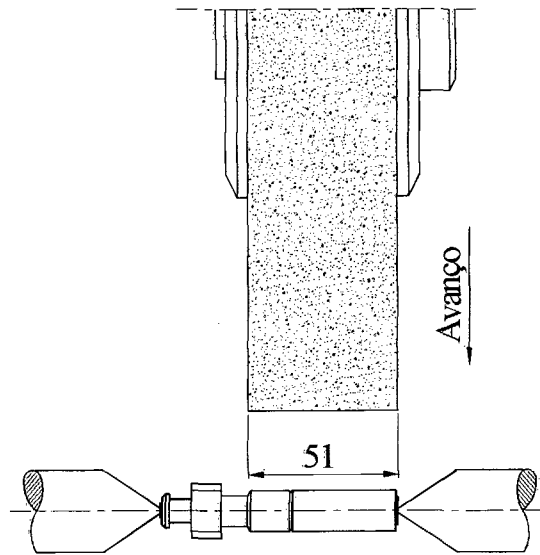
Nos capítulos anteriores apresentou-se o embasamento teórico necessário ao entendimento dos princípios da usinagem abrasiva e da importância do CBN como material de última geração como também das tecnologias disponíveis para a plena utilização de seu potencial técnico-econômico. Serão apresentados neste capítulo os recursos materiais necessários para a execução deste trabalho e o planejamento envolvido ao estudo da retificação cilíndrica externa de mergulho frontal com rebolos de CBN, além dos cuidados pertinentes à condução dos experimentos.

#### 4.2 Objetivos do trabalho

Procurou-se estudar neste trabalho o comportamento de rebolos de nitreto de boro cúbico (CBN), indicados para velocidades de corte superiores a 50 m/s [13], na retificação cilíndrica externa e mergulho de pistões de aço 100Cr6 utilizando uma retificadora convencional.

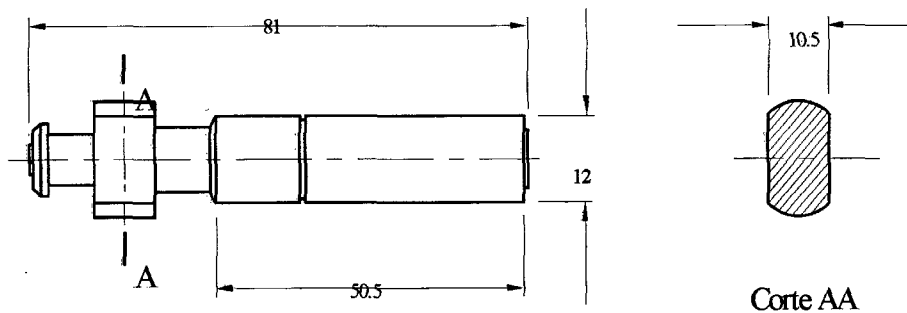
A partir dos resultados, procurou-se obter informações sobre a aplicação tecno-econômica desta ferramenta a médias velocidades de corte (40 - 60 m/s). Para tanto, investigaram-se diferentes condições tanto de condicionamento da ferramenta (perfilamento + afiação) como de processo (retificação: velocidade do rebole, velocidade da peça, velocidades de desbaste e acabamento além do tempo de fim de faiscamento), e foram medidos os resultados de rugosidade produzidos sobre as peças através do parâmetro  $R_z$ .

Este processo já é empregado na firma Robert Bosch do Brasil, em Curitiba, utilizando máquina-ferramenta semelhante à empregada neste trabalho mas com rebolos de óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ), conforme mostra a figura 4.1.



**Figura 4.1** - Retificação cilíndrica externa de mergulho de um pistão com reboło de óxido de alumínio (corindum).

Na linha de produção um reboło de corindum com 400 mm x 51 mm de largura é mergulhado sobre o pistão (em detalhe na figura 4.2) retirando um total de 0,33 mm no raio e deixando-o com a dimensão final de  $12^{+0,050}_{-0,040}$  mm. Sendo esta uma etapa intermediária da fabricação dos pistões, a tolerância especificada é necessária para atender ao processo seguinte de acabamento com uma rugosidade máxima adequada. O objetivo deste trabalho foi, portanto, disponibilizar informações sobre a aplicação do reboło de CBN disponível numa retificadora convencional adaptada para alcançar rotações de até 2800 rpm (nominal = 1340 rpm), aproveitando, para tanto, sua rigidez dinâmica.



**Figura 4.2** - Pistão com as suas principais dimensões

### 4.3 Material empregado nos ensaios

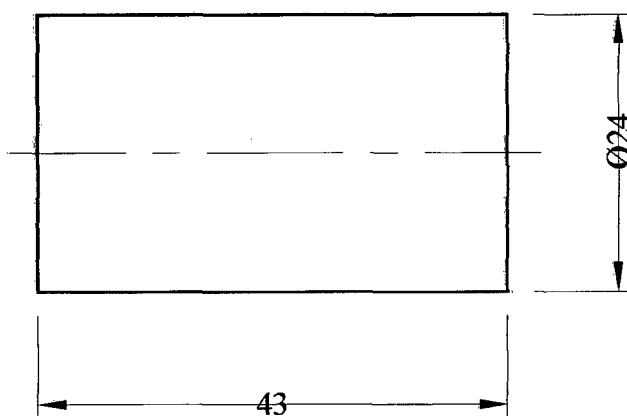
O aço 100Cr6, comum a todos os corpos de prova utilizados, é classificado pela Norma DIN 17350 sob o número 1.2067 e apresenta a seguinte composição química aproximada [14]:

C:	0,95 - 1,10 %	Mn:	0,25 - 0,45 %
Cr:	1,35 - 1,65 %	P:	≤ 0,030 %
S:	≤ 1,030 %	Si:	0,15 - 0,35 %

Este material é indicado para aplicações onde se exijam durezas de até 64 HRc, como requerido na fabricação de rolamentos ou componentes que demandam alta precisão final e resistência ao desgaste. Os corpos de prova utilizados neste trabalho foram tratados termicamente: aquecimento a 840°C, resfriamento em óleo a 50°C e duas etapas de revenimento à 180°C intercaladas por um resfriamento sub-zero a -196°C. A dureza atingida é de 62 +/- 2 HRc (dados fornecidos pela firma Bosch).

#### 4.3.1 Corpos de prova

Foram utilizados os corpos de prova cilíndricos mostrados na figura 4.3.



**Figura 4.3** - Corpo de prova cilíndrico utilizado nos ensaios

Para assegurar que os corpos de prova cilíndricos apresentassem um comportamento favorável durante o processo de retificação, sem causar um possível empastamento do rebolo, foram realizados ensaios de microdureza na direção radial em três amostras previamente seccionadas para esta finalidade.

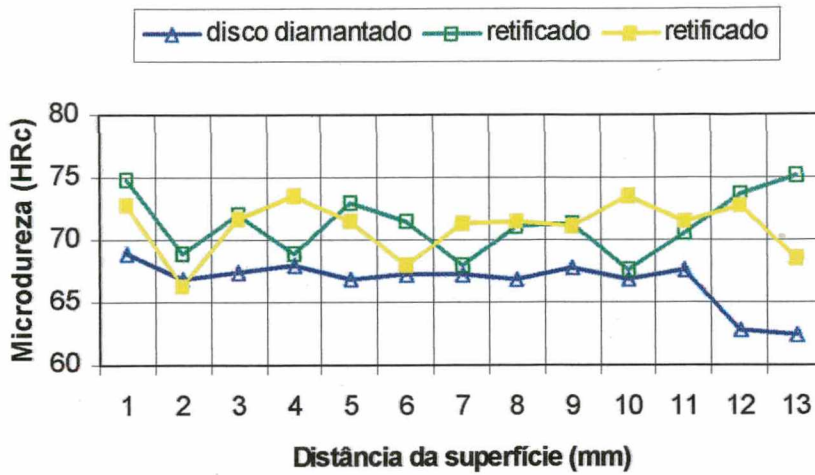
Este cuidado foi tomado tendo em vista uma possível queda significativa do valor de dureza (64 HRC) superficial à medida em que os corpos de prova fossem usinados. Por outro lado, visando assegurar que o processo de corte não influenciasse os resultados pela introdução de um aporte térmico sobre o material temperado e revenido, optou-se por um processo que minimizasse este efeito. A retificação "low-stress", ou retificação com baixas tensões residuais, foi escolhida para satisfazer a esta condição, uma vez que as outras opções disponíveis seriam o corte com disco abrasivo (calor gerado excessivo) ou com disco diamantado (processo muito demorado).

Para obterem-se tais condições foram utilizados um rebolo de óxido de alumínio, baixa velocidade de corte (15 m/s), ampla vazão de fluido de corte na tubeira (30 m/s), além de baixa taxa de retificação ( $Q'_w = 5 \text{ mm}^3 / \text{mm} \cdot \text{s}$ ) e uma profundidade de mergulho em desbaste de 0,30 mm por ciclo.

Deste modo, uma das extremidades do corpo de prova foi reduzida, por retificação cilíndrica de mergulho, de um diâmetro de 24 mm para cerca de 8 mm. A pequena haste obtida ( $\varnothing 8 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ ) foi levada para o corte final com disco diamantado, reduzindo assim o tempo demandado por este processo para a usinagem integral do diâmetro de 24 mm.

A título de comparação, foram medidas também as microdurezas para um corpo de prova cortado somente com disco diamantado (garantia de baixo aporte térmico).

A figura 3.4 apresenta os resultados onde são comparadas duas amostras obtidas através do método de retificação de baixas tensões com uma amostra obtida através do método de corte por disco diamantado. Percebe-se, entretanto, que parece haver certa influência metalúrgica mesmo quando se retifica em condições abrandadas. O erro cometido para estimar o comportamento radial da microdureza usando um método mais rápido de preparo de amostra parece situar-se em cerca de 10%. Para os objetivos pretendidos, ou seja, comprovar uma profundidade de tempera satisfatória, os resultados foram considerados aceitáveis.



**Figura 4.4** - Perfis de microdureza obtidos para os corpos de prova cilíndricos seccionados

#### 4.3.2 Rebolo

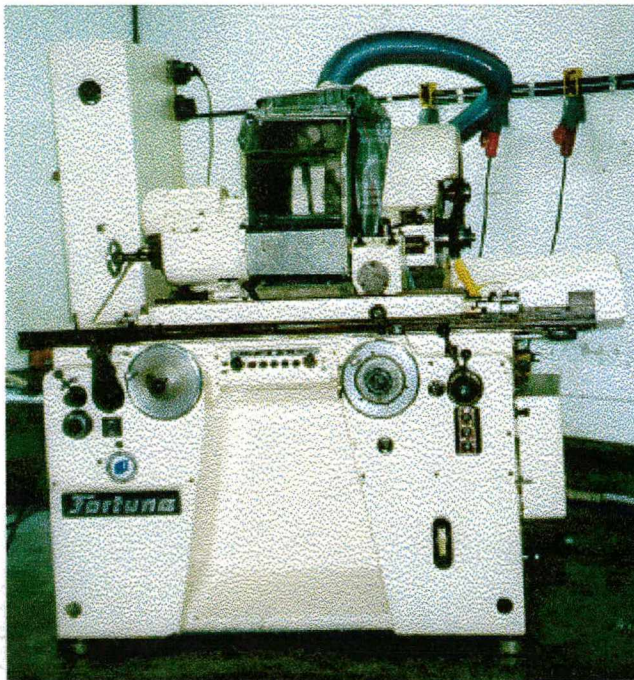
O rebolo de CBN, fabricado pela firma Winter do Brasil, é do tipo 1A1- 400- 20- 3- 127, B91- KSSNY- V180 [15], onde :

- 1A1: rebolo com perfil reto;
- 400: diâmetro externo [mm];
- 20: altura do rebolo [mm];
- 3: espessura da camada de abrasivo [mm];
- 127: diâmetro do furo para a flange de montagem [mm];
- B91: tipo (B = CBN) e tamanho de grão [ $\mu\text{m}$ ];
- KSSNY: ligante resinóide de dureza média;
- V180: concentração volumétrica de CBN x 10 [%].

### 4.3.3 Máquina-ferramenta

Foi utilizada uma retificadora cilíndrica externa da marca Fortuna (figura 4.5), modelo AFB 300, fabricada pela firma Fortuna Werk da Alemanha. A máquina dispõe de dois sistemas de deslocamento, ambos hidráulicos, sendo um para a mesa porta-peça (longitudinal) e o outro para o carro porta-rebolo (transversal). Os dois sistemas hidráulicos disponíveis são independentes: o primeiro de baixa pressão, atende à lubrificação dos mancais e guias; o segundo, de alta pressão, atende aos mecanismos de deslocamento da mesa porta-peça e do carro porta-rebolo.

O sistema que controla o deslocamento da mesa porta-peça permite o seu comando manual (sistema tipo engrenagem-cremalheira) ou automático (atuador hidráulico), oferecendo este último a possibilidade de uma variação contínua de velocidades para a retificação cilíndrica externa longitudinal.



**Figura 4.5** - Retificadora Fortuna com o sistema de encapsulamento modificado para limitar o efeito de nebulização do fluido de corte

O sistema eletro-hidráulico que controla o deslocamento do carro porta-rebolo permite a comutação automática das velocidades de mergulho do rebolo entre o desbaste, o acabamento e o tempo de faiscamento.

Um volante graduado com menor incremento de escala de 5  $\mu\text{m}$  permite, além de deslocar manualmente o carro porta-rebolo, fixar a posição de fim de curso do processo (parada para o faiscamento).

O ajuste manual fino do deslocamento do rebolo permite incrementos de cerca de 2  $\mu\text{m}$  e é indispensável para a determinação do ponto de primeiro contato tanto na retificação (rebolo/peça) como no perfilamento (rebolo/rolo dressador), evitando assim possíveis choques. O sistema de comando do carro porta-rebolo permite um posicionamento de fim de curso com repetitividade de  $\pm 1 \mu\text{m}$  (ver ANEXO I). O carro porta-rebolo também pode ter seu curso (2 mm) deslocado para a usinagem de peças de diâmetros maiores.

Sendo esta retificadora uma máquina voltada para trabalhos de pesquisa, foram feitas algumas alterações visando alcançar melhores resultados. O motor original de 2,2 kW que acionava o eixo porta-rebolo foi substituído por outro de 3,0 kW; o sistema original de transmissão por correia lisa foi substituído por outro de correia dentada para eliminar as flutuações observadas em ensaios anteriores e provenientes do escorregamento das correias lisas; a carenagem superior da máquina foi substituída e em seu lugar foi montado um novo sistema de encapsulamento (ver figura 4.5) para restringir os efeitos corrosivos da nebulização do fluido de corte sobre a máquina, além de facilitar o acesso à mesma.

#### 4.3.4 Rolo perfilador

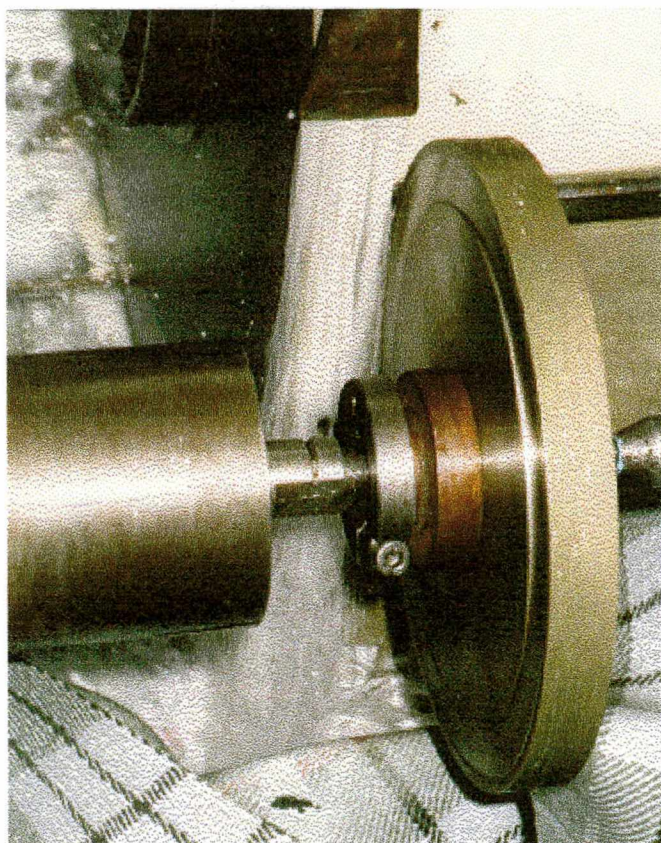
Para o perfilamento do rebolo foi utilizado um rolo diamantado, fabricado pela firma Winter do Brasil, tipo 1 A1 - 150- 15- 3- 20, D301 B7469-E C100 [15], onde:

- 1A1: rolo perfilador de perfil reto;
- 150: diâmetro do rolo [mm];
- 15: altura do rolo [mm];
- 3: altura da camada de abrasivo;
- 20: diâmetro do furo [mm];



- D301: tamanho do grão de diamante [ $\mu\text{m}$ ];
- B7469-E: ligante metálico;
- C100: concentração volumétrica de diamante x 10 [%].

O rolo diamantado (figura 4.6) foi montado sobre um eixo de aço SAE 1020, de comprimento pouco superior ao dos corpos de prova de forma a permitir uma rápida intercambiabilidade entre o perfilamento e os ensaios de retificação. O objetivo foi evitar o deslocamento constante da contra-ponta da máquina.

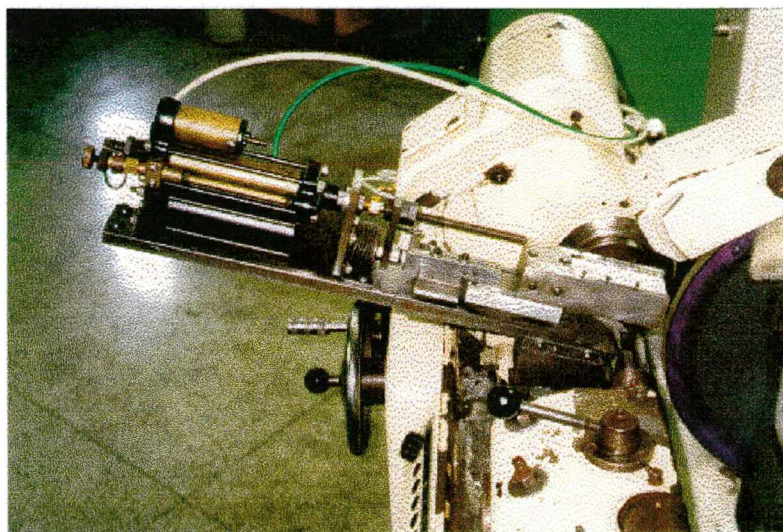


**Figura 4.6** - Rolo diamantado durante o perfilamento

#### 4.3.5 Dispositivo de afiação

Para a afiação do rebolo utiliza-se um dispositivo hidro-pneumático (figura 4.7) [17,18] através do qual uma pedra de afiação de óxido de alumínio número 5, de 25 mm x 50 mm x 100 mm fabricada pela firma Winter do Brasil, é mergulhada radialmente sobre a superfície do rebolo. O sistema

pneumático utilizado permite limitar a força normal exercida inicialmente sobre a superfície lisa do rebolo, evitando possíveis danos ao mesmo, foi desenvolvido no escopo do trabalho de Bertalan [23] baseado em informações do trabalho de Schleich [22].



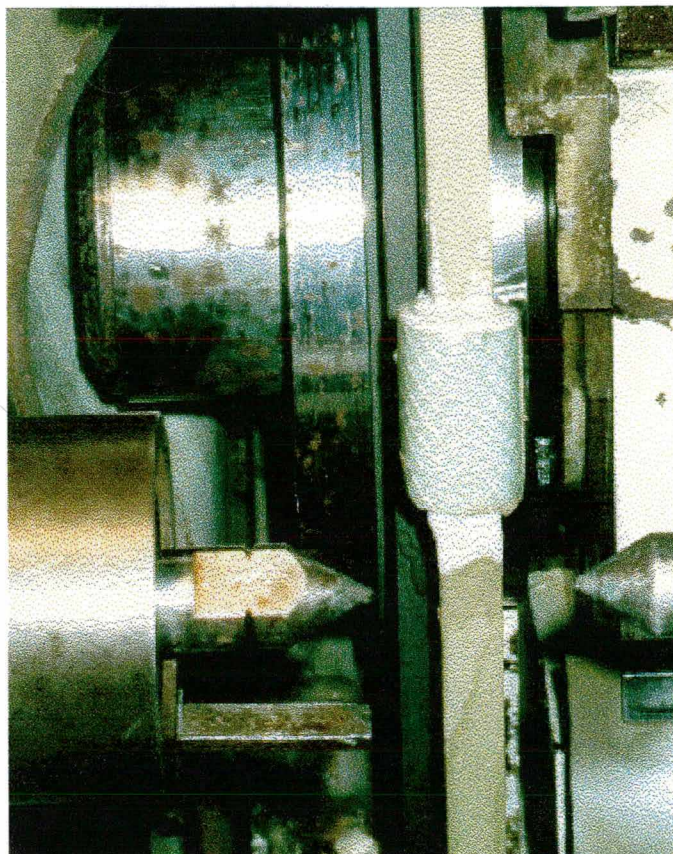
**Figura 4.7** - Dispositivo de afiação montado na mesa da retificadora

Um sistema hidráulico de frenagem (Hydrocheck) mantém constante a velocidade do cilindro pneumático até a conclusão do processo, garantindo assim a taxa de remoção,  $Q'_{sb}$ , da pedra de afiação constante durante o processo. A intensidade de frenagem é regulada através da maior ou menor restrição à passagem do óleo e é obtida através de uma válvula controladora de fluxo.

#### **4.4 Método de caracterização da topografia do rebolo**

Neste trabalho utiliza-se o método empregado por Bertalan [23] para a caracterização topográfica de rebolos e que dispensa a sua retirada da retificadora.

O método da Impressão por Resina consiste na reprodução de um trecho da superfície do rebolo através de dois tipos de resina. A primeira, branca e flexível, é vasada num molde de plástico fixado às laterais do rebolo (figura 4.8) e retirada após cerca de 6 horas de cura. Com isto se obtém um molde negativo de parte da superfície do rebolo. A seguir, é vasada a segunda resina, de coloração mais escura e consistência final mais rígida no molde negativo, produzindo uma reprodução fiel, positiva do setor escolhido do rebolo.



**Figura 4.8** - Impressão do rebolo com resina

O modelo rígido é extraído e ensaiado quantitativa e qualitativamente. A análise quantitativa é obtida pela medição do parâmetro de rugosidade  $R_p$  (item 3.3.4) obtido a partir da análise da amostra em um rugosímetro de bancada (ver ANEXO II).

O uso de uma sonda óptica, do tipo Focodyn, instalada no aparelho tem por objetivo não gerar marcas na superfície das amostras, como ocorreria com o uso de um apalpador mecânico de ponta adiamantada. A análise qualitativa é obtida por microscopia eletrônica de varredura e permite avaliar visualmente, através de imagens em 3D, o grau de arrancamento dos grãos abrasivos, o seu nível de desgaste e trincamento, além de seu ancoramento no ligante.

#### 4.5 Arranjo físico da bancada de experimentos

A bancada experimental (figura 4.9) compreende a retificadora Fortune, o reservatório para o fluido de corte e o conversor de frequências. Para atender à demanda de fluido de corte exigida por este trabalho, foi instalado um reservatório com capacidade para 250 litros e uma bomba centrífuga com motor de 4 CV e vazão máxima de até 40 l/min. Tal sistema, diferente do originalmente utilizado, garantiu velocidades de saída do fluido de corte na tubeira de até 50 m/s (tabela de calibração no ANEXO I).

Além disto um sistema de placa de orifício com manômetros permite a leitura das pressões à montante e à jusante da mesma. Tal dispositivo viabiliza um controle satisfatório dos valores para a vazão do fluido através da simples observância dos níveis de pressão indicados.

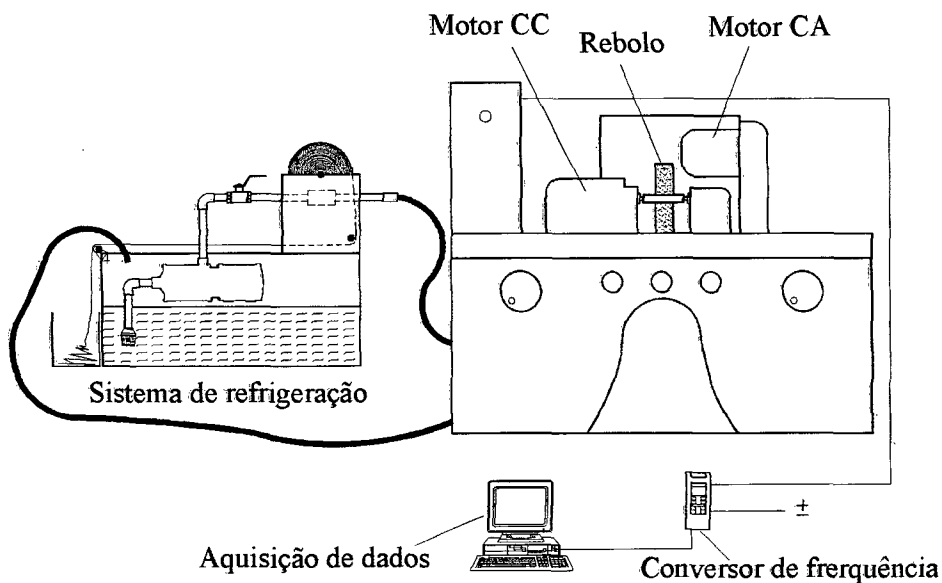


Figura 4.9 – “Lay-out” da bancada para os experimentos

Um conversor de frequências instalado em série entre a rede elétrica e o motor CA trifásico, que aciona o eixo porta-rebolo, permite a obtenção de um espectro contínuo de velocidades de corte no rebolo.

Para a aquisição dos dados de corrente elétrica no motor principal durante os ensaios, é utilizado um software desenvolvido no laboratório para esta finalidade e um microcomputador com

entrada (chave serial 232) compatível ao sistema de envio de dados utilizado pelo conversor de frequências.

#### **4.6 Equipamentos de medição e apoio**

A especificação dos equipamentos de medição e apoio utilizados neste trabalho, os quais estão aqui apenas listados, encontra-se no ANEXO II.

- Micrômetro externo digital;
- Acelerômetro;
- Rugosímetro de bancada;
- Microscópio eletrônico de varredura;
- Cortador diamantado;
- Mesa de lapidação;
- Dissecador;
- Relógio comparador analógico;
- Analisador CSA;
- Microcomputador;
- Conversor de frequência;
- Bomba de vácuo;
- Refratômetro manual;
- Medidor de deslocamento indutivo;
- Nível de bolha micrométrico;
- Microdurômetro.

#### **4.7 Calibrações [23]**

As curvas de calibração encontram-se no ANEXO I. Neste item são apresentadas as variáveis estudadas neste trabalho e o procedimento utilizado para as medições.

##### **4.7.1 Rotações do eixo porta-peça e do rebolo**

Estas medições foram feitas utilizando-se um sensor óptico montado perpendicularmente à lateral do rebolo. A leitura em rotações por minuto foi feita utilizando-se um medidor de vibrações da marca Schenck (ver ANEXO II) ao qual foi conectado o sensor.

#### **4.7.2 Avanço longitudinal da mesa**

Foi registrado o tempo necessário para a mesa deslocar-se por uma distância correspondente ao percurso de perfilamento (largura do rebolo + largura do rolo perfilador x 2 = 50 mm). Para isto foram tomados três pontos de referência, dois na base da retificadora para a marcação da distância e um terceiro marcado sobre a mesa.

#### **4.7.3 Avanço do carro porta-rebolo**

Um relógio comparador analógico foi montado sobre a mesa da retificadora através de um braço magnético articulado e anotados os tempos necessários para o carro porta-rebolo deslocar-se 1,00 mm e 0,05 mm, durante os ciclos de desbaste e acabamento, respectivamente.

#### **4.7.4 Vazão do fluido de corte**

Foi utilizado um reservatório plástico com capacidade para 20 litros e graduado com menor divisão de 1 litro. A tubeira foi retirada da máquina e posicionada manualmente sobre a entrada do reservatório. Controlando-se a válvula de fluxo situada à montante da tubeira foram registrados os volumes obtidos entre os tempos de abertura e de fechamento da válvula. O tempo menor (15 s) foi tomado em função da capacidade limitada do reservatório para conter o volume obtido com a maior vazão medida, e o maior (60 s) foi considerado como suficiente para leituras confiáveis considerando-se as flutuações de vazão decorrentes da abertura e do fechamento da válvula.

#### **4.7.5 Velocidade do dispositivo de afiação**

O dispositivo de afiação foi retirado da máquina, limpo e lubrificado para então ser acionado através de movimentos rápidos. Com tal procedimento procurou-se minimizar os efeitos de “stick-slip” causados por má distribuição de óleo lubrificante sobre suas guias. Em seguida foram registrados os tempos necessários para o suporte móvel da pedra de afiação deslocar-se entre duas marcações distantes entre si 60 mm. Este comprimento foi escolhido em função das possíveis flutuações

provenientes do uso do cilindro pneumático próximo às regiões de início e fim de curso do pistão (curso total = 100 mm).

#### **4.7.6 Força exercida pelo dispositivo de afiação**

Através de uma plataforma piezelétrica ligada a um analisador de sinais CSA, foi medida a força normal exercida pelo dispositivo de afiação mantendo-se constante a velocidade de mergulho em 3 mm/s e variando-se a pressão pneumática em torno do valor de 3,5 kgf/cm<sup>2</sup> adotado para os ensaios. O intervalo tomado foi: 3,0 - 3,5 - 4,0 kgf/cm<sup>2</sup>. O objetivo foi verificar o comportamento dinâmico do dispositivo num intervalo contendo o valor de pressão adotado nos ensaios.

#### **4.7.7 Concentração do fluido de corte**

Para a verificação da concentração do óleo MH 6000 utilizado sob a forma de emulsão a 5%, foi utilizado um refratômetro portátil Atago. O procedimento consistiu na coleta de cerca de 5 ml da emulsão após prévio acionamento da bomba para homogeneização da mesma no interior do reservatório. Feita a leitura do índice de refração observado através do aparelho, esta é comparada aos valores obtidos na curva de calibração mostrada no ANEXO I.

Durante os ensaios procurou-se manter o índice de refração com um valor situado na faixa de 4 +/- 0,2, o que se traduz por uma concentração de 5 +/- 0,25%.

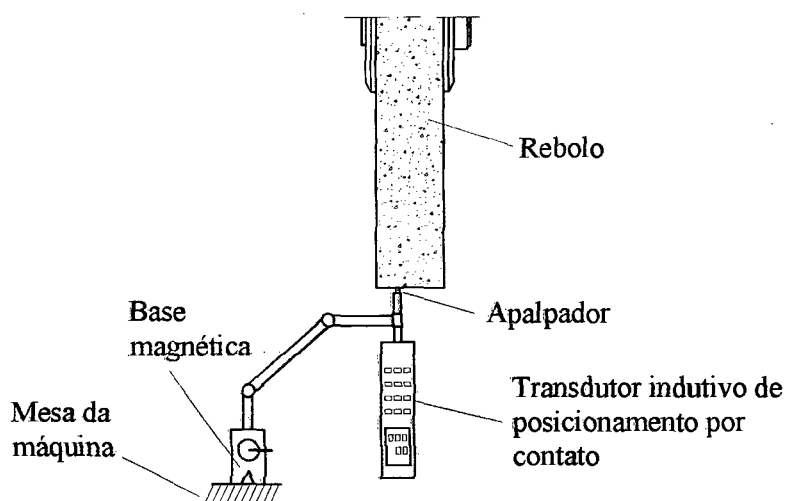
### **4.8 Ajustes**

Nesta etapa foram verificadas as principais fontes de erros geométricos da retificadora, além do comportamento dinâmico da mesma..

#### **4.8.1 Medição do batimento do rebolo**

Para assegurar que a excentricidade do rebolo não excedesse os valores recomendados (cerca de 4 µm para rebolos com diâmetros superiores a 200 mm [13]), sob pena de causar danos térmicos à peça

além de desgaste localizado no rebolo, foi utilizado um medidor de deslocamento digital fixado a uma base magnética. O medidor foi posicionado radialmente sobre a superfície do rebolo (figura 4.14) e foram realizadas medições nos sentidos circunferencial e axial para verificar o batimento e a conicidade, respectivamente. Tais erros de forma, caso ultrapassassem as tolerâncias exigidas, deveriam ser corrigidos através do processo de perfilamento com o rolo adiamantado.



**Figura 4.10** - Medição do batimento do rebolo

#### 4.8.2 Desvio de paralelismo entre a mesa porta-peça e o eixo porta-rebolo

Este procedimento teve por objetivo registrar e corrigir os desvios de paralelismo entre o eixo porta-rebolo e a mesa porta-peça a fim de possibilitar um desgaste mais homogêneo do rebolo e a produção de peças com erro mínimo de conicidade. A verificação deste desvio foi obtida tomando-se por referência um gabarito cilíndrico ( $\varnothing 20 \times 40$  mm) retificado longitudinalmente e com erro de paralelismo conhecido ( $1,5 \mu\text{m} / 30$  mm).

O procedimento para a medição utilizado em [23] foi adotado e as leituras dos desvios nos planos vertical e horizontal observadas. Para a correção destes desvios no plano vertical foi utilizado um parafuso regulador situado sob a mesa de avanço e que permite o seu deslocamento angular em



relação ao eixo vertical. O processo foi repetido até que se obtivesse uma leitura mínima no medidor indutivo. O desvio residual foi de cerca de  $5 \mu\text{m} / 100 \text{ mm}$ .

O desvio verificado no plano horizontal foi de cerca de  $30 \mu\text{m}$ . Como a sua correção envolveria, entretanto, demorados procedimentos de reposicionamento das pontas, este foi apenas registrado.

### 4.8.3 Balanceamento do rebolo

**a) Estático** - o rebolo foi retirado da máquina e montado sobre um eixo retificado, sendo o conjunto apoiado sobre as guias retificadas de um cavalete de balanceamento, previamente testado com um nível de bolha micrométrico [23].

Este procedimento teve por objetivo identificar desvios na distribuição de massa do conjunto rebolo/flange em relação ao seu centro de gravidade (eixo de rotação). Eventuais desvios são corrigidos através do deslocamento de três pequenas massas móveis e ajustáveis sobre a sua flange. Este procedimento é recomendado especialmente para rebolos convencionais (alma porosa e heterogênea) ou para os de maior largura, casos em que balanceamentos pouco rigorosos podem levar a vibrações indesejáveis no eixo principal da máquina-ferramenta.

**b) Dinâmico** - o objetivo do balanceamento dinâmico é refinar o balanceamento estático. Para tanto foi utilizado um sensor piezelétrico fixado magneticamente à máquina e conectado a um medidor de vibrações [23] (figura 4.11).



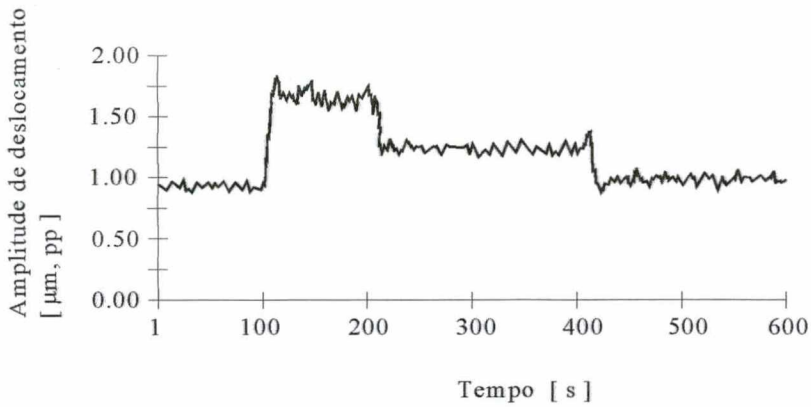
**Figura 4.11** - Medição das vibrações no carro porta-rebolo

Através deste aparelho foi possível registrar-se a amplitude de vibrações (deslocamento em micrometros) sobre qualquer ponto da máquina. No caso da retificadora Fortuna, a região frontal da caixa de mancais do eixo porta-rebolo foi identificada como a de maior nível de vibrações.

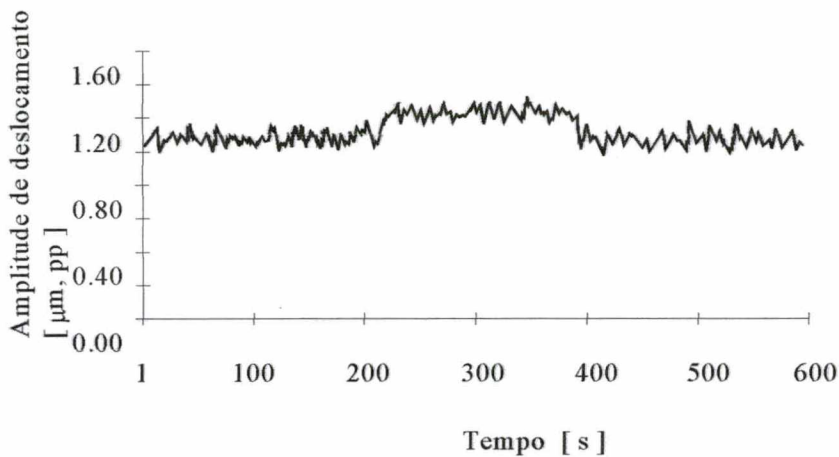
O comportamento dinâmico da máquina foi registrado para um espectro contínuo de velocidades do rebolo com o auxílio de um conversor de frequências, o qual permitia a gradual diminuição da frequência de alimentação do motor principal até a sua parada total.

Os resultados são mostrados nas figuras 4.12 e 4.13 sob a forma de amplitude de deslocamento, em  $\mu\text{m}$ , para o intervalo de velocidades pesquisado (1500 a 2700 rpm, correspondentes a  $v_s = 40 - 60 \text{ m/s}$ ). A amplitude máxima obtida ( $1,20 \mu\text{m}$ ) ainda é inferior àquela permitida para máquinas de alta precisão nesta faixa de rotações (2500 rpm,  $9 \mu\text{m}$ ) [18].

A título de comparação também foram feitas medições na região de operação normal da máquina (1340 rpm =  $30 \text{ m/s}$ ) e foram obtidos cerca de  $1,55 \mu\text{m}$ . Pode-se considerar portanto que os ensaios foram realizados sob condições ainda favoráveis de comportamento dinâmico. Cabe observar que o acelerômetro utilizado possui software para o balanceamento dinâmico do rebolo, caso houvesse necessidade para tal.



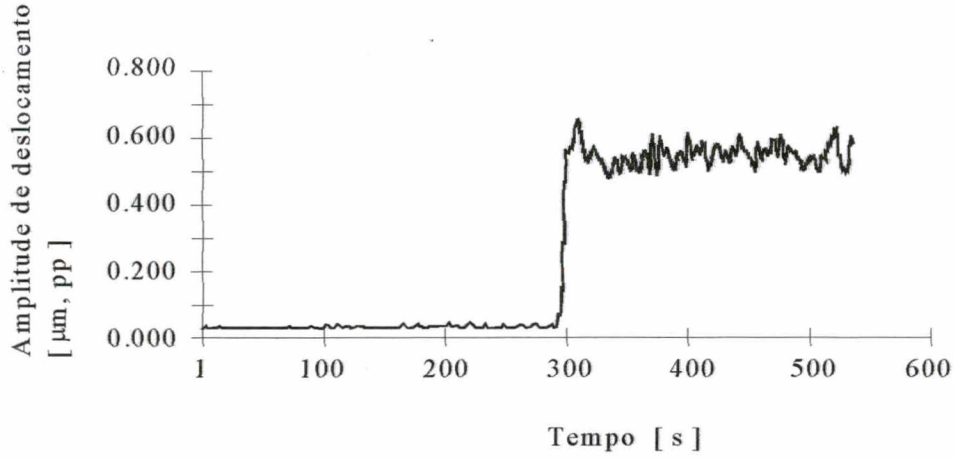
**Figura 4.12** - Nível de vibrações medido sobre o carro porta-rebolo para quatro valores de  $v_s$ : 30, 35, 40 e 45 m/s



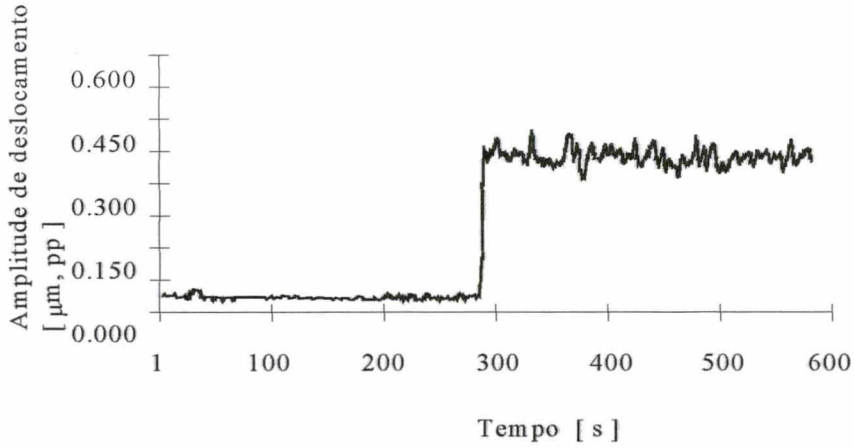
**Figura 4.13** - Nível de vibrações medido sobre o carro porta-rebolo para três valores de  $v_s$ : 50, 55 e 60 m/s

Com o propósito de verificar até que ponto os sinais obtidos nestes ensaios são realmente representativos, tendo em vista o ruído de fundo, as figuras 4.14 e 4.15 mostram as medições feitas para duas condições: somente sistema hidráulico ligado e sistema hidráulico + motor principal ligados. Para ambas condições foram consideradas duas posições do sensor sobre a caixa de mancais.

Percebe-se pelas curvas obtidas que a amplitude dos sinais destaca-se nitidamente do ruído e que, portanto, são medições confiáveis.



**Figura 4.14** - Nível de vibrações sobre o carro porta-rebolo com o motor principal desligado e apenas o sistema de lubrificação de guias e mancais operando (sensor na posição horizontal)



**Figura 4.15** - Nível de vibrações sobre o carro porta-rebolo com o motor principal desligado e apenas o sistema de lubrificação de guias e mancais operando (sensor na posição vertical)

A partir destes dados pode-se considerar que a operação do rebolo a 2700 rpm não constitui nenhum risco para a máquina. Não foi possível realizarem-se medições em processo devido à possibilidade de danificar o sensor na presença do fluido de corte.

#### 4.9 Ensaios preliminares

Inicialmente foi investigado o comportamento da retificadora para a faixa de velocidades recomendada para um bom desempenho do CBN [15] ( $v_s = 50 - 60$  m/s), uma vez que sua operação nominal corresponde a um valor de  $v_s = 28$  m/s. Tal cuidado foi tomado para assegurar não apenas a realização dos ensaios sem riscos como também para viabilizar a posterior aplicação segura dos resultados deste trabalho em uma linha de produção.

Os rebolos convencionais de óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ) e de carbetto de silício (SiC) são frágeis e porosos, como descrito no item 2.4.1, por esta razão a probabilidade de sua desintegração por propagação súbita de trincas ou defeitos em sua estrutura restringe o seu uso a baixas e médias rotações.

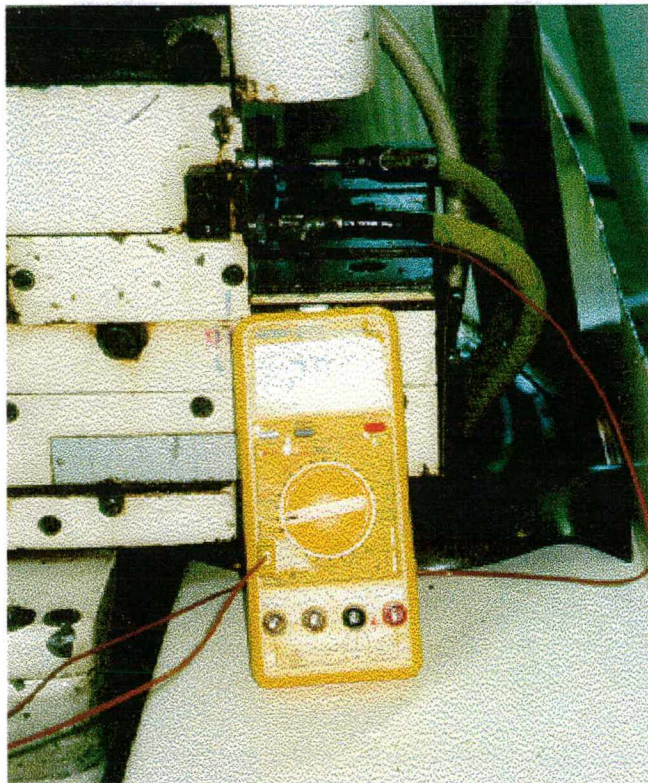
O rebolo de CBN utilizado é constituído por uma alma de baquelite de alta tenacidade sobre a qual é colada a camada de material abrasivo. A velocidade do rebolo fica portanto limitada à resistência desta camada ao descolamento. Os ensaios descritos no item 3.9.3 indicaram que o nível de vibrações da máquina é satisfatório até velocidades de corte de cerca de 60 m/s.

O segundo fator limitante considerado foi a capacidade do mancal do eixo porta-rebolo. Neste sentido, a temperatura do óleo hidráulico foi verificada para velocidades do rebolo na faixa de 30 a 60 m/s, buscando identificar o risco de possível queda da viscosidade (quebra do filme lubrificante) por aumento excessivo da temperatura.

Para efetuar estas medições, um termopar foi inserido na mangueira de retorno do óleo lubrificante da caixa de mancais, como mostra a figura 4.16. Tal procedimento foi adotado tendo em vista a dificuldade de acesso direto ao mancal.

Para a simulação de condições mais reais, foram realizadas medições após operação ininterrupta em vazio da retificadora durante 6 h. As variações de temperaturas observadas situaram-se entre 40°C (para  $v_s = 30$  m/s) e 50°C (para  $v_s = 60$  m/s). Não foi utilizado qualquer sistema adicional de refrigeração.

Tal elevação de temperaturas não comprometeria significativamente a viscosidade do óleo [52] mas acelera a sua oxidação, diminuindo a vida do óleo e exigindo trocas mais freqüentes.



**Figura 4.16** - Medição da temperatura do óleo hidráulico na mangueira de retorno do mancal

Finalmente foi verificada a integridade da correia dentada como elemento de transmissão de torque nas condições limite de operação (2860 rpm). Esta é a rotação medida no eixo do reboło quando a velocidade periférica do reboło atinge 60 m/s.

Segundo o catálogo do fabricante [55] uma correia do tipo dentada, com 20 mm de largura, 1120 mm de comprimento, passo 8 mm, código M para serviço pesado e extra-pesado, como a utilizada na retificadora, pode transmitir uma potência máxima conforme ilustra o intervalo de valores seguinte: 2800 RPM → 12,78 HP, 3200 RPM → 14,22 HP.

Efetuando as necessárias conversões, verifica-se que 4 CV equivalem a 3,9 HP, que é a potência do motor principal da retificadora. A utilização desta correia nestes níveis de velocidade e potência também não constituem risco algum para os ensaios.

## 4.10 Determinação das variáveis de entrada

### 4.10.1 Perfilamento

Os valores recomendados [8] para o avanço do rolo diamantado por rotação do rebolo,  $S_d$ , situam-se entre 0,10 e 0,33 mm/rev e para a relação de velocidades no perfilamento,  $q_d = v_s/v_r$ , entre 0,5 e 0,8.

Considerando-se as máximas velocidades disponíveis para o rolo como cerca de 7,2 m/s, no sentido discordante e 5,9 m/s no sentido concordante, a velocidade periférica do rebolo se situaria entre 9 e 14,8 m/s (sentido discordante) e entre 7,4 e 11,8 m/s (sentido concordante), o que implicaria em esforços excessivos sobre os grãos de CBN e a possibilidade de um grande número de arrancamentos. Por isto, optou-se pela utilização de maiores velocidades periféricas para o rebolo com a restrição de não aumentar-se excessivamente a velocidade relativa entre os grãos de CBN e os de diamante. Desta forma foi definido o valor de 20 m/s para  $v_s$  no perfilamento, o que resulta para a razão de velocidades  $q_d$ , os valores de 0,29 e 0,36.

Fixado este parâmetro, foram definidas duas velocidades de avanço para a mesa porta-peça (160 mm/min e 270 mm/min) obtendo-se assim 2 condições distintas para o perfilamento: moderado e severo. Obtiveram-se, portanto, dois níveis para o parâmetro  $S_d$ , quais sejam: 0,16 e 0,27 mm/rotação do rebolo.

A terceira variável de perfilamento, o sentido de rotação do rolo dressador (concordante/discordante) em relação ao rebolo, foi obtida por inversão da polaridade na alimentação do motor porta-peça.

### 4.10.2 Afição

A título de limitar o número de ensaios ao tempo disponível e, ainda, tomando-se por referência os resultados de Bertalan [23], optou-se por estudar apenas a influência do volume de afiação,  $V'_{sb}$ , sobre o resultado do processo, mantendo-se constantes a força exercida pelo sistema pneumático sobre o rebolo e a velocidade de mergulho da pedra de afiação,  $v_{fsb}$ .

Dada a natureza do ligante (dureza média), a força de afiação foi mantida num valor mínimo suficiente apenas para evitar os efeitos do atrito por deslizamento da haste de fixação da pedra de afiação sobre as suas guias (“stick-slip”).

A pressão manométrica equivalente a esta condição foi de  $3,5 \text{ kgf/cm}^2$ . Para a determinação da taxa de remoção crítica,  $Q'_{sb}$ , correspondente a uma situação limite de afiação (item 3.3.4), a equação 6 permite calcular o valor crítico de  $R_p$  considerando-se o ligante resinóide e o tamanho de grão B91.

Obteve-se para  $R_{p_{krt}}$  o valor de  $0,042 \text{ mm}$  o que, segundo a equação 4, conduz a um valor de  $105,11 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$  para  $Q'_{sb_{krt}}$ . Aplicando este valor na equação 6 chega-se a uma velocidade crítica de mergulho do bloco de afiação de  $4,2 \text{ mm/s}$ .

Em seguida foi calculada a taxa de remoção a ser efetivamente utilizada considerando-se uma protusão alvo de  $30 \mu\text{m}$ . Este valor corresponde a 44% do tamanho de grão utilizado e é o valor limite de protusão recomendado para ligantes resinóides [2,19].

Recorrendo novamente às equações 4 e 6 com o valor desejado para  $R_p$ , obtiveram-se para  $Q'_{sb}$  e  $v_{sb}$  os valores de  $69 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$  e  $2,8 \text{ mm/s}$ , respectivamente. Foi adotado portanto o valor de  $3 \text{ mm/s}$  para a velocidade de mergulho do dispositivo de afiação.

### 4.10.3 Retificação

Uma vez definido o limite para  $v_s$  (item 3.9.3), foram escolhidos para os ensaios os valores de  $50$  e  $60 \text{ m/s}$ , procurando-se observar um intervalo suficiente para que os efeitos da variável  $v_s$  sobre a rugosidade  $R_z$  se fizessem notados.

Quanto à relação de velocidades  $q$ , dada pela razão  $v_s/v_w$ , Koenig [1] apresentou resultados que mostram o comportamento da rugosidade para um intervalo bem amplo de  $q$ . Observam-se para os limites deste intervalo ( $-1 \geq q \geq 3000$ ) valores de rugosidade  $R_z \leq 4 \mu\text{m}$ .

Não sendo possível, entretanto, por limitações da máquina, obter tais valores, foram adotados para os ensaios de retificação os valores:  $400$  e  $166$ . Estes valores correspondem às menores e maiores razões de velocidades definidas para os ensaios de influência das variáveis de processo. Os valores correspondentes para  $v_w$  são  $0,15$  e  $0,30 \text{ m/s}$  nos casos limite.

Para as velocidades de avanço em desbaste e acabamento, foram tomados como referência os valores utilizados pela firma Robert Bosch do Brasil Ltda para a retificação com rebolos de óxido de alumínio ( $v_{fd} = 7,5 \text{ mm/min}$ ,  $v_{fa} = 0,6 \text{ mm/min}$ ).



Para o tempo de faiscamento,  $t_a$ , que no processo tradicional é de 1,5 segundos, a retificadora apresentou inicialmente problemas com relação à obtenção de tempos diferentes deste, porém tais dificuldades foram superadas após limpeza e reposicionamento da válvula de fluxo no painel da máquina. Viabilizaram-se com isto tempos de 1 a 6 s.

#### **4.10.4 Velocidade do fluido de corte**

Procurou-se determinar qual a máxima velocidade possível de se obter com as tubeiras disponíveis. Sendo o objetivo atingirem-se velocidades do fluido de corte equivalentes à máxima velocidade periférica utilizada ( $v_s = 60$  m/s), foi possível atingir-se o valor de 50 m/s, para atender aos ensaios de retificação.

No perfilamento foi utilizada uma velocidade de saída de 20 m/s, compatível com  $v_r$ .

## CAPÍTULO 5

### PLANEJAMENTO DO TRABALHO EXPERIMENTAL

#### 5.1 Introdução

Neste capítulo é apresentada a estrutura do trabalho, detalhando suas fases, os objetivos de cada uma e a metodologia utilizada.

#### 5.2 Estrutura do trabalho

Este trabalho foi dividido em duas etapas de forma a permitir um estudo sistemático do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, de forma clara e objetiva.

##### 5.2.1 Influência das condições de preparo da ferramenta sobre os resultados na peça

Para estudar a influência das condições de condicionamento (perfilamento e afiação) da ferramenta sobre a topografia da mesma e a rugosidade produzida nos corpos de prova, duas condições (moderada e severa) de perfilamento foram testadas. Para tal, foram combinados dois níveis da velocidade específica de avanço do rolo perfilador,  $S_a$ , e da profundidade de avanço por passe,  $a_{ed}$ , com dois sentidos de perfilamento (concordante/discordante).

Para cada uma das quatro condições de perfilamento resultantes (ver tabela 1), testaram-se quatro graus de afiação, correspondentes aos volumes  $V'_{sb} = 0, 1250, 2500$  e  $3750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .

Para caracterizar topograficamente as três condições produzidas sobre a superfície do rebolo, quais sejam: somente perfilado, perfilado e afiado com volume,  $V'_{sb}$ , e após a usinagem dos corpos de prova, as amostras de resina correspondentes a cada condição foram qualificadas no rugosímetro (parâmetro  $R_p$ ) e no microscópio eletrônico de varredura (visual).

TABELA 1

Variáveis de condicionamento do rebolo						
Perfilamento			Afição			
$S_d$ (mm/rot)	$a_{ed}$ (mm/passe)	conc/disc	$V'_{sb}$ (mm <sup>3</sup> / mm)			
0,16	0,005	conc	0	1250	2500	3750
0,16	0,005	disc	0	1250	2500	3750
0,27	0,010	conc	0	1250	2500	3750
0,27	0,010	disc	0	1250	2500	3750

(Total de 4 condições de perfilamento)

+

(Total de 16 condições de afiação)

TABELA 2

Parâmetros fixos nos ensaios de retificação	
Velocidade do rebolo	50 m/s
Vazão de fluido	40 l / min
Velocidade de saída do fluido na tubeira	50 m/s
Velocidade de mergulho em desbaste	7,5 mm/min
Velocidade de mergulho em acabamento	0,66 mm/min
Deslocamento em acabamento	0,050 mm
Deslocamento em desbaste	0,350 mm
Tempo de fim de faiscamento	1,5 s

TABELA 3

Parâmetros fixos na afiação	
Pressão pneumática no dispositivo de afiação	3,5 kgf/cm <sup>2</sup>
Velocidade de mergulho da pedra de afiação	3 mm/s

TABELA 4

Parâmetros fixos no perfilamento	
Velocidade do rebolo no perfilamento	20 m/s
Velocidade do rolo dressador no perfilamento	7,2 m/s
Relação de velocidades ( $v_r/v_s$ )	0,36
Vazão de fluido de corte	27 l/min
Velocidade de saída do fluido na tubeira	20 m/s

Os ensaios de retificação, representados esquematicamente na figura 5.1, foram utilizados para estudar o comportamento da rugosidade produzida nas peças em função das dezesseis condições topográficas obtidas sobre o rebolo. Durante os ensaios foi também monitorada a corrente elétrica no motor principal da retificadora a fim de poder-se observar, ainda que de forma indireta, o comportamento das forças de usinagem durante o processo e daí estabelecer uma relação com os demais resultados [23].

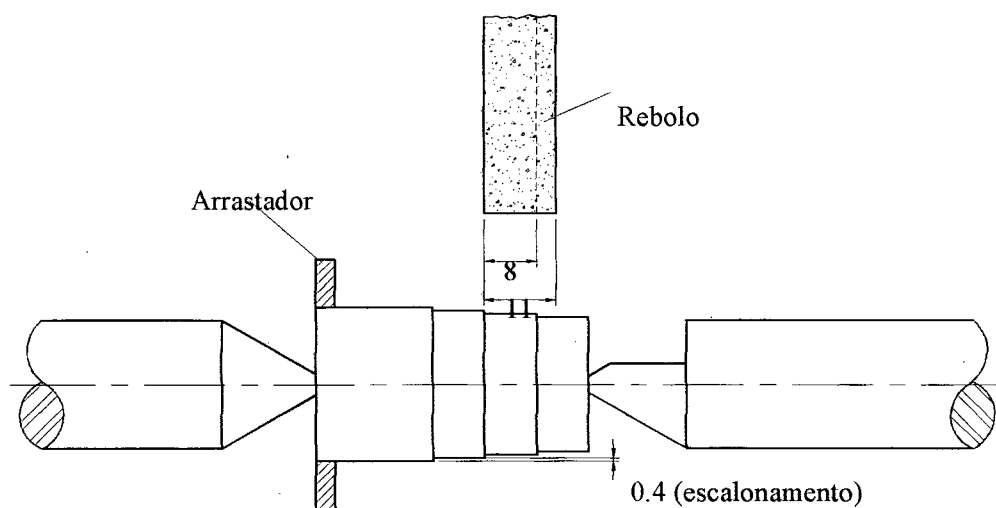


Figura 5.1 - Usinagem escalonada dos corpos de prova

Para o monitoramento do desgaste por auto-afiação do rebolo, durante os ensaios de retificação, os corpos de prova (cps) foram usinados (figura 5.1) com uma profundidade de corte de 0,4 mm/ciclo e foram realizadas medições de  $R_z$  sobre cada superfície produzida. Para os primeiros ensaios de cada série foram usinadas apenas três regiões sobre o cp (correspondentes a 3, 2 e 1 mergulhos de 0,4 mm) de forma a melhor observar-se a evolução da rugosidade na fase inicial de auto-afiação do rebolo. Nos ensaios seguintes foram usinadas quatro regiões, correspondendo a 8, 7, 6 e 5 mergulhos de 0,4mm.

A profundidade de 0,4 mm/ciclo foi assim definida com o propósito de acelerar o desgaste do rebolo durante os ensaios, uma vez que corresponde a um volume usinado 2,6 vezes superior a praticado na usinagem de um pistão. A profundidade equivalente a oito mergulhos ou 3,2 mm tem por objetivo limitar a variação da taxa de remoção,  $Q'_w (= \pi d_w v_f)$ , a um valor máximo de 36% em função da diminuição gradual do diâmetro do corpo de prova. Em função disto, os valores de  $Q'_w$  se situaram dentro do intervalo - 9,4 a 6,9 mm<sup>3</sup>/mm.s – para todos os ensaios.

Além disto, através da usinagem escalonada (0,4 mm entre superfícies), procurou-se preservar uma faixa de 3 mm da superfície do rebolo (figura 5.1) para fins de posteriores ensaios visuais comparativos (MEV) com resina.

### 5.2.2 Influência dos parâmetros de processo sobre os resultados na peça

Concluídos os ensaios sobre o preparo da ferramenta, foi estudada a influência das variáveis de entrada do processo sobre a rugosidade  $R_z$ . Nesta fase foi avaliada a influência dos parâmetros de processo, a saber: velocidade periférica do rebolo, velocidade periférica da peça, velocidade de mergulho em desbaste, velocidade de mergulho em acabamento e tempo de fim de faiscamento ( $v_s$ ,  $v_w$ ,  $v_{fd}$ ,  $v_{fa}$  e  $t_a$ , respectivamente) sobre a textura das superfícies produzidas. Para tratamento estatístico dos dados foi utilizado o método da análise fatorial [49].

As tabelas 5 e 6 mostram os valores a serem utilizados para estas variáveis e a tabela 7 apresenta as combinações destas variáveis segundo o método estatístico. O objetivo, nesta etapa, foi investigar a influência isolada das variáveis assim como das interações de até segunda ordem, ou seja, combinando-se as variáveis duas a duas.

O desenho fracionado foi utilizado tendo em vista minimizar o número de observações em função da quantidade de variáveis em estudo.

Posteriormente foram realizados ensaios complementares para estudar, num intervalo mais amplo, especificamente as variáveis de maior influência identificadas pelo método estatístico. Antes de cada ensaio, foi adotado como procedimento padrão, perfilar e afiar o rebolo de forma a recuperar a sua condição inicial [23]e, desta forma, diminuir-se a influência residual de ensaios anteriores. Além disto, antes de iniciar-se cada ensaio a ferramenta foi "afiada em processo" com o objetivo de que o rebolo seja utilizado sempre em idênticas condições (regime estacionário). O volume a ser usinado para atingir-se este fim foi determinado pelos resultados dos ensaios já realizados até então.

Com as observações complementares por microscopia eletrônica de varredura pretendeu-se ter uma melhor base para para concluir-se sobre os resultados obtidos e finalizar este trabalho.

**TABELA 5**

<b>Variáveis de processo estudadas em 2 níveis cada</b>			
Velocidade do rebolo ( $v_s$ )	50 m/s	60 m/s	[a]
Velocidade de avanço em desbaste ( $v_{fd}$ )	7,5 mm/min	14,4 mm/min	[b]
Tempo de fim de faiscamento ( $t_a$ )	1,5 s	3,0 s	[c]
Velocidade de avanço em acabamento ( $v_{fa}$ )	0,5 mm/min	0,7 mm/min	[d]
Velocidade da peça ( $v_w$ )	0,2 m/s	0,4 m/s	[e]

[ ] - representação da variável utilizada no tratamento estatístico (tabela 6).

**TABELA 6**

<b>Combinação das variáveis de processo pelo método fatorial <math>2^{5-2}</math></b>					
5 réplicas/condição $\Rightarrow$ total de 40 observações					
a	+	-	-	-	-
bc	-	+	+	-	-
be	-	+	-	-	+
cd	-	-	+	+	-
de	-	-	-	+	+
abd	+	+	-	+	-
ace	+	-	+	-	+
abcde	+	+	+	+	+

Obs: - Cada linha na tabela 6 corresponde a uma condição específica de ensaio

- A notação +/- corresponde aos níveis alto e baixo de cada variável

### 5.3 Metodologia utilizada [23,49]

Os ensaios da primeira fase tiveram por objetivo analisar a influência das condições de condicionamento (perfilamento e afiação) do rebolo sobre a sua topografia e sobre a rugosidade  $R_z$  produzida nos corpos de prova.

Através destes ensaios procurou-se determinar aquelas condições de condicionamento da ferramenta para as quais a topografia gerada no rebolo favoreceu a obtenção de um desgaste mínimo no mesmo. Isto se traduz pela identificação daqueles ensaios de retificação para os quais os valores de corrente máxima no motor principal da máquina apresentaram o comportamento mais estável, indicando capacidade plena de corte do rebolo já na condição de recém-afiado (dispensando a afiação “in process”). Durante os ensaios foram descartadas todas as condições que produziram perturbações na máquina-ferramenta ou no rebolo, e que possam comprometer a integridade de um ou de outro.

Para a identificação da condição de perfilamento satisfatório foram observados dois fatores: superfície do rebolo uniformemente desgastada pelo rolo perfilador (condição denotada pela coloração escurecida e textura vitrificada do ligante) e batimento máximo de 4  $\mu\text{m}$  [15,19]. Quanto aos critérios para a escolha dos melhores resultados nesta fase, foram considerados os valores de rugosidade  $R_z$  nas peças e o desgaste mínimo do conjunto rebolo/rolo perfilador.

Foi considerada como condição ideal para os ensaios de retificação aquela cujo perfil de  $R_z$  apresentou valores mínimos e estáveis, antes de atingir-se o regime estacionário da ferramenta. Devido à pequena espessura da camada abrasiva disponível (3,0 mm) no rebolo e à elevada perda de material prevista para os ensaios de perfilamento, assim como para diminuir o tempo necessário aos demais ensaios, decidiu-se por definir uma única condição resultante da primeira fase. Tal critério foi adotado para o caso de mais de uma condição satisfatória ser identificada. Já para decidir entre resultados equivalentes, foi escolhido aquele que implicou no menor custo.

## CAPÍTULO 6

### APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

#### 6.1 Influência do método de condicionamento do rebolo

##### 6.1.1 Resultados de rugosidade $R_z$ na peça e corrente elétrica $I_{m\acute{a}x}$ no motor principal da máquina em função do grau de perfilamento e afiação utilizado

Os ensaios para determinar a influência das condições de perfilamento e afiação do rebolo foram inicialmente dimensionados para estudar três variáveis: a velocidade de avanço axial do rolo perfilador,  $S_a$ , a profundidade de corte por passe,  $a_d$ , e o movimento relativo entre o rebolo e rolo perfilador (concordante/discordante).

Os ensaios com o perfilamento concordante (rebolo e rolo girando no mesmo sentido) apresentaram sinais que denotam contato irregular entre o rebolo e o rolo perfilador, fato este constatado pela observação de manchas isoladas sobre a superfície do rebolo. Este efeito pode ter sido causado pela degradação termo-mecânica do ligante, proveniente da compressão exercida pelo rolo perfilador sobre o rebolo. O fato de o anel arrastador (solidário ao rolo) e a flange do motor porta-peça não serem uma peça única, contribui para que o rolo perfilador seja acelerado pelo rebolo, quando em contato com este, e pode ter concorrido para o amassamento (e queima por atrito) do ligante em detrimento ao seu efetivo arrancamento durante o processo.

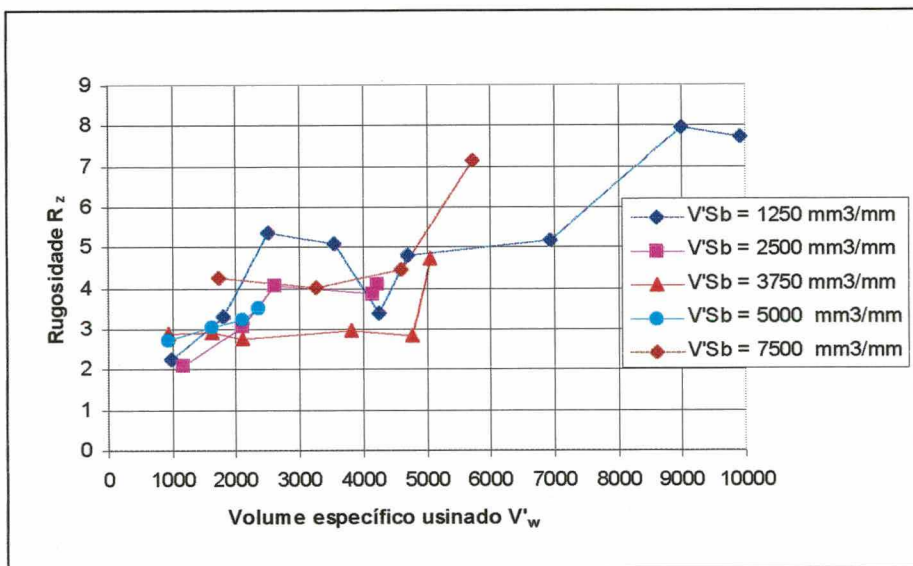
A profundidade total de corte,  $a_{cd}$ , utilizada no perfilamento concordante alcançou valores da ordem de até 40  $\mu\text{m}$ , ultrapassando os valores necessários para o caso discordante (20 - 25  $\mu\text{m}$ ). Tal profundidade de corte foi necessária, no perfilamento concordante, para a total uniformização da superfície do rebolo, condição de perfilamento concluído. Os valores obtidos de  $a_{cd}$  apontam para um processo claramente anti-econômico em função do elevado volume de material abrasivo retirado. Deste modo, optou-se pelo perfilamento discordante para os demais ensaios.

O critério de detecção de contato rolo/rebolo [23], baseado na percepção do ruído proveniente do primeiro impacto entre os grãos de CBN e os de diamante foi considerado satisfatório.

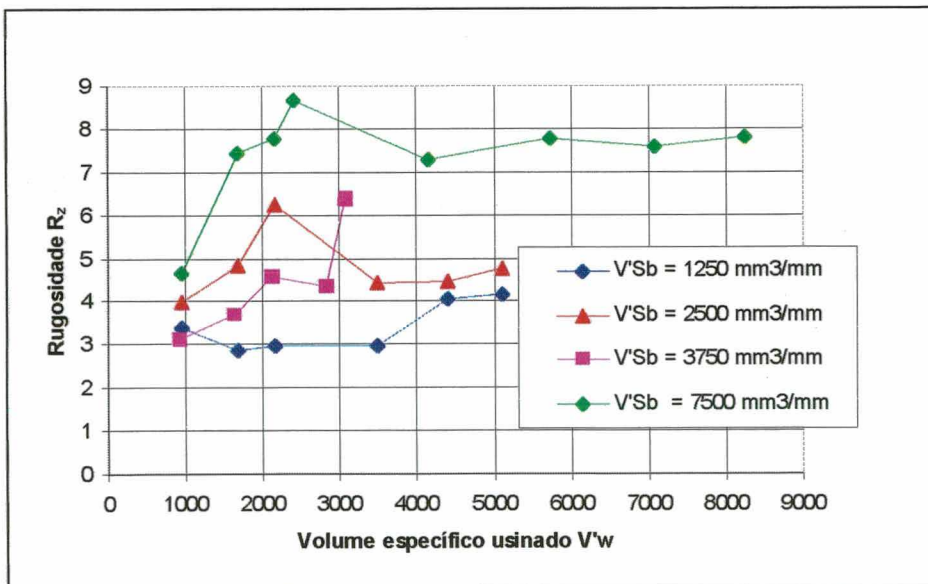


As figuras 6.1 e 6.2 mostram os resultados obtidos para  $R_z$  em função do volume usinado  $V'_w$ , para diferentes graus de perfilamento e volume de pedra de afiação,  $V'_{sb}$ , utilizados. Pode ser observado que para a taxa de remoção utilizada,  $Q'_w = 9 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$ , a qual foi comum a todos os ensaios da 1ª etapa, o melhor valor encontrado para  $R_z$  nas peças usinadas situou-se em torno de  $3,0 \mu\text{m}$ .

O comportamento da rugosidade indica uma tendência comum de aumento de  $R_z$  com o volume específico usinado apesar da estabilização da corrente máxima no motor principal da retificadora, o que, numa primeira análise, indicaria um processo estabilizado (figuras 6.3 e 6.4).



**Figura 6.1** - Comportamento de  $R_z$  com  $V'_w$  (perfilamento moderado)



**Figura 6.2** - Comportamento de  $R_z$  com  $V'_w$  (perfilamento severo)

Este comportamento é causado pela taxa de remoção,  $Q'_w$ , utilizada, a qual, segundo o fabricante [56], deveria situar-se preferencialmente entre 2 e 4 mm<sup>3</sup>/mm.s. Ainda conforme as informações obtidas, tais valores podem ser corrigidos por um fator de aproximadamente 1,10 para o caso de serem utilizadas velocidades de corte de até 60 m/s. Para confirmar-se tal superutilização do rebolo, evidenciada pelos valores crescentes de rugosidade, recorreu-se adicionalmente ao critério utilizado por Oliveira [51], segundo o qual, como condição para o aproveitamento ótimo da capacidade de remoção de um rebolo, o valor do parâmetro espessura equivalente de cavaco,  $h_{eq}$ , deve permanecer abaixo de 0,02  $\mu$ m.

Para determinar-se  $h_{eq}$ , utiliza-se a equação 7 [52]:

$$h_{eq} = (f \cdot v_w) / v_s \quad (7)$$

onde:  $f = v_{fd} / U_w$  [ $\mu$ m]

Aplicando na expressão acima os valores utilizados em processo ( $v_{fd} = 7,5$  mm/min;  $U_w = 240$  rpm;  $v_w = 0,30$  m/s;  $v_s = 50$  m/s) encontra-se 0,18  $\mu$ m, o que confirma o pressuposto.

Uma vez que as taxas de remoção inicialmente utilizadas nos ensaios tiveram o propósito de testar o rebolo de CBN nas condições em que o processo é utilizado na firma Robert Bosch do Brasil Ltda com ferramenta de óxido de alumínio, conclui-se que em três situações o rebolo utilizado poderia atender satisfatoriamente a rugosidade limite ( $R_z = 4,0$   $\mu$ m) estabelecida. Fosse o presente trabalho se limitar ao estudo do preparo da ferramenta, seriam necessários ensaios complementares (replicações e maior volume usinado,  $V'_w$ ) buscando mais informações sobre estas condições.

Em relação ao perfilamento severo os valores de  $R_z$  apresentam um comportamento crescente com o grau de afiação, enquanto no moderado verifica-se uma certa oscilação: os valores começam mais elevados, com tendência a gradual redução na direção de  $V'_{sb} = 3750$  mm<sup>3</sup>/mm e voltando a demonstrar elevação.

O critério adotado para finalização de cada série de ensaios baseou-se exclusivamente na estabilização da corrente  $I_{m\acute{a}x}$ , o que não permitiu a obtenção de curvas mais completas como seria o caso de utilizar-se um mesmo valor máximo de  $V'_w$  para todos os ensaios. Por este motivo não se conseguiu a mesma quantidade de pontos para todas as curvas, acarretando um certo truncamento de informações.

As curvas de  $I_{\text{máx}} \times V_w'$  (figuras 6.3 e 6.4) apresentam comportamentos bastante semelhantes, destacando-se a condição de menor grau de afiação da figura 6.4, para a qual os esforços mecânicos sobre o motor, e portanto, sobre o rebolo, partem de valores inicialmente elevados e sofrem súbita queda. Isto indica uma fase de intensa auto-afiação, seguida de estabilização em níveis praticamente idênticos aos das outras condições.

Se nos reportarmos aos resultados obtidos em [23] para tais ensaios poderá ser observado que naquele caso os patamares de corrente são mais diferenciados. Uma possível explicação para isto pode estar no tamanho de grão. A literatura [48] cita que grãos maiores estão mais profundamente ancorados no ligante e isto acarreta uma maior área de contato para colisões entre grãos de diamante e CBN, sem o seu arrancamento, ocasionando maior intensidade e quantidade de fraturas, gerando maior densidade de gumes ativos. Com a auto-afiação um rebolo com grão B126 apresentará, portanto, mais gumes cinemáticos que o B91, aqui testado. Mais gumes cinemáticos disponíveis produzem cavacos mais numerosos e mais finos, o que contribui para uma também gradual e nítida queda dos esforços mecânicos, e portanto da corrente [23].

Os valores obtidos de corrente máxima nos dois gráficos sugerem que há pouca variação destes esforços ao longo das diversas condições topográficas testadas do rebolo. A rápida perda da capacidade de corte, também denotada na maioria dos casos, pode estar relacionada às altas taxas de remoção e ao fato de que grãos pequenos são mais facilmente desalojados do ligante. A isto acrescenta-se a baixa concentração de CBN no rebolo testado, fator que igualmente contribui para os valores de rugosidade encontrados.

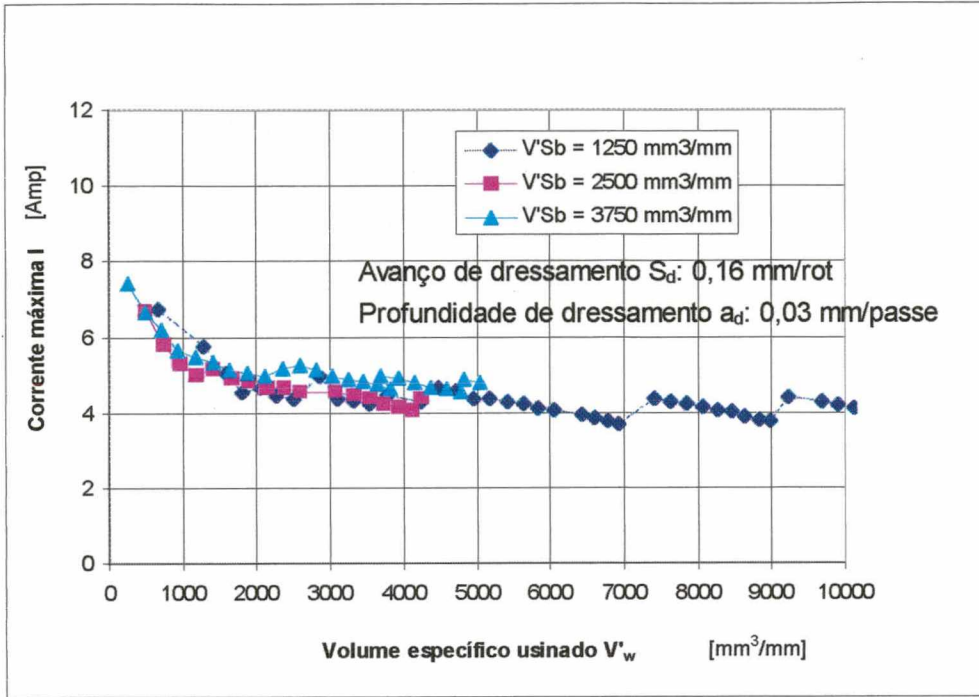


Figura 6.3 - Comportamento de  $I_{m\acute{a}x} \times V'_w$  para o perfilamento moderado

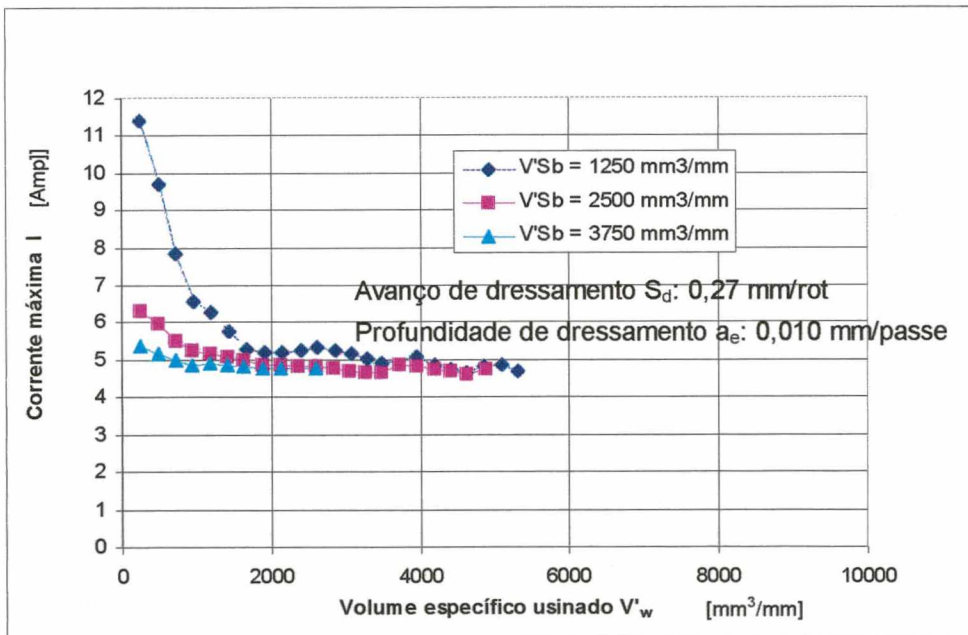


Figura 6.4 - Comportamento de  $I_{m\acute{a}x} \times V'_w$  para o perfilamento severo

No perfilamento severo, com um pequeno grau de afiação, já se verifica uma rugosidade satisfatória. Isto faz supor que o método de perfilamento favoreceu o arrancamento de ligante durante a afiação, proporcionando assim uma porosidade mais aberta com menor consumo de pedra de afiação.

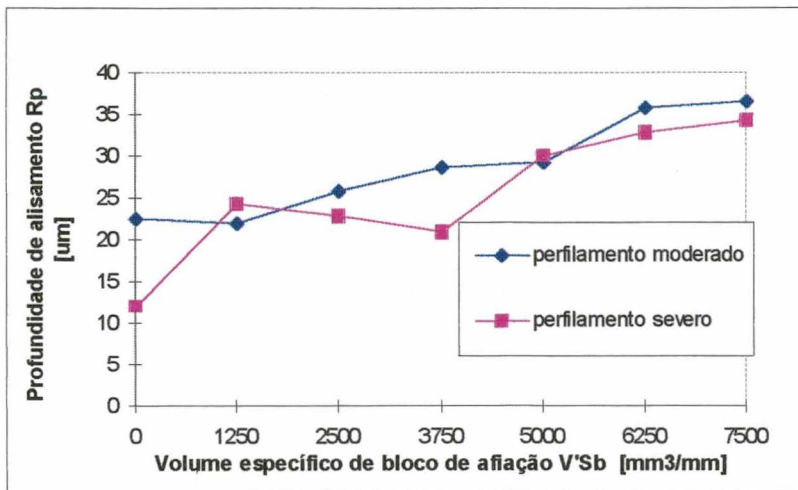
Observa-se que, em média, os valores de corrente se estabilizaram em patamares mais elevados para o caso severo ( $I_{\text{máx}} \cong 5$  Ampères), enquanto para o moderado há uma tendência para a estabilização em torno de 4 Ampères. Tal fato leva a supor que as forças atuantes durante o processo também foram, proporcionalmente ao perfilamento severo, mais elevadas. Os valores de  $R_z$  obtidos com as condições de perfilamento severo confirmam esta hipótese.

### 6.1.2 Resultados do método de impressão com resina

A figura 6.5 mostra a evolução do parâmetro profundidade de alisamento,  $R_p$ , para vários graus de afiação do rebolo e para as duas condições de perfilamento estudadas.

O valor desejado de  $30 \mu\text{m}$ , definido no item 4.11.2 através do cálculo de  $Q'_{\text{sb}}$ , foi obtido, no perfilamento moderado, apenas a partir de um volume  $V'_{\text{sb}} = 5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (ou 200 mm de pedra de afiação). Percebe-se, nas duas condições, uma nítida tendência de estabilização de  $R_p$  em torno de  $35 \mu\text{m}$ , o que corresponde a um desvio de cerca de 14% em relação ao valor esperado. Cabe lembrar que a equação para  $Q'_{\text{sb}}$  estabelece que a função  $R_p \times V'_{\text{sb}}$  terá um ponto de máximo em  $30 \mu\text{m}$  se o valor calculado para este parâmetro for aplicado. Valores maiores ou menores de  $Q'_{\text{sb}}$  resultarão em valores também maiores ou menores de  $R_p$ , respectivamente.

Levando-se em conta a dispersão de valores de  $R_p$  ( $\sigma_{\text{mod}} = 2,27$  e  $\sigma_{\text{sev}} = 2,19$ ), obtidos a partir do software utilizado no rugosímetro, e a limitada quantidade de amostras de resina retiradas por grau de condicionamento do rebolo, não procede fazer aqui uma análise detalhada do comportamento individual de cada curva, mas é nítido o crescimento comum e a convergência de  $R_p$  para o valor de cerca de  $35 \mu\text{m}$ .



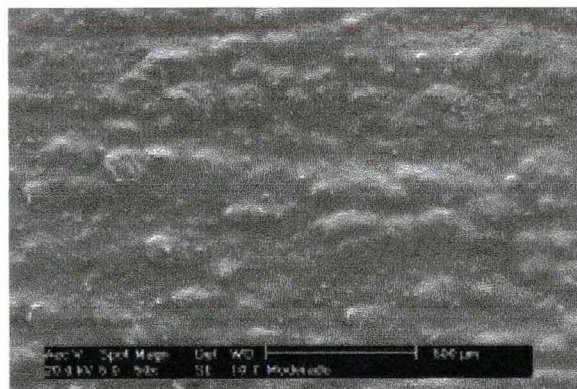
**Figura 6.5** - Comportamento de  $R_p$  com o volume usinado

Os valores de  $R_p$  obtidos acima são médias calculadas a partir de 63 medições realizadas sobre cada amostra de resina com o rugosímetro. Não foi utilizado um número maior de medições por questões de disponibilidade de tempo e de equipamento. Quanto ao número de impressões realizadas por condição, sobre a face do rebolo, optou-se por apenas um ponto de medição por razões de aproveitamento do tempo. O método de vasamento da resina no molde exige que este esteja na posição vertical sobre o rebolo, o que permitiria o preparo de apenas duas amostras de cada vez. Por outro lado, este número reduz-se a um pela dificuldade de acesso à face posterior do rebolo quando este está montado na máquina, o que exigiria o dobro do tempo para a preparação de duas amostras.

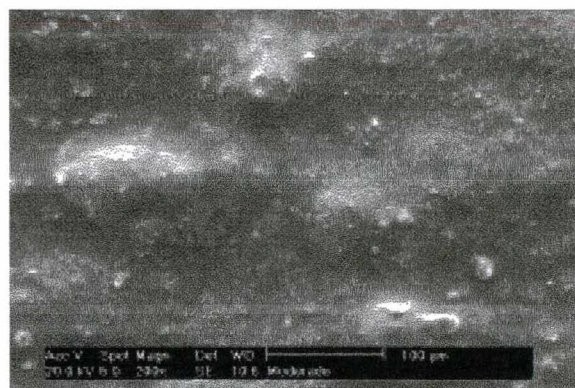
O método mostrou-se prático em relação a alternativas como a retirada do rebolo da máquina ou mesmo de baixíssimo custo em relação aos métodos expostos no capítulo 3. O uso de resinas com menor tempo de cura - 4 a 6 horas por resina - e de qualidade equivalente (porosidade e reprodutibilidade) seria a opção para otimizar a técnica.

### 6.1.3 Resultados dos ensaios de microscopia eletrônica

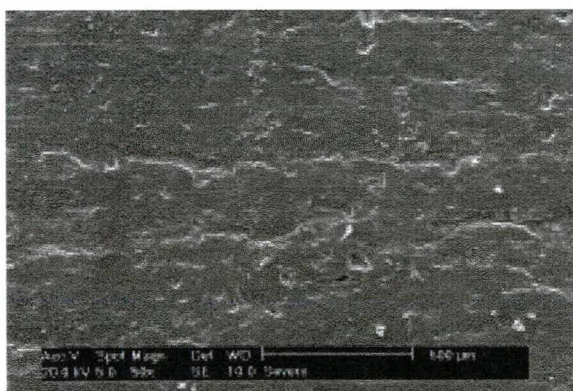
As figuras 6.6, 6.7, 6.8 e 6.9 mostram a superfície do rebolo na condição de apenas perfilado para os dois casos: moderado e severo.



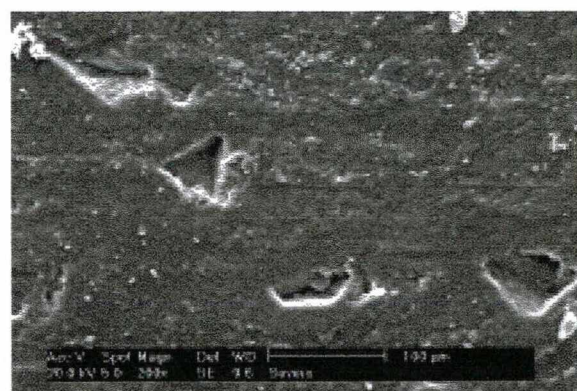
**Figura 6.6** - Rebolo com perfilamento moderado e sem afiação (50 x)



**Figura 6.7** - Detalhe da figura 6.6 (200 x)



**Figura 6.8** - Rebolo com perfilamento severo sem afiação (50 x)



**Figura 6.9** - Detalhe da fig.6.8 (200 x)

Nota-se que no perfilamento moderado a superfície do rebolo encontra-se mais íntegra, (figuras 6.6 e 6.7) estando visível uma nova camada de grãos já ao nível da superfície do ligante. Observa-se também indícios de protusão dos grãos acima do ligante (sendo evidentemente indispensável uma etapa de afiação).

No caso do perfilamento severo a superfície do rebolo está completamente isenta de grãos (lisa) e a protusão indicada no gráfico da figura 6.5 através do valor inicial de  $R_p$ , pode ser explicada pelos arrancamentos e trilhas observados nas fotografias (figuras 6.8 e 6.9).

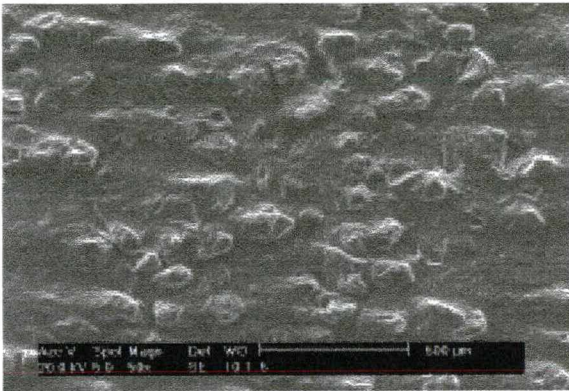
Tais trilhas podem ter sua origem na penetração mais profunda dos grãos de diamante dentro do ligante e na maior velocidade de avanço,  $S_a$ , o que contribuiria para a formação de um perfil tipo rosca mais pronunciado.

O crescimento inicial súbito de  $R_p$  para valores equivalentes aos 25  $\mu\text{m}$  obtidos na curva de perfilamento moderado pode ser explicado pela rápida remoção de ligante, facilitada pela quase total ausência de grãos abrasivos. Na medida em que os níveis mais profundos da camada abrasiva (com grãos intactos - conforme mostra a figura 6.9) começam a ser atingidos pela pedra de afiação, verifica-se um aumento mais suave de  $R_p$ , acompanhando, a partir daí, aproximadamente a mesma evolução da curva de perfilamento moderado.

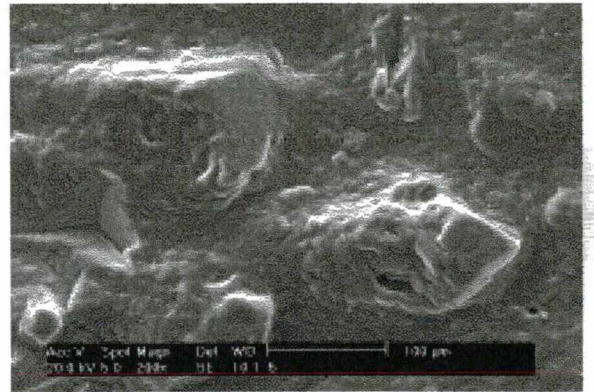
Uma provável explicação para as maiores rugosidades obtidas nos ensaios com o rebolo perfilado severamente pode basear-se no fato de que os grãos disponíveis estavam de início totalmente embutidos no ligante e, portanto, preservados do efeito de lascamentos por ação do rolo dressador. A afiação, nestes casos, traz à superfície grãos íntegros e, portanto, mais pontiagudos e com menor densidade de gumes cinemáticos.

As figuras 6.10, 6.11, 6.13 e 6.14 mostram as condições topográficas correspondentes ao rebolo perfilado em duas condições distintas, afiado com  $V_{sb}^2 = 1250$  e  $3750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , respectivamente, e não ensaiado ( $V_w^2 = 0$ ).

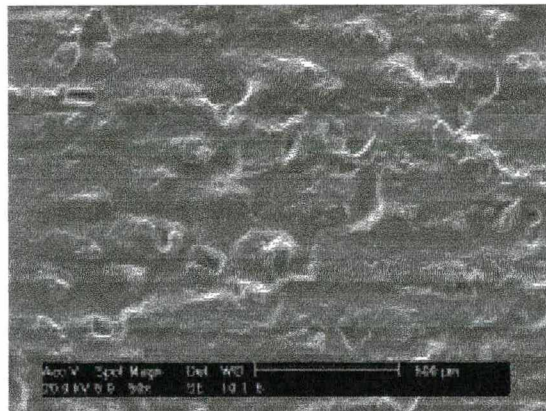




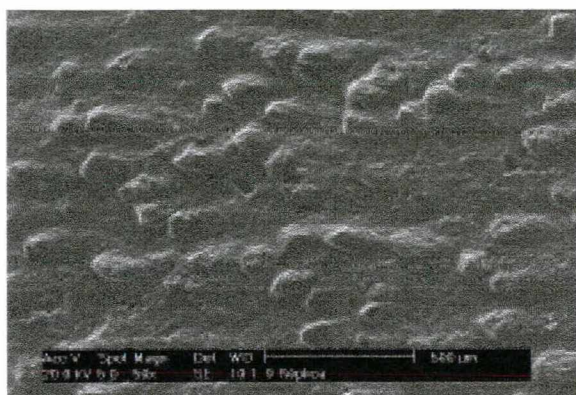
**Figura 6.10** - Rebolo com perfilamento severo,  
 $= 1250 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  $V'_w = 0$  (50 x)



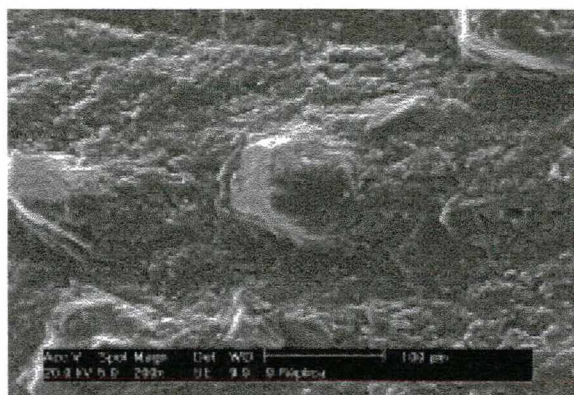
**Figura 6.11** - Detalhe da figura 6.10  $V'_{sb}$   
 (200 x)



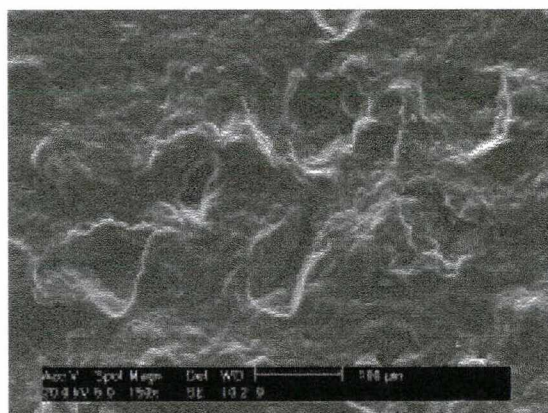
**Figura 6.12** - Rebolo com perfilamento severo,  $V'_{sb} = 1250 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  $V'_w = 5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , (50 x)



**Figura 6.13** - Rebolo com perfilamento moderado,  $V'_{sb} = 3750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  $V'_w = 0$  (50x)



**Figura 6.14** - Detalhe da figura 6.13 (200 x)



**Figura 6.15** - Rebolo com perfilamento moderado,  $V'_{sb} = 3750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  $V'_w = 5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (150 x)

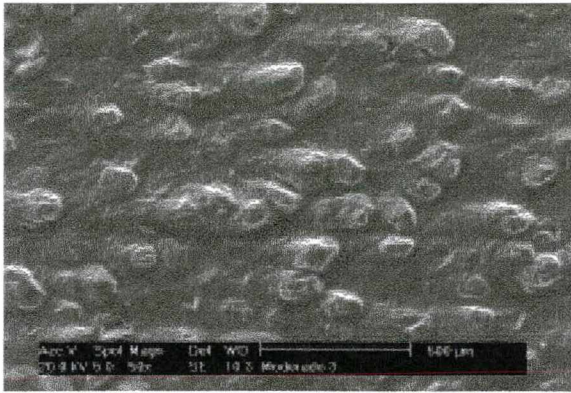
Nas amostras ensaiadas com  $V'_w = 5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  não foi possível distinguir-se claramente uma fronteira entre a região efetivamente utilizada nos ensaios e a faixa de 3 mm preservada do desgaste para servir como referência. Na região efetivamente ensaiada, entretanto, foram observados sinais de arrancamento mais pronunciados (figuras 6.12 e 6.15), o que explica os aumentos da rugosidade a partir de um certo volume usinado (redução da capacidade de corte do rebolo). Isto se verifica mesmo naquelas condições com resultados inicialmente mais satisfatórios, e reafirma a hipótese de utilização do rebolo além de sua capacidade.

Nas superfícies preservadas são também visíveis a protusão dos grãos e as “caudas de cometa”. Recebem esta denominação as porções de ligante localizadas de um mesmo lado dos grãos abrasivos e não removidas pela afiação devido à dureza relativa entre os materiais envolvidos. No processo a pedra de afiação remove o ligante mas é, por sua vez, removida quando encontra os grãos de CBN. Tal efeito contribui para o ancoramento mecânico dos grãos e explica porque a ferramenta, uma vez dressada, deve ser utilizada apenas num sentido de rotação. Nas figuras com ampliação de 50 vezes este efeito pode ser melhor observado.

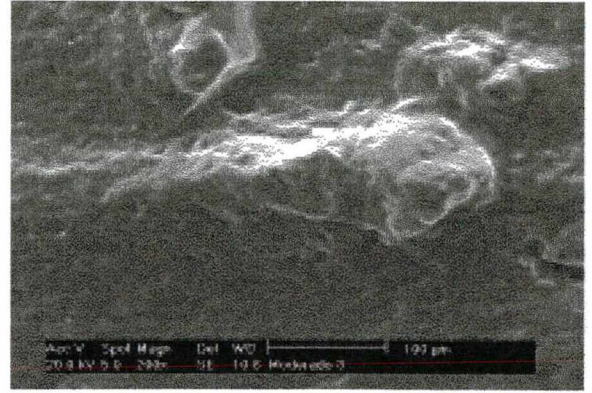
Nas figuras 6.10 e 6.11, os grãos apresentam uma protusão muito próxima à observada nas figuras 6.13 e 6.14, o que indica condições topográficas equivalentes mesmo com graus de afiação diferentes.

Nas figuras 6.16, 6.17, 6.18 e 6.19 apresentam-se as duas condições de perfilamento estudadas neste trabalho, ambas com volume de afiação  $V'_{sb} = 7500 \text{ mm}^3/\text{mm}$  e sem usinagem posterior. Reportando-se à figura 6.5 e considerando-se a dispersão das medições, percebe-se que os valores de  $R_p$  tendem a convergir e que a protusão observada nas figuras confirma tal fato. Quanto as diferentes intensidades de desgaste dos grãos por lascamentos e de remoção de ligante, mais evidenciados em fotografias anteriores, não parece razoável afirmar que o mesmo aconteça nestes casos.

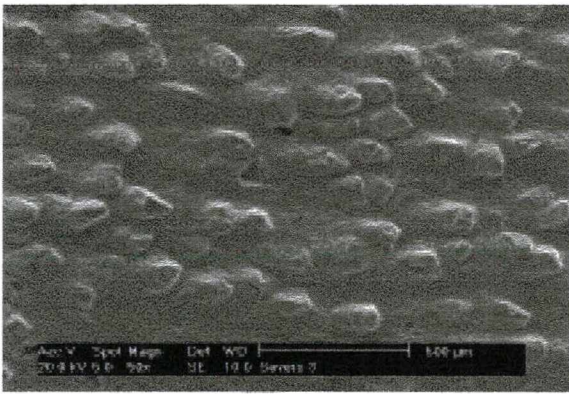
Verifica-se, portanto, que assim como ocorre para os valores de  $R_p$ , o estado topográfico do rebolo tende para condições equivalentes conforme o aumento do grau de afiação, independentemente do tipo de perfilamento utilizado.



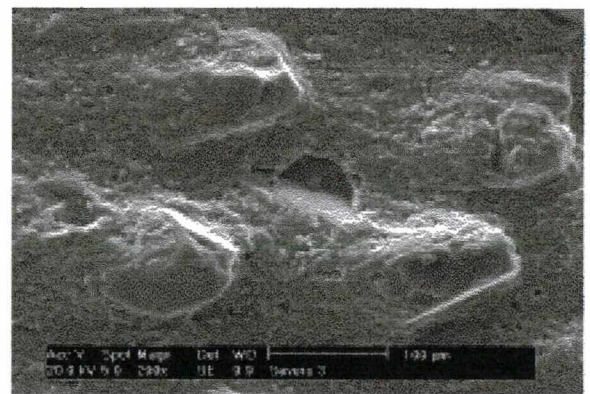
**Figura 6.16** - Rebolo com perfilamento moderado,  $V_{sb}^* = 7500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  $V_w^* = 0$



**Figura 6.17** - Detalhe da figura 6.16 (200 x)



**Figura 6.18** - Rebolo com perfilamento severo,  $V_{sb}^* = 7500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  $V_w^* = 0$



**Figura 6.19** - Detalhe da figura 6.18 (200 x)

Os experimentos da fase de perfilamento e afiação da ferramenta mostram que, mesmo sob condições de super-utilização, o rebolo produziu resultados diferenciados, indicando que a sua condição topográfica inicial é significativa para o desempenho do processo.

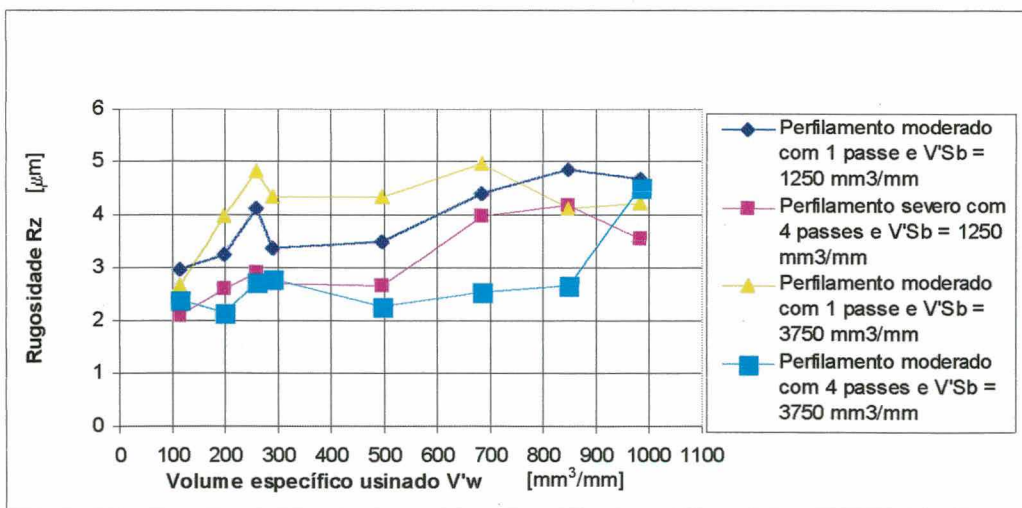
Tal conclusão é confirmada pelos valores estáveis de rugosidade obtidos para valores de  $V_w^*$  até cerca de  $4000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , ponto a partir do qual, em média, ocorre um crescimento generalizado da mesma, indicando que o rebolo não mais dispõe de gumes cinemáticos suficientes por efeito do arrancamento de grãos. Cabe salientar que mesmo nos casos em que uma protusão de cerca de  $30 \text{ µm}$  foi obtida, garantindo um armazenamento eficaz dos cavacos produzidos [13,36], os esforços mecânicos causados pelas altas taxas de remoção utilizadas causaram o desalojamento de grãos e decididamente comprometeram a qualidade superficial da superfície usinada.

### 6.1.4 Ensaios complementares sobre o número de passes no perfilamento

Realizaram-se, a seguir, ensaios para verificar a influência sobre a rugosidade  $R_z$  do número de passagens (passes) do rolo perfilador sobre o rebolo. Tal interesse surgiu a partir da informação de que este é utilizado na firma Robert Bosch do Brasil Ltda para o perfilamento dos rebolos de CBN com apenas um passe. Para tanto, esta foi reduzida, das seis utilizadas nos ensaios iniciais, para quatro e uma.

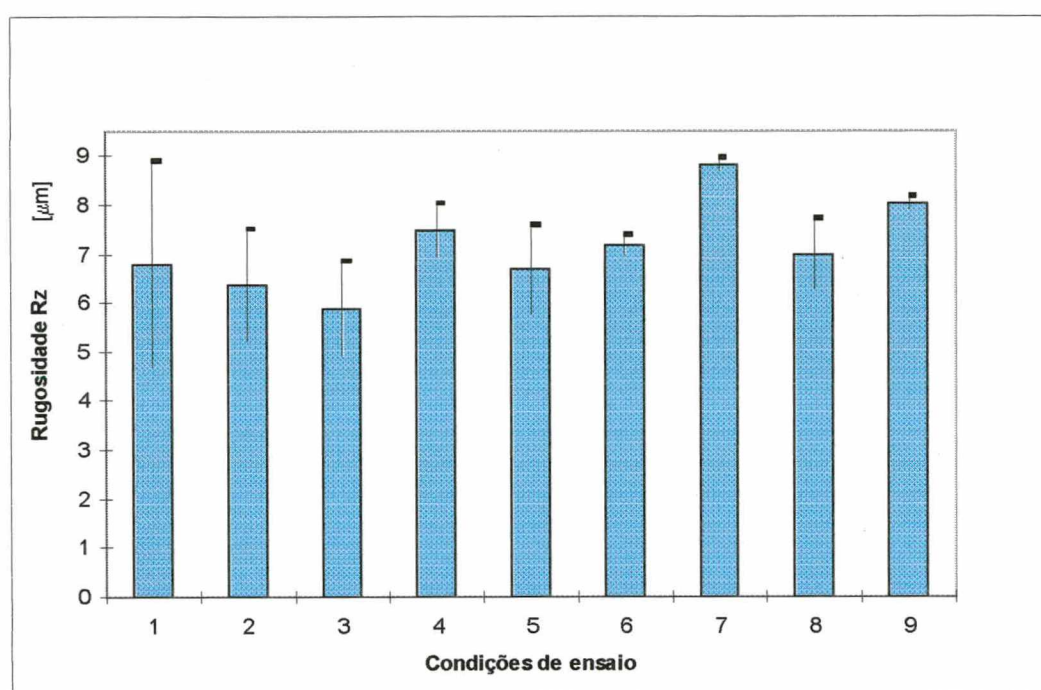
O rebolo foi reparado em três condições: perfilamento moderado +  $V'_{sb} = 1250$  e  $3750$   $\text{mm}^3/\text{mm}$  e perfilamento severo +  $V'_{sb} = 1250$   $\text{mm}^3/\text{mm}$ . A quantidade de condições estudadas foi limitada de forma a poupar a camada de material abrasivo no rebolo e os parâmetros de usinagem dos corpos de prova foram mantidos conforme os ensaios anteriores.

Apesar da clara vantagem da diminuição do tempo de perfilamento do rebolo, observou-se como desvantagens o aumento do batimento do rebolo - 3 a 5  $\mu\text{m}$  para seis passagens e 7 a 12  $\mu\text{m}$  para quatro e uma passagens - e a obtenção de elevados valores de  $R_z$  nas peças usinadas (figura 6.20) para três das quatro condições testadas. Tais resultados de batimento estão coerentes com o fato de que uma taxa de recobrimento,  $U = v_{fad}/b_s$  [48] maior implica numa remoção menos eficiente do ligante.



**Figura 6.20** - Ensaios para a avaliação da influência do número de passes no perfilamento

A partir dos resultados apresentados, pode-se considerar que a condição perfilamento moderado com quatro passes do rolo + 3750 mm<sup>3</sup>/mm de volume de afiação seria uma alternativa econômica para o processo uma vez que cada passe consome cerca de 3 minutos. Para confirmar tais informações, o rebolo foi novamente perfilado nestas condições e foram realizados ensaios correspondentes à etapa seguinte (estudo das variáveis de processo), desta vez com redução de  $Q'_w$ , como será comentado em 6.2. Foram tomadas as variáveis  $v_s$  e  $t_a$  em três níveis cada: 40, 50 e 60 m/s e 1,3 e 6 s, respectivamente. Os resultados são apresentados na figura 6.21 e as nove observações correspondem as combinações : 40/1,3 e 6; 50/1,3 e 6 e 60/1,3 e 6, nesta ordem.



**Figura 6.21** - Valores de  $R_z$  obtidos para o rebolo perfilado com quatro passes/ $a_e$

Obs:  $\sigma$  (DM = 66,6 %)

Como pode ser observado, os resultados da figura 6.8 não se repetiram, ficando os novos valores de rugosidade cerca de 100% superiores. Tal fato remonta aos ensaios com taxas de remoção,  $Q'_w$ , elevadas e após um certo volume usinado, o que leva a supor-se que um alto nível de arrancamento de grãos tenha sido a causa mais provável.

Como foram feitas três replicações por condição nestes ensaios, e portanto tais resultados são representativos do estado do rebolo, dois fatores devem ser levados em consideração para explicar tal fato:

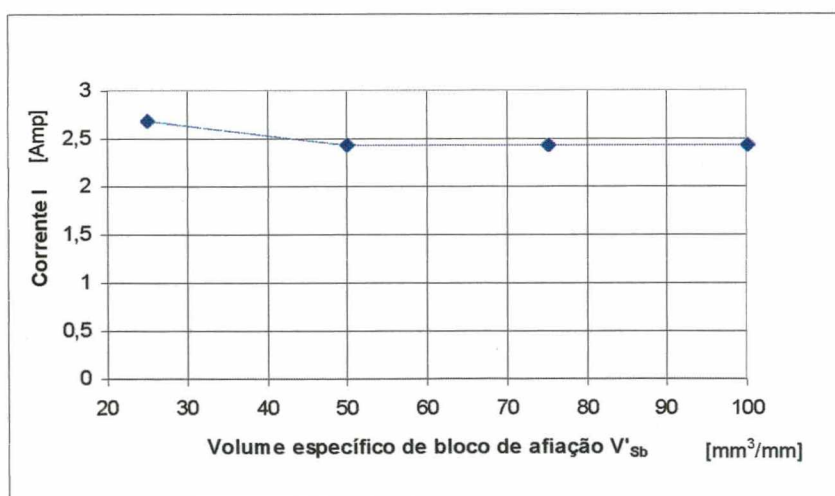
- Os valores de rugosidade apresentados na figura 6.27 estão coerentes com os demais obtidos em outros ensaios;

- O método de preparo do rebolo com variação do número de passes apresentou boa repetitividade entre uma condição e outra.

A partir deste raciocínio pode-se dizer que as condições de preparo do rebolo geradoras dos resultados da figura 6.9 foram particularmente atípicas.

### 6.1.5 Resultados do monitoramento da corrente elétrica durante a afiação

Visando obter-se informações adicionais sobre esta etapa dos experimentos, monitorou-se também a corrente elétrica máxima no motor principal da retificadora durante os ensaios de afiação. O objetivo foi o de investigar se há influência significativa da topografia do rebolo em relação às forças atuantes sobre o mesmo durante a afiação, na condição de rebolo somente perfilado (cego). As figuras 6.22 a 6.28 apresentam os valores obtidos ao longo do processo para diferentes graus de afiação  $V'_{sb}$ , sendo cada ponto das curvas correspondente a um comprimento de 25 mm de pedra de afiação. Tal procedimento foi proposital e visou minimizar eventuais efeitos de “stick-slip” já observados em [23], procurando assim, garantir uma velocidade de mergulho estável do dispositivo pneumático.



**Figura 6.22** - Corrente elétrica no motor principal durante a afiação do rebolo perfilado com um passe por profundidade de avanço

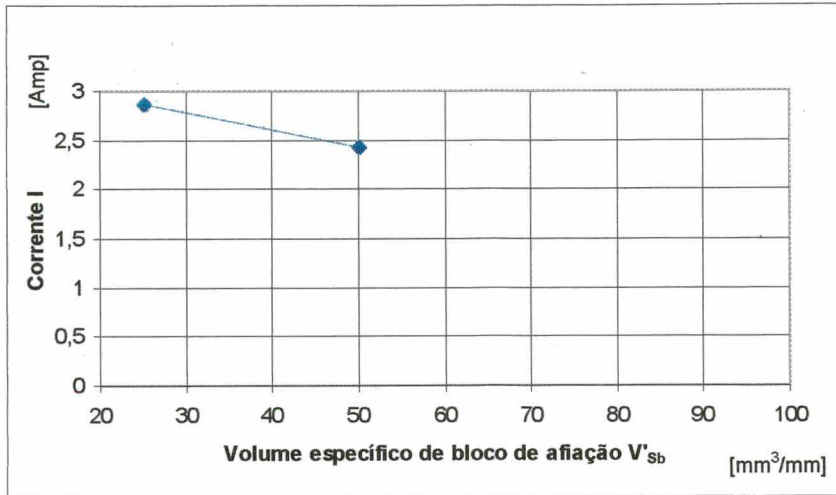


Figura 6.23 - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço

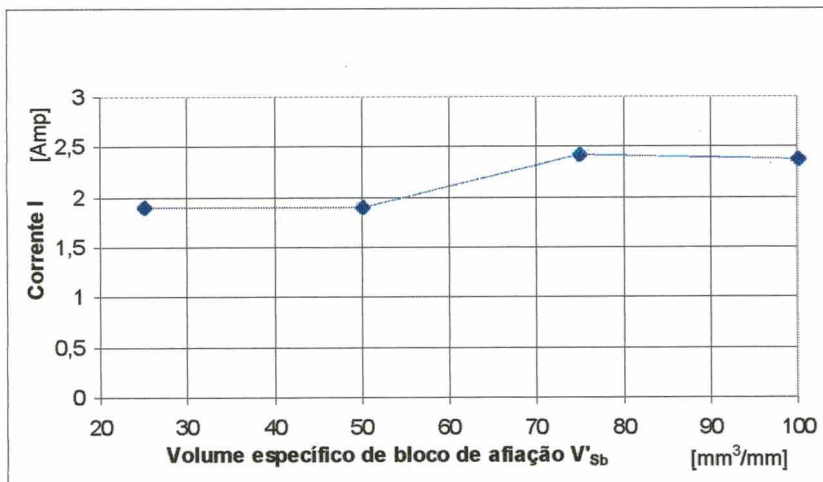
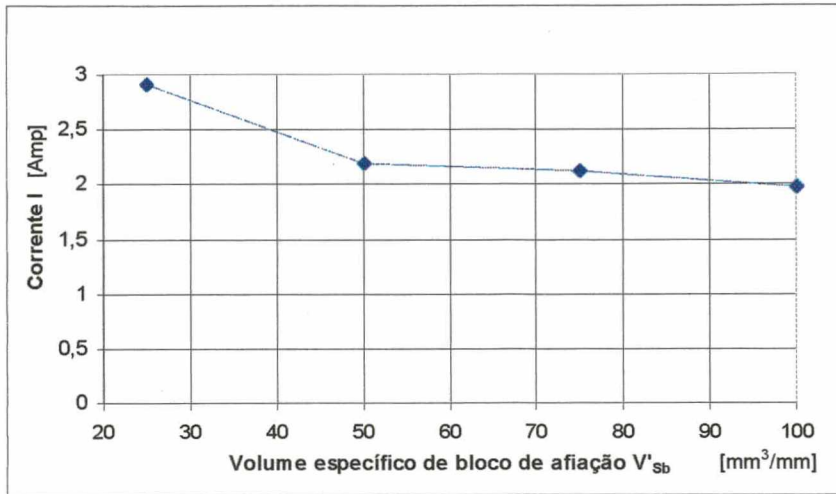
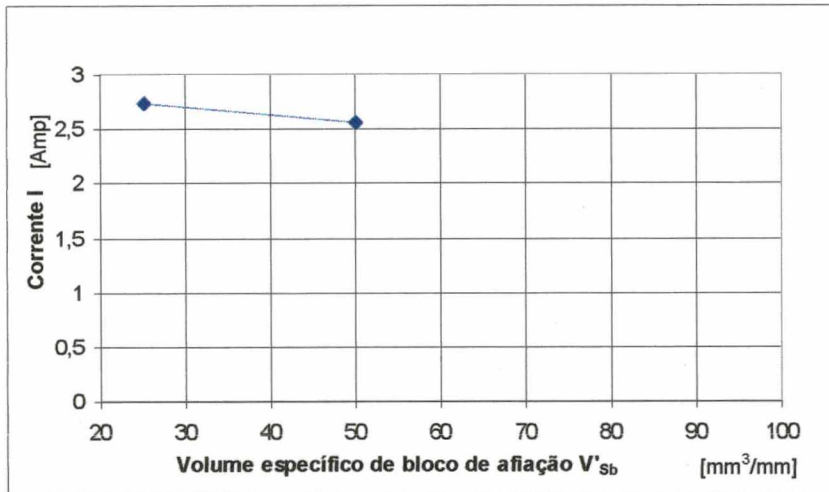


Figura 6.24 - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço

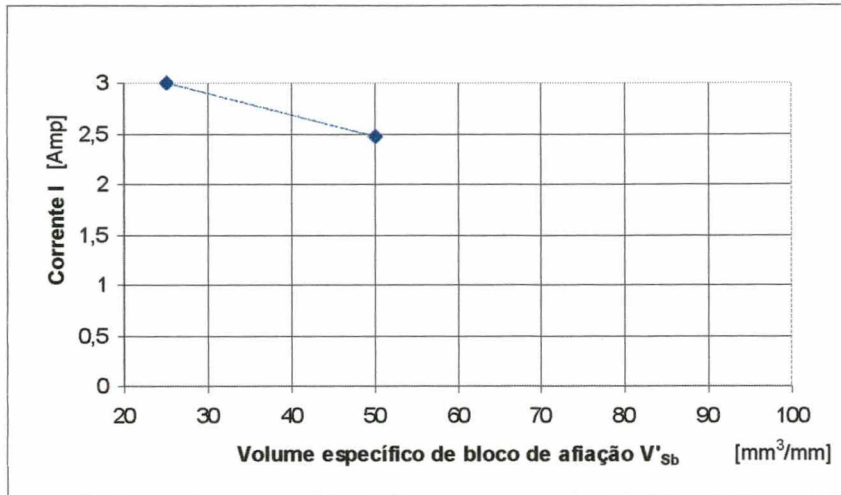




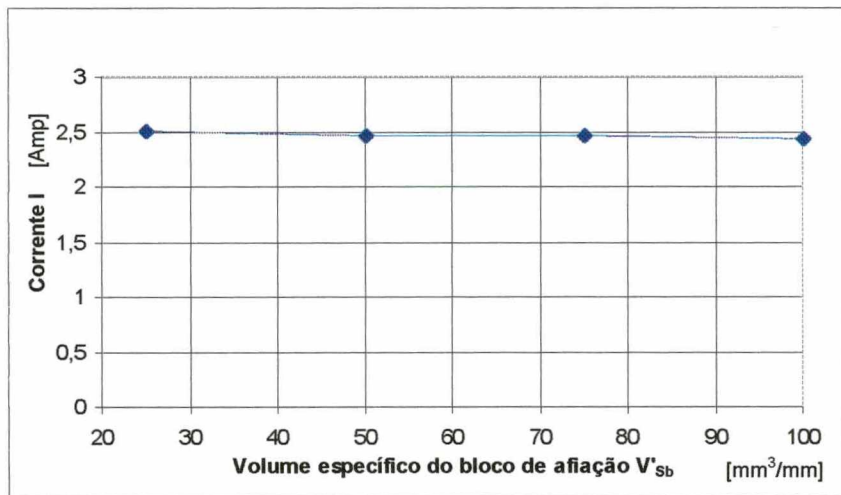
**Figura 6.25** - Rebolo perfilado com seis passes por profundidade de avanço



**Figura 6.26** - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço



**Figura 6.27** - Rebolo perfilado com quatro passes por profundidade de avanço



**Figura 6.28** - Corrente elétrica no motor principal para o rebolo perfilado com um passe por profundidade de avanço

Os resultados apresentados confirmam que há uma perceptível resistência inicial da superfície do rebolo perfilado à penetração da pedra de afiação, efeito este causado pelo fato de ainda haver pouco contato entre os grãos de CBN e os de corindum, ocorrendo a abrasão pura do ligante. Como pode ser observado esta diferença oscila entre valores de cerca de 0,2 a 0,8 Ampères.

O processo também atinge uma fase de estabilização correspondente à fase em que os grãos de CBN efetivamente participam do processo desgastando o corindum. Esta fase é visível nos gráficos através dos patamares situados a aproximadamente 2 Ampères.

### 6.1.6 Conclusões sobre os ensaios de condicionamento

Os melhores resultados nesta fase dos experimentos correspondem, portanto, às condições de perfilamento discordante moderado com seis passes +  $V'_{sb} = 2500, 3750$  e  $5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  e perfilamento severo com seis passes +  $V'_{sb} = 1250 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .

Levando-se em consideração o fator econômico em relação ao maior desgaste imposto ao rolo perfilador pelo perfilamento severo tomou-se, conclusivamente, como melhor resultado desta fase o perfilamento discordante moderado com seis passes por profundidade de corte e um valor de  $V'_{sb}$  correspondente a  $5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  para a afiação, valor a partir do qual tem-se maior garantia de que a protusão-alvo tenha sido alcançada (figura 6.5).

Cabe lembrar que a prerrogativa de executar-se o perfilamento de modo mais econômico (menor número de passes) não deve ser descartada, uma vez que os resultados obtidos demonstram fortes indícios nesta direção.

## 6.2 Resultados dos ensaios sobre a influência das variáveis de processo

Em função dos elevados valores obtidos para  $R_z$  e das informações fornecidas pelo fabricante do rebolo, foram adotadas para esta etapa taxas de remoção mais baixas ( $Q'_w = 3,0$  a  $4,6 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$ ). Estes valores foram reduzidos pela aplicação de menores velocidades de mergulho em desbaste.

Utilizando novamente o critério do valor limite da espessura equivalente de cavaco,  $h_{eq}$ , e substituindo os valores de  $v_{fd} = 3,7 \text{ mm/min}$ ,  $U_w = 240 \text{ rpm}$ ,  $v_s = 60 \text{ m/s}$  e  $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ , chega-se a  $h_{eq} = 0,077 \text{ }\mu\text{m}$ . Ou seja, as condições a serem testadas ainda não são as mais apropriadas para o rebolo; estariam, entretanto, mais próximas do recomendado que as anteriormente utilizadas.

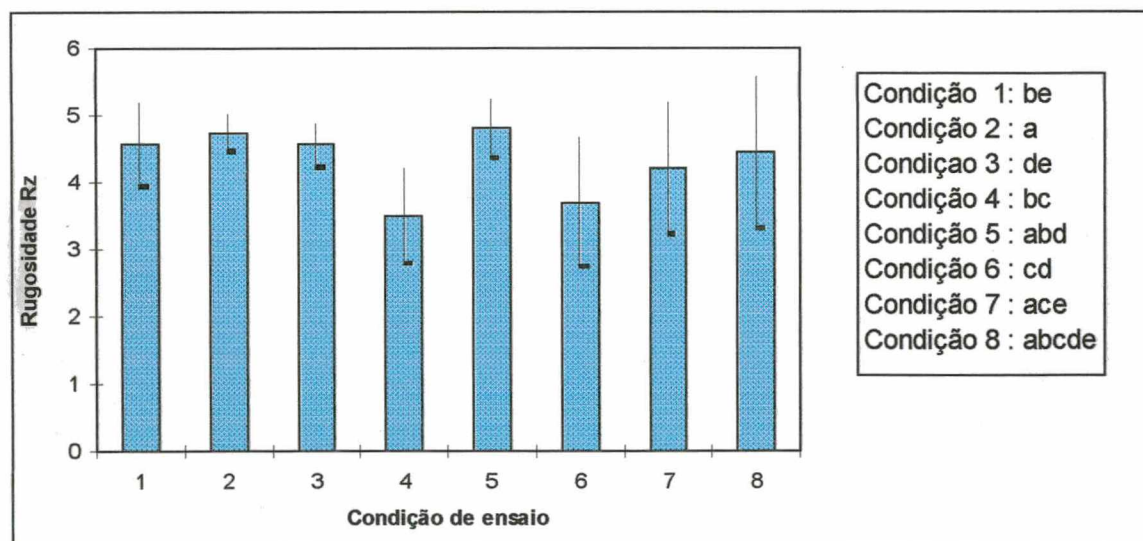
A tabela 7 apresenta os novos valores adotados.

TABELA 7

Variáveis de processo tomadas em 2 níveis cada			
Velocidade do rebolo ( $v_s$ )	50	60 m/s	[a]
Velocidade de avanço em desbaste ( $v_{fd}$ ) $\checkmark$	2,4 mm/min	3,7 mm/min	[b]
Tempos de fim de faiscamento ( $t_a$ )	1,5 s	3,0 s	[c]
Velocidade de avanço em acabamento ( $v_{fa}$ ) $\checkmark$	0,5 mm/min	0,7 mm/min	[d]
Velocidade da peça ( $v_w$ )	0,2 m/s	0,4 m/s	[e]

[ ] - representação da variável utilizada no método estatístico

No ANEXO I está descrito detalhadamente todo o procedimento utilizado para o tratamento estatístico (Análise de Variância - ANOVA [50]) dos valores medidos de rugosidade, os quais por sua vez, estão apresentados, à título de melhor clareza, no gráfico da figura 6.29.



**Figura 6.29** - Valores obtidos de  $R_z$  para os ensaios do fatorial fracionado

Condições de ensaio mostradas na legenda conforme tabela 6.

Os resultados mostrados no ANEXO I apontam as variáveis  $v_s$  e  $t_a$  como as mais significativas para o processo.

Isto porque, utilizando-se o teste  $f$  para comparação entre várias médias, e considerando-se o valor de  $F_{0,05;1;40} = 4,08$  [50] como o valor mínimo para admitir-se como falsa a hipótese nula (ANOVA), estas variáveis levaram aos índices  $F_0 = 14,8$  e  $33$ , respectivamente.

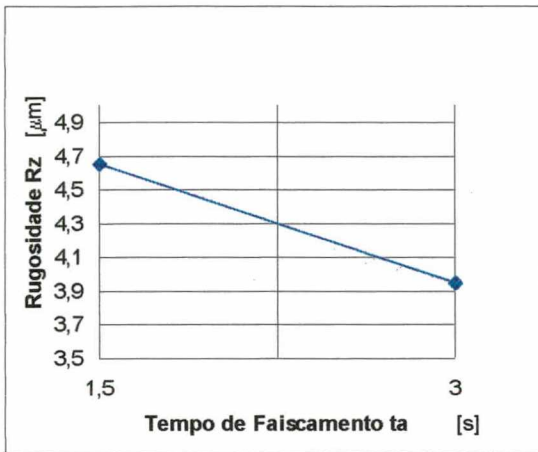
Em outras palavras, há uma possibilidade de erro de 5% ao afirmar-se que a velocidade de corte e o tempo de fim de faiscamento têm influência significativa sobre a rugosidade produzida nas peças. Por isto, a hipótese nula - considerar os valores médios de  $R_z$  em função da variação de  $v_s$  e  $t_a$  como sendo iguais - é considerada falsa. Os valores de  $F_0$  para as demais variáveis estão muito próximos (4,46) ou abaixo de 4,08. Daí serem as mesmas consideradas como não significativas para o resultado do processo.

O estudo das interações de 1ª ordem, ou seja, do efeito das interações entre as variáveis consideradas duas a duas, destaca duas condições:

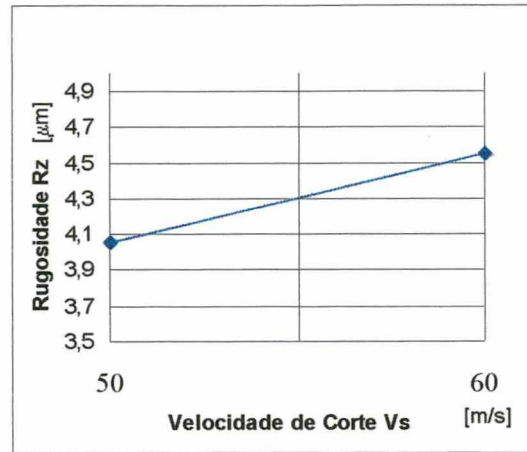
- Velocidade de desbaste,  $v_{fd}$ , + tempo de fim de faiscamento,  $t_a$ ,  $F_0 = 176$ ;
- Velocidade de acabamento,  $v_{fa}$ , + tempo de fim de faiscamento,  $t_a$ ,  $F_0 = 127$ .

Percebe-se novamente que o tempo de fim de faiscamento é uma variável significativa para a otimização da rugosidade, e que estes resultados sugerem que mais ensaios sejam realizados para confirmar as tendências apresentadas. Tal nível de detalhamento fica, entretanto, como sugestão para futuros trabalhos.

Tomaram-se, a seguir, os valores médios de rugosidade correspondentes a todos os ensaios realizados com  $v_s = 50$  e  $60$  m/s, e do mesmo modo para  $t_a = 1,5$  e  $3$  segundos. Os resultados são mostrados nas figuras 6.30 e 6.31.



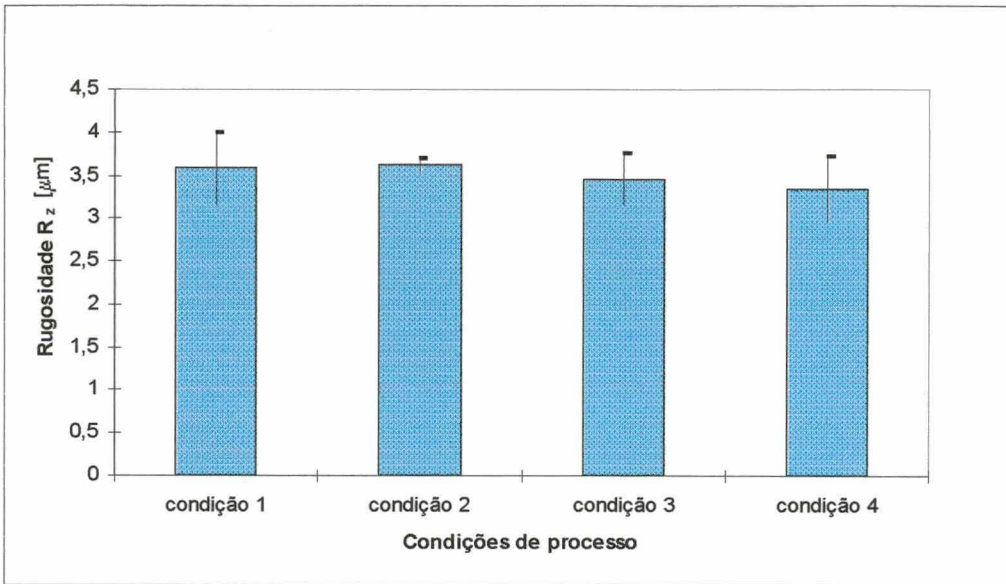
**Figura 6.30** - Comportamento médio de  $R_z$  em função do tempo de flocamento,  $t_a$



**Figura 6.31** - Comportamento médio de  $R_z$  em função da velocidade de corte,  $v_s$

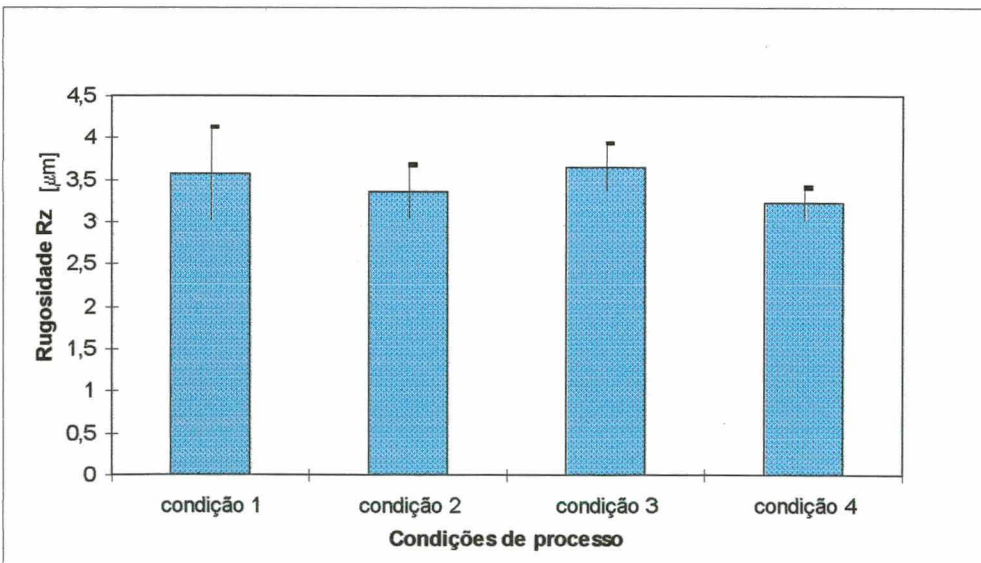
O objetivo deste procedimento foi identificar os pontos de mínimo destas curvas e investigar o comportamento de  $R_z$  nestas vizinhanças, verificando se os valores de  $R_z$  poderiam ainda ser reduzidos através da escolha apropriada de  $v_s$  e  $t_a$ . Para tanto foram realizados ensaios variando-se apenas  $v_s$  e  $t_a$  nos intervalos [40-45 m/s] e [3-5 s], respectivamente. Para estes ensaios foi utilizada uma profundidade de mergulho de 0,10 mm no raio dos cps, diferentemente dos 0,40 mm utilizados nos ensaios anteriores. Tal procedimento teve por objetivo reproduzir as condições de usinagem, à nível de volume usinado específico,  $V'_w$ , tais quais são utilizadas pela firma Robert Bosch para a usinagem dos pistões. Cabe lembrar que, tais condições, são certamente mais conservativas em relação ao desgaste do rebolo e além disto fornecem informações acerca dos resultados que seriam obtidos através do uso do rebolo testado no processo real.

As quatro combinações resultantes (condição 1:40-3, condição 2:40-5, condição 3:45-3 e condição 4: 45-5) estão mostradas na figura 6.32.



**Figura 6.32** - Testes complementares para verificar o comportamento de  $R_z$  com valores de  $v_s = 40 - 45$  m/s e  $t_a = 3 - 5$  s

A figura 6.33 mostra resultados que reproduzem as mesmas condições apresentadas na figura 6.32 mas com a supressão da fase de acabamento. Tal resultado mostra que o tempo principal do processo pode ser ainda diminuído sem prejuízo para a qualidade superficial das peças. Seria aconselhável, além disto, testarem-se, igualmente, a circularidade e a integridade das mesmas, além de realizarem-se ensaios adicionais para confirmar-se tal vantagem.



**Figura 6.33** - Ensaios realizados sem a etapa de acabamento

Os experimentos apontam, portanto, para uma rugosidade  $R_z$  de  $3,5 \mu\text{m}$  com dispersão de cerca de  $\pm 0,5 \mu\text{m}$ , conforme a figura 6.32. Os parâmetros de processo que conduzem a estes resultados são:

- Velocidade de corte =  $45 \text{ m/s}$ ;
- Tempo de fim de faiscamento =  $5 \text{ s}$ ;
- Velocidade de mergulho em desbaste =  $3,7 \text{ mm/min}$ ;
- Velocidade de mergulho em acabamento =  $0,7 \text{ mm/min}$ ;
- Velocidade periférica da peça =  $0,30 \text{ m/s}$ .

É interessante observar-se, portanto, que o tempo principal de processo foi aumentado não apenas pela redução da taxa de retificação  $Q'_w$ , mas por um tempo de fim de faiscamento sensivelmente maior ( $5\text{s}$ ) em relação ao original utilizado na linha de produção da firma Robert Bosch do Brasil Ltda ( $1,5 \text{ s}$ ).

Os valores encontrados para a velocidade de corte demonstram um comportamento já observado em [23], ou seja, que a rugosidade não diminui indistintamente com a elevação desta variável. Há, portanto, intervalos de trabalho para cada rebolo e material usinado que devem ser identificados através de ensaios como aqueles apresentados neste trabalho.

Os resultados obtidos em 6.1 e 6.2 mostram as condições que devem ser empregadas para o condicionamento do rebolo utilizado e para o processo de retificação de forma a produzir-se nas peças de aço 100Cr6 uma rugosidade  $R_z$  de cerca de  $3,5 \mu\text{m}$ , sendo este um valor otimizado.



## CAPÍTULO 7

### CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Os resultados apresentados neste trabalho mostram como o parâmetro  $R_z$  varia nos corpos de prova usinados para diferentes condições de ferramenta e de processo. As rugosidades obtidas variaram no intervalo entre 3 e 4  $\mu\text{m}$ .

Em relação à durabilidade do rebolo, o CBN é reconhecido por sua extrema dureza e condutividade térmica (capítulo 3) e, neste sentido, trabalhos como o de Stuckenholtz [48] apresentam os resultados obtidos com duas diferentes granulometrias: utilizando-se um tamanho de grão B107, uma taxa de remoção  $Q'_w = 9 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$  e uma velocidade de corte  $v_s = 90 \text{ m/s}$ , foi obtido  $R_z = 4 \mu\text{m}$ ; enquanto com tamanho de grão B91, processo de alto desempenho e  $v_s = 120 \text{ m/s}$ , foi obtida um valor para a relação  $G$  de cerca de 1900. O valor de rugosidade está coerente com aqueles obtidos neste trabalho com tamanho de grão equivalente.

A relação  $G$  apresentada em [48], por sua vez, dá indícios de que poderia ser esperado um valor, diga-se, pelo menos três vezes maior através da redução da taxa de remoção para o valor utilizado neste trabalho:  $Q'_w = 2 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$ . Tomando-se um valor de 2000 para o parâmetro  $G$ , portanto bastante conservativo, chegar-se-ia, através de cálculos simples a, no mínimo, 125 corpos de prova/dressamento do rebolo.

Traduzindo para quantidade de pistões, seriam usinados o equivalente a 4.400 unidades por condicionamento. Levando-se em consideração a espessura do rebolo de 4 mm, uma profundidade de perfilamento de 20  $\mu\text{m}$  por condicionamento e um desgaste radial de cerca de 5  $\mu\text{m}$  entre condicionamentos, o resultado seria de aproximadamente 700.000 pistões por rebolo, com 160 condicionamentos intercalados. O volume específico usinado nos ensaios do item 6.1 equivale a 880 pistões ( $5000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ). Com base nestas informações e no tempo útil para finalização deste trabalho, não foram realizados ensaios de durabilidade com o rebolo. Seria necessária uma maior quantidade de ensaios para determinar-se com maior segurança os números citados no parágrafo anterior, haja vista, serem valores calculados para condições críticas de remoção [51].

Assim sendo, pode-se afirmar que o rebolo utilizado atende e inclusive supera a demanda diária (quantidade de peças/dia) da firma Robert Bosch do Brasil Ltda, mesmo com um tempo por peça maior.

Nesta empresa um rebolo de óxido de alumínio produz cerca de 160.000 pistões em lotes de 40 peças/dressamento, sendo, portanto, necessárias 4000 interrupções para acondicionamento do mesmo. Cada interrupção significa 10 minutos de tempo de preparo de ferramenta, o que corresponde a 40.000 minutos ou 666 horas de preparo/rebolo. A produtividade obtida com este rebolo corresponde a 100 pistões/27 minutos, logo são necessários 43.243 minutos para usinar-se o total acima. Acrescentando-se o tempo de preparo da ferramenta chega-se a 1.386 horas-máquina/160.000 unidades, a um custo de R\$ 280,00/rebolo.

No caso do CBN, tomando-se uma relação G três vezes maior que a obtida com a retificação de alto desempenho apresentada em [51], obtêm-se cerca de 2.600.000 pistões/rebolo. O tempo de desbaste/pistão, sendo o dobro daquele praticado na linha de produção (4,5 s) em função da necessária redução da taxa de remoção para o rebolo utilizado, passa a ser de 9 s, o que significa que o tempo total por ciclo deve ser diminuído daquele tempo e acrescentado deste, além do acréscimo de 3,5 s no tempo de fim de faiscamento. O novo tempo por ciclo passa a ser de 24 s, contra 15 s do tradicional. Assim, em 1 hora produzem-se cerca de 160 unidades. O tempo de máquina para as mesmas 160.000 peças aumenta para 1.066 horas de usinagem.

Quanto ao tempo de preparo da ferramenta, para o perfilamento com seis passes tem-se 1,3 minutos para o posicionamento do carro porta-rebolo e aproximação rolo/rebolo, e 20 minutos para o processo em si, totalizando 22 minutos. A afiação com o dispositivo instalado em uma posição fixa na máquina demanda 2 minutos incluindo a troca de pedra de afiação.

Chega-se, portanto, a um tempo de preparo sensivelmente maior para o CBN, em torno de 25 minutos/condicionamento. Assim sendo, um rebolo demandará cerca de 67 horas para 160 condicionamentos durante a sua utilização, e demandará 17.333 horas de usinagem/2.600.000 pistões, o que corresponde a um total de 17.400 horas (tempo principal + secundário) ao custo de R\$ 7.200,00/rebolo.

**Resumindo:** - Com o óxido de alumínio: 115 pistões/hora; R\$ 0,00175/peça.rebolo

- Com o CBN: 149 pistões/hora; R\$ 0,0027/peça.rebolo

Observando-se que o intervalo entre condicionamentos pode ser ainda menor, mas que o custo do rebolo com largura compatível à dos pistões será necessariamente superior, é possível que, no balanço final entre um fator e outro, haja uma vantagem econômica.

#### **Como sugestões para futuros trabalhos:**

- Confirmar resultados com menor número de passes por profundidade de avanço no perfilamento;
- Confirmar inviabilidade do perfilamento severo;
- Determinar a relação G para o rebolo testado e comparar com dados da literatura;
- Determinar a influência da concentração do rebolo e do tamanho de grão sobre os resultados;
- Investigar a camada termicamente afetada e confirmar dados da literatura [48] sobre a influência do tamanho de grão sobre a espessura da mesma;
- Verificar os erros de circularidade nas peças;
- Investigar a influência da concentração do fluido de corte;
- Adaptar a retificadora para a obtenção de velocidades superiores a 60 m/s e controle do ciclo de desgaste, acabamento e faiscamento para estudar o aproveitamento do calor gerado durante o desgaste para o tratamento térmico “in process”.

## CAPÍTULO 8

### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] **Grinding**, Tool and Manufacturing Engineers Handbook, Machining, Society of Manufacturing Engineers, Dearborn, Michigan, v.1, c.11.[s/d]
- [2] KOENIG, W. **Fertigungsverfahren Band 2: Schleifen, Honen, Läppen**. 1. Auflage  
Düsseldorf: VDI-VERLAG, 1980.
- [3] GU, D. Y., WAGER, J. G. **New Evidence on the Contact Zone in Grinding - Contact Length, Sliding and Cutting Regions**, University of Western Australia. Annals of the CIRP, v. 37, p. 335-338, 1988.
- [4] TÖNSHOFF, H. K., ALTHAUS, P.G., NÖLKE, H.H. **Der Einfluss des Kuehlschmierstoffes auf das Verschleissverhalten**, Universitaet Hannover. Tribologie + Schmierungstechnik, p. 293-298, 1985.
- [5] RAUTH, K. R., VAHLE, H. R. **Synthetic Fluids Solve "Real" CBN Grinding Problems**. Cutting Tool Engineering, p. 38-41, jun.1988.
- [6] JUCHEM, H. O., COOLEY, B. A. **Abrasive Boron Nitride - Reihe erweitert Anwendungsbereiche fuer CBN-Werkzeug**. Abrasive Boron Nitride und seine zunehmenden Anwendungsmoeglichkeiten, Diamant-Information/Metallbearbeitung, p.3-8.[s/d]
- [7] TABESH, A. D. **Important Characteristics of Successful Applications of CBN Production Grinding**. Abrasive Engineering Society, p.68-94, 1990.
- [8] MANAGER, John, M.B. **The Use of Cubic Boron Nitride in the Production Grinding Field (p. 1)**, CBN Development Europe, Norton Abrasives, Aircraft Engineering, p. 20-26, jun. 1989.

- [9] FRANK, H. **Festigkeit von Schleifscheiben mit Diamant - oder Bornitridschleifbelag.** Industrie Diamant Rundschau, p. 197- 207, 1991.
- [10] GLENN, A. J. **Beneficial Compressive Residual Stress through CBN Grinding,** Specialty Materials Business Department, General Electric Company. Carbide and Tool Journal, março/abril, p.4 -10, 1989.
- [11] JUCHEM, H. O., COOLEY, B. A. **Using Vitrified Bond ABN Wheels,** Grinding Metals, Ultrahard Materials in Industry, De Beers Industrial Diamond Division, p. 12-15.
- [12] KÖNIG, Wilfried. **Technologische Voraussetzungen fuer das Hochgeschwindigkeitsschleifen mit Diamant-und CBN-Schleifscheiben.** Industrie Anzeiger, n.46, jun. 1980.
- [13] YONEKURA, M., YOKOGAWA, K. **Effects of Tsukidashiryo of Resinoid Bonded Borazon CBN Wheel on Grinding Performance.** Bull. Japan Soc. of Precision Eng. v. 17, n.2, p.113-118, 1983.
- [14] MEYER, H. R. **Ueber das Abrichten von Diamant- und CBN-Schleifwerkzeugen.** Technische Mitteilungen, , p. 663-672, ago. 1980.
- [15] GE SUPERABRASIVES. **Borazon CBN.** Catálogo do fabricante.[s/d]
- [16] WEGST, C. W. **Stahlschluessel,** Verlag Stahlschluessel Wegst Gmbh, 1983.
- [17] WINTER DO BRASIL, Catálogo de fabricante.[s/d]
- [18] HARRIS, C. M., CREDE, C. E. **Shock and Vibration Handbook,** v. 3, McGraw - Hill Book Company, 1961.
- [19] PUNG, R.C. **Engineering Guide-Lines for Superabrasive Grinding,** Diacraft Inco.

- [20] SALJÉ, E. **Strahlschaerfen fuer CBN- und Diamantschleifscheiben**. VDI, 125, n. 15/16, p. 621 - 623, ago. 1983.
- [21] YASUI, H., NAKAZONO, H., HOSOKAWA, A., KURUSU, M. **A New Efficient Dressing Method of the Resin Bond CBN Wheel**. Int. J. Japan Soc. Prec. Eng. v. 25, n. 2, p. 98-99, jun.1991.
- [22] SCHLEICH, H. **Schaerfen von Bornitridschleifscheiben**. Doktor-Ingenieurs Dissertation, RWTH, Aachen,1982.
- [23] BERTALAN, C. **Retificação com Rebolos de Nitreto de Boro Cúbico em Máquinas-ferramentas Convencionais**. Florianópolis, 1997. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina.
- [24] TAWAKOLI, T. **Technologische Voraussetzungen und theoretische Grundlagen fuer das Hochleistungsschleifen**. Industrie Diamant Rundschau, p. 105-112, fev.1990.
- [25] IMAI, T., SUGITA, K., UNNO, K. **CBN- Konturstatteinsteichschleifen**, Werkstatt und Betrieb, p. 383- 386, 1995.
- [26] WEBSTER, J. A., CUI, C., MINDEK, R. B. **Grinding Fluid Application System Design**, Annals of the CIRP, v. 44, p. 333- 338, 1995.
- [27] WESTKÄMPER, E. **Grinding Assisted by Nd:YAG Lasers**, Institut fuer Werkzeugmaschinen der Technischen Universitaet Braunschweig, Germany. Annals of the CIRP, v.44, jan.1995.
- [28] HOFFMEISTER, H. W., TIMMER, J. H. **Laserkonditionieren von CBN-Schleif-Scheiben**, Industrie Diamant Rundschau, p. 40 - 46, jan. 1997.
- [29] TÖNSHOFF, H. K., FRIEMUTH, T., FRIPAN, M. **Kontakterosives In-Prozess-Schaerfen**, Industrie Diamant Rundschau, p. 57 -61, jan. 1997.

- [30] OHMORI, H., NAKAGAWA, T. **Analysis of Mirror Surface Generation of Hard and Brittle Materials by ELID(Electronic In-Process Dressing) Grinding with Superfine Grain Metallic Bond Wheels**, Annals of the CIRP, p. 287-290, v. 44, jan. 1995.
- [31] OLIVEIRA, J. F. G., CHRISTIAN, S. **Dressing Optimization Approach Using Acoustic Emission**. Sponsored by: Industrial Affiliates of LMA.[s/d]
- [32] INASAKI, I. **A New Preparation Method for Resinoid-Bonded CBN Wheels**, Annals of the CIRP, v.39, p. 317-320, jan.1990.
- [33] TAWAKOLI, T. MAFTON, H., TAVAKKOLI, S. J. **Hochleistungsscheifeln mit touchierten CBN-Schleifscheiben**. Industrie Diamant Rundschau, p. 108-113, fev. 1991.
- [34] WARNECKE, G., SPIEGEL, P. **Abrichten Kunstharzgebundener CBN- und Diamantschleifsscheiben**. Industrie Diamant Rundschau, p. 229-235, 1990.
- [35] SPIEGEL, P. **Kinematisch definiertes Abrichten von CBN-Schleifscheiben**. Industrie Diamant Rundschau, pg. 83-90, 1992.
- [36] YOKOGAWA, K. **Einfluss des Korn-Ueberstands ueber die Bindung auf das Schleifverhaeltnis von CBN-Schleifscheiben mit Kunstharzbindung**, Werkstatt und Betrieb, p. 301-306, 1986.
- [37] RADHASKARIAN, V., RAJMOHAN, B. **On the Possibility of Process Monitoring in Grinding by Spark Intensity Measurements**, Transactions of the ASME, v. 116, p. 124-129, fev. 1994.
- [38] WEBSTER, J. DONG, W.P., LINDSAY, R. **Raw Acoustic Emission Signal Analysis of Grinding Process**, Annals of the CIRP, v. 45, p.335-340, 1996.

- [39] BRINKSMEIER, E., WERNER, F. **Monitoring of Wheel Wear**. Annals of the CIRP, v. 41, p.373-376, 1992.
- [40] BRINKSMEIER, E., BROCKHOFF, T. **Utilization of Grinding Heat as a New Heat Treatment Process**, Annals of the CIRP, v. 45, p. 283-286, 1996.
- [41] INASAKI, I. TÖNSHOFF, H. K., HOWES, T. D. **Abrasive Machining in the Future**, Annals of the CIRP, v. 42, p.723-732, 1993.
- [42] KÖNIG, W., FELERMANN, F. **Schleifen im Ueberschallbereich**, Industrie - Anzeiger, p. 34-38, 1991.
- [43] HOLGER, D. **Umweltvertraegliche Schleifbearbeitung**. Fertigungstechnik, p. 52 - 59, 1996.
- [44] CHIU, N., MALKIN, S. **Computer Simulation for Cylindrical Plunge Grinding**, Annals of the CIRP, v.42, p. 383-387, 1993.
- [45] INASAKI, I. **Grinding Process Simulation Based on the Wheel Topography Measurement**, Annals of the CIRP, v.45, p.347-350, 1996.
- [46] BRINKSMEIER, E., ÇINAR, M. **Characterization of Dressing Processes by Determination of the Colision Number of the Abrasive Grits**, Annals of the CIRP, v.44, p. 299-304, 1995.
- [47] BRINKSMEIER, E. **Schleifen mit Bornitridscheiben beeinflusst Eigenschaften der Randzone funktionsgerecht**, Maschinenmarkt, Wuerzburg, p. 260-262, 1985.
- [48] STUCKENHOLZ, B. **Das Abrichten von CBN-Schleifscheiben mit kleinen Abrichtzustellungen**. Tese de doutorado, 1988.



- [49] DA SILVA, J. C. L. **Retificação Externa do Aço 100Cr6 com Rebolo 38 A120 MVS**.  
Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, maio 1998.
- [50] MONTGOMERY, D. C. **Design and Analisis of Experiments**, John Wiley & Sons,  
Second Edition, 1983.
- [51] OLIVEIRA, J. F. G., BIANCHI, E. C. **G Ratio Optimization of CBN resin Bond Wheels  
by the Grinding Conditions.**[s/d]
- [52] RETIFICADORA FORTUNA, Catálogo de fabricante [s/d].
- [53] Fonte: Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, orientador deste trabalho.
- [54] LEME, S. P. L. **O Dressamento por Toque**, Dissertação de Mestrado em Engenharia  
Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 1999.
- [55] GATES DO BRASIL, catálogo de fabricante.[s/d]
- [56] Fonte: contato com a firma Winter do Brasil.

## ANEXO I

## TABELAS E GRÁFICOS

**CALIBRAÇÃO DAS VELOCIDADES PERIFÉRICAS DO REBOLO  
OBTIDAS COM O CONVERSOR DE FREQUÊNCIAS**

<b>Frequência (Hz)</b>	<b>RPM</b>	<b>Velocidade (m/s)</b>
31,5	716	14,98
42,4	967	20,24
53,5	1202	25,16
60,0	1346	28,17
64,0	1442	30,18
75,1	1679	35,14
85,5	1913	40,04
96,2	2152	45,04
106,4	2383	49,88
128,3	2866	60,00

**CALIBRAÇÃO DAS VELOCIDADES PERIFÉRICAS DO ROLO  
PERFILADOR E DOS CORPOS DE PROVA**

<b>Posição no painel da máquina</b>	<b>RPM</b>	<b>RPM (média)</b>	<b>Velocidade do Rolo Dressador (m/s)</b>	<b>Velocidade do Corpo de Prova (m/s)</b>
63	118-125	121	0,94	0,15
100	170-177	173	1,35	0,21
160	240-242	241	1,89	0,30
315	429-433	431	3,38	0,53
400	526-530	528	4,14	0,66
500	660-665	662	5,19	0,82
630	790-800	795	6,24	0,99
720	815-820	817	6,41	1,02
800	845-853	850	6,67	1,06

Diâmetro do rolo perfilador = 150 mm

Diâmetro do corpo de prova = 24 mm

## CALIBRAÇÃO DA VELOCIDADE DE MERGULHO EM DESBASTE DO CARRO PORTA-REBOLO

Comprimento medido = 0,5 mm

Medição	Posição Válvula da				Tempo de Deslocamento (s)
	2	3	4	5	
1 <sup>o</sup>	26,7	12,6	7,9	4,8	
2 <sup>o</sup>	25,9	12,6	8,6	4,8	
3 <sup>o</sup>	26,6	12,8	7,9	5,0	
4 <sup>o</sup>	26,8	12,9	7,9	4,8	
5 <sup>o</sup>	26,7	12,6	7,9	4,8	
6 <sup>o</sup>	26,5	12,5	7,8	4,8	
7 <sup>o</sup>	26,7	12,5	7,8	4,8	
8 <sup>o</sup>	26,7	12,5	7,8	4,7	
<b>Velocidade (mm/min)</b>	1,13	2,38	3,75	6,24	

## CALIBRAÇÃO DA VELOCIDADE DE MERGULHO EM ACABAMENTO DO CARRO PORTA-REBOLO

Deslocamento medido = 0,05 mm

Posição Leitura	Tempo (s)		
	I	II	II
1 <sup>o</sup>	5,5	4,8	4,1
2 <sup>o</sup>	5,6	4,7	4,1
3 <sup>o</sup>	5,4	4,8	4,1
4 <sup>o</sup>	5,5	4,8	4,1
5 <sup>o</sup>	5,6	4,7	4,0
6 <sup>o</sup>	5,5	4,8	3,9
7 <sup>o</sup>	5,4	4,8	4,0
8 <sup>o</sup>	5,5	4,8	4,0
$v_{fa}$	0,54 mm/min	0,62 mm/min	0,75 mm/min

### TEMPO DE FIM DE FAISCAMENTO

<b>Tempo Nominal (s)</b>	1,5	3,0
<b>Tempos Medidos (s)</b>	1,6	3,0
	1,6	2,8
	1,7	2,9
	1,6	2,9
	1,5	2,9
	1,5	3,0
	1,6	3,0
	1,7	2,9

### VELOCIDADE DE AVANÇO LONGITUDINAL DA MESA PARA O PERFILAMENTO

Deslocamento medido = 50 mm

Posição da válvula controladora na máquina: 1 ( $S_d = 0,16$  mm/rev)

<b>Tempo de deslocamento (s)</b> <b>Esquerda → Direita</b>	<b>Tempo de deslocamento (s)</b> <b>Direita → Esquerda</b>
20,6	16,8
20,9	16,6
20,5	16,8
20,8	16,8
20,4	16,6
20,4	16,7
20,6	16,6
20,4	16,6

Posição da válvula controladora na máquina: 2 ( $S_d = 0,27$  mm/rev)

<b>Tempo de deslocamento (s)</b> <b>Esquerda → Direita</b>	<b>Tempo de deslocamento (s)</b> <b>Direita → Esquerda</b>
12,6	11,1
12,7	11,1
12,4	11,1
12,7	11,1
12,7	10,9
12,6	11,1
12,7	11,0
12,5	10,9

## CALIBRAÇÃO DO DISPOSITIVO DE AFLAÇÃO

Software utilizado no CSA: DISPAF

Pressão (kgf/cm <sup>2</sup> )	Forças Lidas-3 (N)			Média (N)
3,0	187,42	187,05	189,00	187,82
3,1	196,35	215,63	205,70	205,89
3,2	217,13	222,13	221,81	220,36
3,3	227,93	229,28	226,82	228,01
3,4	242,41	240,74	236,63	239,93
3,5	254,63	250,38	254,93	253,31
3,6	258,78	259,83	257,65	258,75
3,7	259,65	264,23	262,98	262,29
3,8	274,60	278,00	272,26	274,95
3,9	283,58	280,16	283,16	282,27
4,0	283,54	286,47	287,33	285,78

**OBS:** Para cada pressão o freio hidráulico “Hidrocheck” foi regulado de forma a obter-se a velocidade de mergulho usada no trabalho ( $v_{fsb} = 3,0$  mm/s),

## CALIBRAÇÃO DA PLATAFORMA PIEZELÉTRICA

A calibração foi feita com massas padrão de até 10 kg, o que corresponde a 60 kg ( $\pm 600$ ) graças ao pêndulo utilizado,

Valor encontrado para sensibilidade da plataforma piezométrica = 3,79 s

Escala ajustada no amplificador = 100 unidades de engenharia/V

Faixa de medição ajustada no CSA = 1000 N

Fator de multiplicação de força do pêndulo = 6

Massa (kg)	Força Teórica na Plataforma (N)	Força Lida no CSA - média de valores - (N)	Erro (%)
1	58,86	59,00	0,2378
2	117,72	117,98	0,2237
3	176,58	176,75	0,0963
4	235,44	235,66	0,0963
5	294,30	294,58	0,0963
6	353,16	353,75	0,1671
7	412,02	412,68	0,1610
8	470,88	471,50	0,1317
9	529,74	530,49	0,2366
10	588,60	590,27	0,2832

## CALIBRAÇÃO DA VAZÃO DA BOMBA:

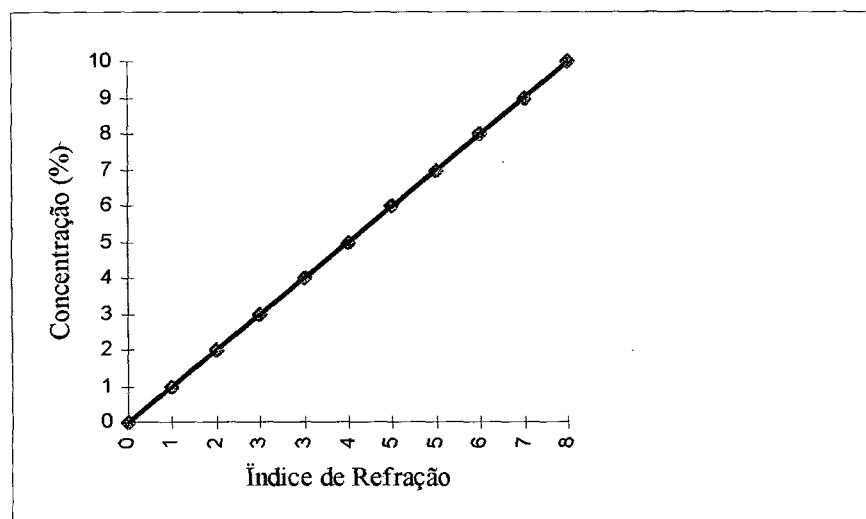
Tubeira para velocidade de saída de 50 m/s

Tempo de medição = 15 s

Área = 11,985 mm<sup>2</sup>

Pressão 1 (kgf/cm <sup>3</sup> )	Pressão 2 (kgf/cm <sup>3</sup> )	Volume medido de fluido (l)	Velocidade do fluido (m/s)
acima de 10	9,5	9,2	51,20

## CURVA DE VERIFICAÇÃO DA CONCENTRAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE



## REPETITIVIDADE DE POSICIONAMENTO DO REBOLO

Leitura	Posição (mm)	Leitura	Posição (mm)	Leitura	Posição (mm)
1 <sup>o</sup>	0,011	8 <sup>o</sup>	0,010	15 <sup>o</sup>	0,010
2 <sup>o</sup>	0,011	9 <sup>o</sup>	0,010	16 <sup>o</sup>	0,010
3 <sup>o</sup>	0,011	10 <sup>o</sup>	0,010	17 <sup>o</sup>	0,010
4 <sup>o</sup>	0,012	11 <sup>o</sup>	0,010	18 <sup>o</sup>	0,010
5 <sup>o</sup>	0,010	12 <sup>o</sup>	0,010	19 <sup>o</sup>	0,011
6 <sup>o</sup>	0,010	13 <sup>o</sup>	0,010	20 <sup>o</sup>	0,010
7 <sup>o</sup>	0,010	14 <sup>o</sup>	0,010	21 <sup>o</sup>	0,011

## REPETITIVIDADE DOS VALORES OBTIDOS PARA A VELOCIDADE DE MERGULHO DO DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO

Comprimento medido = 60 mm

Pressão pneumática = 3,5 kgf/cm<sup>2</sup>

Leitura	Tempo (s)	Leitura	Tempo (s)
1 <sup>o</sup>	21,8	6 <sup>o</sup>	22,6
2 <sup>o</sup>	22,5	7 <sup>o</sup>	22,6
3 <sup>o</sup>	21,0	8 <sup>o</sup>	22,0
4 <sup>o</sup>	21,9	9 <sup>o</sup>	22,1
5 <sup>o</sup>	21,9	10 <sup>o</sup>	22,2

## DESENHO FRACIONADO 2<sup>5-2</sup> COM 5 REPLICAÇÕES

### RESULTADO DAS MEDIÇÕES E TRATAMENTO ESTATÍSTICO (ITEM 6.2)

#### RESULTADOS DAS MEDIÇÕES (referentes a figura 6.29)

Equivalência entre variáveis: a, b, c, d, e  $\equiv$  v<sub>s</sub>, v<sub>fd</sub>, t<sub>a</sub>, v<sub>fa</sub>, v<sub>w</sub>

CONDIÇÃO	VALORES DE Rz (μm) 5 medições	MÉDIA	σ
a:	5,01/ 4,87/ 4,27/ 5,04/ 4,60	4,75	0,28
bc:	2,72/ 3,65/ 2,83/ 4,73/ 3,59	3,50	0,72
de:	4,81/ 4,84/ 3,45/ 5,29/ 4,46	4,57	0,61
abd:	4,46/ 4,65/ 4,38/ 4,92/ 5,62	4,80	0,44
ace:	3,43/ 3,93/ 3,12/ 5,83/ 4,82	4,22	0,98
cd:	3,36/ 3,05/ 2,57/ 5,29/ 4,26	3,70	0,96
abcde:	4,03/ 3,69/ 3,08/ 5,21/ 6,24	4,45	1,13
be:	4,68/ 4,80/ 4,11/ 4,28/ 4,97	4,56	0,33

## ANÁLISE DE VARIÂNCIA APLICADA AOS RESULTADOS APRESENTADOS NO ITEM 6.2

Média geral = 4,32

$$SS_T = \sum \sum (y_{ij}^2 - y_{..}^2 / N)$$

$$y_{ij}^2 = (\text{observação individual})^2 = 778,20$$

$$y_{..}^2 = (\text{total das observações})^2 = (172,94)^2$$

N = número total de observações = 40

$$SS_T = 30,5$$

$$SS_E = SS_T - SS_A - SS_B - SS_C - SS_D - SS_E - SS_{AB} - SS_{AB} - SS_{BC} -$$

$$SS_{CD} - SS_{BE} - SS_{DE} = 30,5 - 2,23 - 0,0028 - 4,95 - 0,14 - 0,67 - 0,60 - 1,18 - 0,85 - 0,19 - 0,095 = 19,6$$

$$MS_E = SS_E / abcde (n - 1) = 8,63 / 2,2,2,2,2 (5 - 1) = 19,6 / 32,4 = 19,6 / 128 = 0,15$$

### EXPRESSÕES PARA DETERMINAÇÃO DAS SOMAS DOS QUADRADOS

$$SS_A = 1/n, 2^{5-2} [a + abd + ace + abcde - de - be - bc - cd]$$

$$SS_B = \text{“} [be + bc + abd + abcde - de - a - cd - ace]$$

$$SS_C = \text{“} [bc + cd + ace + abcde - de - a - be - abd]$$

$$SS_D = \text{“} [de + abd + cd + abcde - a - be - bc - ace]$$

$$SS_E = \text{“} [de + be + ace + abcde - a - bc - abd - cd]$$

### SOMAS DOS QUADRADOS PARA AS VARIÁVEIS PRINCIPAIS E DETERMINAÇÃO DO ÍNDICE F

$$SS_A = 89,49 / 40 = 2,23 = MS_A$$

$$F_0 = MS_A / MS_E = 14,8$$

$$SS_B = 0,115 / 40 = 0,0028 = MS_B$$

$$F_0 = MS_B / MS_E = 0,018$$

$$SS_C = 198,24 / 40 = 4,95 = MS_C$$

$$F_0 = MS_C / MS_E = 33$$

$$SS_D = 5,66 / 40 = 0,14 = MS_D$$

$$F_0 = MS_D / MS_E = 0,93$$

$$SS_E = 27,04 / 40 = 0,67 = MS_E$$

$$F_0 = MS_E / MS_E = 4,46$$



**SOMA DOS QUADRADOS PARA AS INTERAÇÕES DE 1ª ORDEM**

$$SS_{AB} = 24,01 / 40 = 0,60 = MS_{AB}$$

$$F_0 = MS_{AB}/MS_E = 89,5$$

$$SS_{BC} = 47,19 / 40 = 1,18 = MS_{BC}$$

$$F_0 = MS_{BC}/MS_E = 176,1$$

$$SS_{CD} = 34,22 / 20 = 1,71 = MS_{CD}$$

$$F_0 = MS_{CD}/MS_E = 127,6$$

$$SS_{BE} = 7,67 / 20 = 0,38 = MS_{BE}$$

$$F_0 = MS_{BE}/MS_E = 28,3$$

$$SS_{DE} = 3,79 / 20 = 0,19 = MS_{DE}$$

$$F_0 = MS_{DE}/MS_E = 14,1$$

$$F_{0,05; 1; 40} = 4,08$$

a = b = c = d = e = 2 (número de níveis para cada variável)

n (número de replicações) = 5

## LANILHA REFERENTE AO GRÁFICO DA FIGURA 6.28

Condições dos ensaios	Parâmetros de usinagem	Rugosidade Rz ( $\mu\text{m}$ )			média	desvio padrão
		medição 1	medição 2	medição 3		
1	$v_s = 40 \text{ m/s}$ ; $t_a = 1 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	8,05	7,97	4,34	6,79	2,12
2	$v_s = 40 \text{ m/s}$ ; $t_a = 3 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	5,04	6,86	7,18	6,36	1,15
3	$v_s = 40 \text{ m/s}$ ; $t_a = 6 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	6,73	6,14	4,82	5,90	0,98
4	$v_s = 50 \text{ m/s}$ ; $t_a = 1 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	7,18	7,14	8,13	7,50	0,56
5	$v_s = 50 \text{ m/s}$ ; $t_a = 3 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	7,13	7,32	5,61	6,69	0,94
6	$v_s = 50 \text{ m/s}$ ; $t_a = 6 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	7,33	7,31	6,9	7,18	0,24
7	$v_s = 60 \text{ m/s}$ ; $t_a = 1 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	8,99	8,76	8,72	8,82	0,15
8	$v_s = 60 \text{ m/s}$ ; $t_a = 3 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	7,24	7,61	6,17	7,01	0,75
9	$v_s = 60 \text{ m/s}$ ; $t_a = 6 \text{ s}$ ; $v_w = 0,30 \text{ m/s}$ $v_{fd} = 3,70 \text{ mm/min}$ $v_{fa} = 0,75 \text{ mm/min}$	7,98	8,21	7,94	8,04	0,15

## ANEXO II

### EQUIPAMENTOS UTILIZADOS

#### **Dinamômetro piezelétrico**

- Fabricante: Kistler Instrumente AG
- Tipo: 9263 A
- Número de série: 128525

#### **Analisador de sistemas de controle CSA**

- Fabricante: Hewlett Packard
- Modelo: 3563 A

#### **Microcomputador**

- Marca: Express
- Modelo 20253
- Microprocessador: 386SX – 25MHz
- Memória: 8 Mb RAM
- Disco Rígido: 850 Mb

#### **Placa de aquisição de dados**

- Fabricante: SisdataSolda / Labsolda - UFSC
- Modelo: Interdata 3
- Aquisição (em 386SX – 25 MHz): 43 kHz em 8 bits  
28 kHz em 12 bits

#### **Medidor de deslocamento digital**

- Fabricante: MESCO
- Modelo mc 2030  
incremento digital 0,001mm  
curso: 30mm

**Micrômetro externo digital**

Fabricante: Mitutoyo

- Modelo 293 - 621

incremento digital: 0,001 mm

curso: 0 - 25 mm

**Nível de bolha micrométrico**

- Fabricante: Jena

- Modelo: 4220

resolução: 0,01 mm/m

**Medidor de nível de vibração**

- Fabricante: Schenck

- Modelo: Vibrobalancer 41

**Refratômetro manual**

- Fabricante: Atago

- Modelo N1 (Brix 0 - 32%)

**Cortador adiamantado**

- Fabricante: South bay Technology

- Modelo: 650

**Lapidadora plana**

- Fabricante: Laboratório de Mecânica de Precisão -UFSC-

**Rugosímetro de bancada**

- Fabricante: Feinpüf Perthen GmbH

- Modelo: Perthometer S8P - PRK

**“Pick-ups” do rugosímetro**

- Sonda óptica FOCODYN
- Sonda tipo estilete FRW 750

**Microscópio eletrônico de varredura**

- Modelo: XL-30
- Marca: Phillips

**Manômetros**

- Fabricante: Willy
- Modelo: PBIN-GL.114 (glicerinado)
- Faixa de indicação 0 a 10 kgf/cm<sup>2</sup>
- Menor divisão de escala: 0,1 kgf/cm<sup>2</sup>
- Erro máximo: 1%

**Motobomba**

- Fabricante: Schneider
- Modelo: ME - BR 1840
- Potência de acionamento: 4 CV
- Pressão (min/max): 70/149 mca
- Vazão máxima 6,3 m<sup>3</sup>/h

**Dissecador**

- Fabricante: Pyrex

**Resinas**

- Fabricante: SIKA Chemie GmbH
- Resina flexível: Palesit 370 Harz / Palesit Haerter N
- Resina Rígida: Biresin G40 Harz / Biresin F1 Haerter

**Bomba de vácuo portátil**

- Fabricante: VEB Polytechnick
- deslocamento volumétrico: 2m<sup>3</sup>/h
- rotação de trabalho: 500 rpm

**Componentes do dispositivo de afiação**

- Fabricante: Schrader Bellows
- Cilindro pneumático: 3400-0060-105 ((1 ½"))
- Hidrocheck modelo B171-11012

**Conversor de frequência**

- Fabricante: DANFOSS
- Modelos: VLT 2050 e VLT 3006
- Precisão para medição de corrente consumida: 2%