

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

**RETIFICAÇÃO COM REBOLOS DE NITRETO DE BORO  
CÚBICO EM MÁQUINAS-FERRAMENTA CONVENCIONAIS**

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

CLÁUDIO BERTALAN

FLORIANÓPOLIS, ABRIL DE 1997

**RETIFICAÇÃO COM REBOLOS DE NITRETO DE BORO CÚBICO  
EM MÁQUINAS-FERRAMENTAS CONVENCIONAIS**

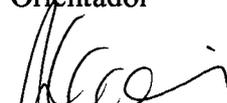
CLÁUDIO BERTALAN

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO  
DE MESTRE EM ENGENHARIA  
ESPECIALIDADE MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO FABRICAÇÃO,  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO  
EM ENGENHARIA MECÂNICA



Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr.-Ing.

Orientador



Prof. Abelardo Alves de Queiroz, Ph. D.

Coordenador

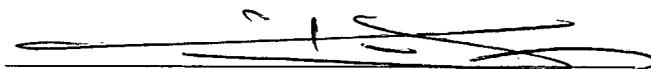
BANCA EXAMINADORA:



Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.



Jürgen Alfons Auge, Dr. Ing



João Fernando Gomes de Oliveira, Dr. Eng.



Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.

Aos meus pais,  
Celme e Alexandre  
e à minha esposa  
Cristiane Louise

## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, coordenador do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) e orientador deste trabalho, pela confiança e incentivo profissional.

AO CNPq - Programa RHAIE - Mecânica de Precisão, pela concessão de bolsas de estudos.

À firma Robert Bosch do Brasil Ltda. pelos recursos que possibilitaram o custeio das despesas referentes a este trabalho, bem como aos seus engenheiros, Luís Rogério Belliard, Marco Antônio Lottice e Maurício Sielski e ao seu gerente, Wilson Roberto V. Micoli, por prestar as informações necessárias e pelo empenho em providenciar os equipamentos e ferramentas que foram empregadas neste trabalho.

À firma Winter do Brasil Ltda., na pessoa do engenheiro Antônio Carlos Severiano, pelo apoio técnico e doação de algumas das ferramentas utilizadas.

Às Indústrias Schneider S.A., pela doação da motobomba para o sistema de fornecimento de fluido de corte.

À Schrader Bellows e à Merit-Air Automação Industrial Ltda., pela doação de diversos elementos de pneumática e excelente atendimento.

Ao amigo Hamilton Silveira, técnico do LMP, pelos preciosos conselhos com relação ao trabalho e pelos muitos ensinamentos profissionais e de vida.

Aos amigos do FURPREC, em especial ao pesquisadores João Carlos Oliveira Lopes, Daniel Carlos da Silva e Otacílio Cardoso Duarte Filho, pelas valiosas sugestões apresentadas e apoio material e técnico na área de informática. Também agradeço ao graduando Manfred Molz, pela ajuda com a utilização do dinamômetro piezelétrico e do analisador de sistemas de controle. Aos graduandos Gerson Ismael de Souza e Cristiano Rafael Schramm agradeço a ajuda com os equipamentos necessários à apresentação deste trabalho perante a banca examinadora.

Aos bolsistas de iniciação científica que fizeram parte do Grupo de Retificação, José Steil Neto, Sandro Volnei Matté, Marcelo Heleno Dyck, Ana Cláudia de Araújo, Ricardo Lopes dos Santos, Noel Gonçalves Cerqueira Jr., Alexander Fischer, Mônica Alves Lima Ruge, Marlon Assunção, Evandro Mínuce Mazo, Milton Kishi, Fabrício Bogo, Fábio Freccia e Luís Henrique Figueiredo. Sem desmerecer a participação dos restantes, agradeço em especial aos quatro primeiros, em virtude de terem se esforçado de modo excepcional, possibilitando a conclusão dos trabalhos em tempo hábil.

Ao Júlio César Lins da Silva, pelo trabalho sinérgico e ajuda em diversos momentos.

A Priscila Brasil de Souza Cruz e a Maria Antônia Michels de Souza, pela maioria das fotos que são apresentadas neste trabalho.

Ao doutorando Luciano Bet, pela constante disposição para ajudar e auxílio na operação do rugosímetro.

Ao doutor em engenharia mecânica Rolf Bertrand Schroeter, pelo empenho em conseguir as resinas para cópia da topografia do rebolo quando de sua estadia na Alemanha.

Ao engenheiro do LABMAT, Adriano Moreno, pela amizade e ajuda em várias ocasiões.

Ao técnico Nikolaus Geisthövel, pela fabricação de vários dispositivos, bem como ao técnico Hélio Irineu José, pela ajuda na confecção de muitas das figuras apresentadas neste trabalho.

À biblioteconomista Vera Lúcia Quadro Duarte e às secretárias do LMP, Rosimar Maria Franzoi, Sílvia Alice de Faria Zomer e Gerusa Quadro Duarte.

Ao técnico eletricitista André Cúrcio, do NUMA, pela ajuda na solução de diversos problemas elétricos encontrados na máquina-ferramenta.

Ao graduando do LABMAT, Ricardo Canali, pela ajuda com as fotos no microscópio ótico.

Aos graduandos do LABMAT, Cristiano, Éder e Pablo, pela operação do microscópio eletrônico de varredura.

Aos graduandos do LABMAT Alexandre e Jederson, pela execução da análise das imagens das chapelonas

Ao torneiro mecânico Valtair, do USICON, pela confecção de algumas peças para manutenção do motor do cabeçote porta-peça.

Ao pessoal do Laboratório de Hardware, pelo empréstimo de equipamentos, bem como ao seu coordenador, Prof. Carlos A. Martin, pela ajuda na escolha de componentes eletrônicos.

Ao técnicos do LABSOLDA, Jean e Valério, e ao engenheiro mecânico Erwin, pela realização de diversos serviços de soldagem, e aos engenheiros eletricitas Raul e Marcelo pela ajuda com a placa de aquisição de dados e o circuito amplificador.

Ao professor Vicente, do LMPT, pela cessão da câmara de vácuo.

À Solange, do NPD, pelo gentil empréstimo de “scanner” de mesa.

À professora Silvia Modesto Nassar, do Departamento de Ciências da Computação, pelo suporte na área de estatística.

Ao CERTI, pelo empréstimo de vários equipamentos e pela realização de serviços na máquina de medir por coordenadas.

Aos coordenadores do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica Antônio Fábio de Carvalho da Silva (1995) e Abelardo Alves de Queiroz (1996/1997).

Aos professores do curso e aos amigos que, sem estarem diretamente ligados a este trabalho, contribuíram com sua presença e apoio nos 2 anos de sua duração.

## RESUMO

Neste trabalho estudou-se a retificação com rebolos de nitreto de boro cúbico em máquinas-ferramenta convencionais, bem como a sua aplicação em retificação lateral de dupla face.

No estudo da retificação com rebolos de CBN em máquinas convencionais, foi analisada a influência das variáveis de dressamento sobre a topografia do rebolo. Para tal, foram projetados dispositivos que permitem dressar economicamente o rebolo.

Para dar suporte a esse estudo foram utilizados o acompanhamento da corrente consumida na retificação e técnicas de cópia da topografia do rebolo.

Na aplicação em retificação lateral de dupla face, foi estudada a viabilidade de produzir, com rebolos de CBN, uma medida com tolerância bastante apertada entre as faces paralelas previamente torneadas em uma peça.

No estudo da retificação com rebolos de CBN em máquinas convencionais, observou-se a importância da realização de um dressamento rápido. Para tornar previsível o comportamento do rebolo durante a retificação, o processo de dressamento deve, quando necessário, ser reproduzido sob condições cuidadosamente determinadas.

Na aplicação em retificação lateral de dupla face ficou evidente que a manutenção da medida do rebolo e conseqüentemente, da medida entre as faces retificadas da peça, não constitui um problema. Contudo, o alto desgaste de quina verificado mostrou que novos testes devem executados com um rebolo de CBN de ligante mais duro.

## ABSTRACT

This work is concerned about cubic boron nitride grinding with conventional machine tools and its application in lateral double-face grinding.

In the study of cubic boron nitride grinding with conventional machine tools, the influence of conditioning process variables over the wheel topography has been analyzed. To carry this task out, dressing devices are designed to economically conditionate the CBN wheel.

To give support to this study, current consumption data acquisition and especial techniques of copying the wheel topography with synthetic resins were employed.

Regarding the application in lateral double face grinding, it has been studied the feasibility of manufacturing, with CBN grinding, workpieces whose dimension between previously turned parallel faces has a very tight tolerance.

In the study of cubic boron nitride grinding, it has been observed the importance of quickly performing the conditioning process. In order to properly predict the grinding wheel behaviour, the dressing process must be reproduced within carefully determined conditions

About the application in lateral double face grinding, it has become evident that the maintenance of the wheel's width and therefore, of the workpieces dimension between its parallel faces, is not a problem. Nevertheless, the high wear rate of the wheel's edges has showed that new tests must be performed with harder bonded CBN wheels.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>xv</b>
<b>LISTA DE QUADROS.....</b>	<b>xxi</b>
<b>SIMBOLOGIA .....</b>	<b>xxii</b>
<b>1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>4</b>
<b>2.1 - USINAGEM COM GUMES DE GEOMETRIA NÃO DEFINIDA .....</b>	<b>4</b>
<b>2.1.1 - FORMA MÉDIA DOS GUMES DE GEOMETRIA</b>	
<b>NÃO DEFINIDA.....</b>	<b>4</b>
<b>2.1.2 - PENETRAÇÃO DO GUME.....</b>	<b>6</b>
<b>2.1.3 - FORÇA DE CORTE E DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA</b>	
<b>NO GUME .....</b>	<b>7</b>
<b>2.1.4 - DESGASTE DO MATERIAL ABRASIVO .....</b>	<b>9</b>
<b>2.2 - REBOLOS.....</b>	<b>11</b>
<b>2.2.1 - MATERIAIS ABRASIVOS .....</b>	<b>11</b>
a) Coríndon .....	11
b) Carboneto de Silício .....	12
c) Diamante.....	13
d) Nitreto de Boro Cúbico (CBN).....	14
<b>2.2.2 - LIGANTES .....</b>	<b>16</b>
a) Ligante Cerâmicos e Vitrificados.....	16
b) Ligantes Metálicos .....	17
c) Ligantes Resinóides.....	17

2.2.3 - ESTRUTURA DOS REBOLOS .....	17
2.2.4 - ESPECIFICAÇÃO DE REBOLOS SUPERABRASIVOS.....	19
2.3 - FLUIDOS DE CORTE NA RETIFICAÇÃO.....	22
2.3.1 - SUBDIVISÃO E PROPRIEDADES DOS FLUIDOS DE CORTE .....	23
a) Fluidos de Corte não Miscíveis em Água.....	23
b) Emulsões de Óleo em Água.....	23
c) Soluções Aquosas.....	24
2.3.2 - ADITIVAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE.....	24
2.4 - PROCESSO DE RETIFICAÇÃO .....	25
2.4.1 - EMBASAMENTO CINEMÁTICO DA RETIFICAÇÃO .....	27
2.4.2 - CINEMÁTICA DE PROCESSOS ESPECÍFICOS .....	34
2.4.3 - GRANDEZAS CARACTERÍSTICAS DO PROCESSO E RESULTADO DO TRABALHO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ENTRADA.....	37
a) Influência da Velocidade de Avanço ou da Penetração de Trabalho .....	37
b) Influência da Velocidade Tangencial da Peça na Retificação Externa Cilíndrica de Mergulho .....	43
c) Influência da Velocidade de Corte .....	45
d) Influência do Dressamento .....	47
e) Variação da Topografia do Rebolo ao Longo do Tempo .....	52
f) Influência do Volume Usinado.....	53
g) Influência do Fluido de Corte .....	55
h) Influência da Composição do Rebolo .....	57
2.4.4 - POSSIBILIDADES DE CONTROLE DA RETIFICAÇÃO.....	59
2.5 - UTILIZAÇÃO DE REBOLOS DE CBN .....	61
2.5.1 - ASPECTOS TECNOLÓGICOS E ECONÔMICOS .....	61

2.5.2 - TIPOS DE REBOLOS DE CBN E SUAS APLICAÇÕES.....	66
2.5.3 - DRESSAMENTO DE REBOLOS DE CBN.....	67
a) Perfilamento.....	68
b) Afição.....	74
c) Processo Combinado de Perfilamento e Afição.....	89
2.5.4 - UTILIZAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE PARA RETIFICAÇÃO COM CBN.....	89
<b>3 - OBJETIVOS DO TRABALHO .....</b>	<b>92</b>
<b>4 - MATERIAL E MÉTODOS.....</b>	<b>97</b>
4.1 - MATERIAL ENSAIADO.....	97
4.2 - CORPOS DE PROVA.....	98
4.3 - MÁQUINA-FERRAMENTA.....	101
4.4 - FERRAMENTA.....	104
4.5 - ROLOS DRESSADORES.....	105
4.6 - DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO.....	107
4.7 - EQUIPAMENTOS PARA ACOMPANHAMENTO DE PROCESSO E DO ESTADO DO REBOLO.....	108
4.7.1 - EQUIPAMENTO PARA MEDIÇÃO DA CORRENTE CONSUMIDA.....	108
4.7.2 - EQUIPAMENTOS DE MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE.....	111
4.7.3 - EQUIPAMENTOS PARA AVALIAÇÃO DA TOPOGRAFIA DO REBOLO.....	111
4.7.4 - EQUIPAMENTOS PARA MEDIÇÃO DO DESGASTE DO REBOLO.....	115
4.8 - SISTEMA DE FORNECIMENTO DE FLUIDO DE CORTE.....	117
4.9 - CALIBRAÇÕES.....	120

4.9.1 - CALIBRAÇÃO DA VAZÃO DE FLUIDO DE CORTE .....	120
4.9.2 - CALIBRAÇÃO DO NÚMERO DE ROTAÇÕES POR MINUTO DO REBOLO E DO PORTA-PEÇA .....	120
4.9.3 - CALIBRAÇÃO DA VELOCIDADE DE AVANÇO EM MERGULHO E DE DESLOCAMENTO DA MESA .....	122
4.9.4 - CALIBRAÇÃO DO DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO .....	123
4.10 - MEDIÇÃO DE BATIMENTO.....	125
4.11 - BALANCEAMENTOS.....	126
4.11.1 - BALANCEAMENTO ESTÁTICO.....	126
4.11.2 - MEDIÇÃO DO BALANCEAMENTO DINÂMICO .....	127
4.12 - AJUSTE DE PARALELISMO.....	128
4.13 - DETERMINAÇÃO DOS VALORES DE GRANDEZAS DE PROCESSO	129
a) Velocidade de corte ( $v_c$ ) .....	129
b) Velocidade da peça ( $v_w$ ) .....	130
c) Taxa de retificação específica e tempo de faiscamento ( $Q'_w$ e $t_a$ ).....	130
d) Relação de velocidades no perfilamento ( $q_d$ ) .....	132
e) Velocidade de avanço do rolo dressador ( $v_{fad}$ e $v_{frd}$ ).....	133
f) Profundidade de perfilamento ( $a_{ed}$ ).....	133
g) Taxa de remoção específica do bloco de afiação ( $Q'_{sb}$ ) .....	134
h) Fluido de corte .....	135
4.14 - METODOLOGIA DE ENSAIOS.....	135
<b>5 - DESENVOLVIMENTO E EXECUÇÃO DOS EXPERIMENTOS.....</b>	<b>137</b>
5.1 - ENSAIOS INICIAIS.....	137
5.1.1 - ENSAIOS PRELIMINARES COM DRESSAMENTO DE FÁBRICA.....	137
5.1.2 - DRESSAMENTO DO REBOLO.....	143
5.1.3 - ENSAIOS SEM AFIAÇÃO LATERAL DO REBOLO .....	148

5.1.4 - ENSAIOS DE TEMPO DE FAISCAMENTO .....	150
5.2 - PROSSEGUIMENTO DOS ENSAIOS .....	151
5.2.1 - ENSAIOS DE DRESSAMENTO .....	152
a) Ensaios de Acompanhamento da Afiação .....	152
b) Ensaios de Determinação da Influência da Topografia do Rebolo sobre a Retificação .....	154
5.2.2 - ENSAIOS DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS DE USINAGEM.....	155
<b>6 - APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS .....</b>	<b>157</b>
6.1 - ENSAIOS DE DRESSAMENTO.....	157
6.1.1 - ENSAIOS DE ACOMPANHAMENTO DA AFIAÇÃO .....	157
6.1.2 - ENSAIOS DE DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA TOPOGRAFIA DO REBOLO NA RETIFICAÇÃO .....	161
6.2 - CONSIDERAÇÕES SOBRE O DRESSAMENTO FRONTAL DO REBOLO E O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO LATERAL .....	165
6.3 - ENSAIOS DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS DE USINAGEM .....	166
6.3.1 - RESULTADOS DE DESGASTE DE QUINA DO REBOLO .....	167
6.3.2 - RESULTADOS DE RUGOSIDADE.....	172
6.3.3 - MEDIDA LATERAL DO REBOLO .....	175
6.3.4 – CONSIDERAÇÕES SOBRE A APLICABILIDADE DO PROCESSO.....	175
<b>7 - CONCLUSÕES.....</b>	<b>180</b>
<b>8 - SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS.....</b>	<b>185</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>187</b>

<b>ANEXO I</b>	.....	192
<b>ANEXO II</b>	.....	193
<b>ANEXO III</b>	.....	194
<b>ANEXO IV</b>	.....	195
<b>ANEXO V</b>	.....	197
<b>ANEXO VI</b>	.....	200
<b>ADENDO</b>	.....	204

## LISTA DE FIGURAS

### CAPÍTULO 2

<b>FIGURA 1</b> – Idealização do perfil médio de um gume de retificação .....	5
<b>FIGURA 2</b> - Forma média de um gume de retificação .....	6
<b>FIGURA 3</b> - Representação esquemática do início do corte na retificação .....	7
<b>FIGURA 4</b> - Distribuição da energia durante a retificação .....	9
<b>FIGURA 5</b> - Formas de desgaste no grão e no ligante.....	10
<b>FIGURA 6</b> - Estruturas de rebolos.....	18
<b>FIGURA 7</b> - Designação completa de um rebolo superabrasivo.....	19
<b>FIGURA 8</b> - Composição e designação de rebolos superabrasivos.....	20
<b>FIGURA 9</b> - Dependência entre a espessura de usinagem e as variáveis de entrada e condições de contato .....	28
<b>FIGURA 10</b> - Análise cinemática da formação de cavacos .....	30
<b>FIGURA 11</b> - Gumes estáticos e cinemáticos .....	31
<b>FIGURA 12</b> - Parâmetros variáveis de entrada para os principais processos de retificação ....	35
<b>FIGURA 13</b> - Influência da velocidade de avanço e penetração de trabalho sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho.....	37
<b>FIGURA 14</b> - Influência de $Q'_w$ sobre a atuação dos mecanismos de desgaste.....	39
<b>FIGURA 15</b> - Desgaste de rebolos .....	40
<b>FIGURA 16</b> - Dependência entre erro de circularidade, avanço por rotação e taxa de retificação .....	41
<b>FIGURA 17</b> - Profundidade da camada termicamente afetada em dependência da taxa de retificação .....	42

<b>FIGURA 18 - Influência da velocidade tangencial da peça sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho em retificação cilíndrica externa de mergulho .....</b>	<b>44</b>
<b>FIGURA 19 - Influência da velocidade de corte sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho .....</b>	<b>45</b>
<b>FIGURA 20 - Influência das condições de dressamento sobre a rugosidade efetiva do rebolo para diferentes dressadores estáticos.....</b>	<b>49</b>
<b>FIGURA 21 - Influência da relação de velocidades e da penetração de dressamento na rugosidade efetiva com emprego rolos dressadores.....</b>	<b>50</b>
<b>FIGURA 22 - Ação do grau de recobrimento sobre a topografia do rebolo .....</b>	<b>51</b>
<b>FIGURA 23 - Influência do volume usinado sobre a rugosidade efetiva do rebolo e a rugosidade das peças produzidas.....</b>	<b>52</b>
<b>FIGURA 24 - Influência do volume usinado sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho .....</b>	<b>54</b>
<b>FIGURA 25 - Desgaste radial em dependência do volume usinado específico .....</b>	<b>55</b>
<b>FIGURA 26 - Volume desgastado específico do rebolo em dependência do volume usinado específico e do fluido de corte empregado .....</b>	<b>56</b>
<b>FIGURA 27 - Influência da pressão do fluido de corte na rugosidade média.....</b>	<b>57</b>
<b>FIGURA 28 - Influência da velocidade de corte no processo de retificação com superabrasivos e em seus resultados.....</b>	<b>64</b>
<b>FIGURA 29 - Comparação entre o comportamento do diamante e o do CBN com o aumento da velocidade de corte.....</b>	<b>65</b>
<b>FIGURA 30 - Dressamento de rebolos de perfis complexos com rolos diamantados.....</b>	<b>70</b>
<b>FIGURA 31 - Perfilamento de rebolos de perfil reto com rolos diamantados .....</b>	<b>71</b>

<b>FIGURA 32</b> - Influência da velocidade de avanço do rolo dressador e da profundidade de dressamento no resultado da retificação.....	72
<b>FIGURA 33</b> - Profundidade de alisamento de uma superfície .....	75
<b>FIGURA 34</b> - Estratégias de afiação em processo de rebolos cerâmicos de CBN.....	76
<b>FIGURA 35</b> - Comportamento no tempo do processo de afiação .....	78
<b>FIGURA 36</b> - Variações do processo de afiação com blocos de coríndon .....	79
<b>FIGURA 37</b> – Modelos do grão .....	81
<b>FIGURA 38</b> - Definição da protusão crítica do grão abrasivo .....	82
<b>FIGURA 39</b> - Taxa de remoção específica como função da profundidade de alisamento .....	83
<b>FIGURA 40</b> - Cinemática de afiação para rebolos com perfil diferente do reto .....	84
<b>FIGURA 41</b> - Métodos de avanço da barra de coríndon.....	85
<b>FIGURA 42</b> - Grandezas características da retificação em função das condições de afiação ..	87

### **CAPÍTULO 3**

<b>FIGURA 43</b> - Bucha de mancal ou carretel.....	93
<b>FIGURA 44</b> - Processo Bosch de retificação do carretel .....	94
<b>FIGURA 45</b> - Retificação em mergulho do carretel .....	95

### **CAPÍTULO 4**

<b>FIGURA 46</b> - Corpo de prova utilizado.....	98
<b>FIGURA 47</b> - Retificação em mergulho do corpo de prova.....	99
<b>FIGURA 48</b> - Microdureza Vickers do corpo de prova em função da profundidade.....	100
<b>FIGURA 49</b> - Medição de rugosidade do carretel.....	101
<b>FIGURA 50</b> - Máquina-ferramenta.....	102
<b>FIGURA 51</b> - Rolo dressador de laterais .....	105

<b>FIGURA 52</b> - Rolo dressador para perfilamento frontal do rebolo .....	106
<b>FIGURA 53</b> - Dispositivo de afiação do rebolo .....	107
<b>FIGURA 54</b> - Dispositivo de início da aquisição de dados.....	109
<b>FIGURA 55</b> - Aquisição de dados de corrente consumida .....	110
<b>FIGURA 56</b> - Imagens MEV de um rebolo (acima) e de sua cópia em resina (abaixo).....	112
<b>FIGURA 57</b> - Análise estatística dos valores de $R_p$ para um rebolo de CBN e sua cópia em resina .....	113
<b>FIGURA 58</b> - Medição de $R_p$ na cópia em resina com a sonda ótica Focodyn.....	115
<b>FIGURA 59</b> - Suporte das chapelonas .....	115
<b>FIGURA 60</b> - Medição do desgaste de quina .....	116
<b>FIGURA 61</b> - Erro de planicidade produzido nos flanges do carretel devido ao arredondamento de quina .....	117
<b>FIGURA 62</b> - Reservatório de fluido de corte.....	118
<b>FIGURA 63</b> - Medidor de vazão tipo placa de orifício.....	119
<b>FIGURA 64</b> - Medição do número de rotações por minuto do rebolo .....	121
<b>FIGURA 65</b> - Medição da velocidade de deslocamento da mesa com o medidor digital de deslocamento .....	122
<b>FIGURA 66</b> - Calibração do dispositivo de afiação .....	124
<b>FIGURA 67</b> - Medição do batimento radial .....	125
<b>FIGURA 68</b> - Balanceamento estático do rebolo .....	126
<b>FIGURA 69</b> - Nível de vibrações do mancal do cabeçote porta-rebolo .....	127
<b>FIGURA 70</b> - Ajuste do paralelismo da mesa .....	128

## CAPÍTULO 5

<b>FIGURA 71</b> - Diferença entre o volume usinado específico efetivo e o calculado .....	138
<b>FIGURA 72</b> - Valores de rugosidade antes e após a retificação dos corpos de prova.....	140
<b>FIGURA 73</b> - Afição do rebolo .....	144
<b>FIGURA 74</b> - Conicidade do rebolo após o perfilamento com rolos dressadores .....	145
<b>FIGURA 75</b> - Reperfilamento lateral do rebolo .....	146
<b>FIGURA 76</b> - Perfilamento lateral do rebolo com ferramenta tipo Fliesen .....	146
<b>FIGURA 77</b> - Erro de paralelismo entre o eixo de giro do rebolo e as pontas.....	147
<b>FIGURA 78</b> - Influência do erro de paralelismo entre o eixo de giro do rebolo e as pontas no perfilamento lateral .....	148
<b>FIGURA 79</b> - Rugosidades produzidas sem afiação lateral do rebolo .....	149
<b>FIGURA 80</b> - Comparação entre as rugosidades produzidas com e sem faiscamento.....	151
<b>FIGURA 81</b> – Perfilamento do rebolo .....	153
<b>FIGURA 82</b> - Afição lateral do rebolo .....	154

## CAPÍTULO 6

<b>FIGURA 83</b> – Evolução da topografia do rebolo com a afiação .....	158
<b>FIGURA 84</b> – Profundidade de alisamento em dependência do volume usinado.....	159
<b>FIGURA 85</b> – Perfil G de amostras em resina do rebolo.....	160
<b>FIGURA 86</b> – Corrente consumida na retificação em dependência do volume usinado específico e do dressamento .....	161
<b>FIGURA 87</b> – Modificação da topografia do rebolo com o volume usinado ( $V'_{sb} = 3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$ – perfilamento severo) .....	164

<b>FIGURA 88</b> – Modificação da topografia do rebolo com o volume usinado ( $V'_{sb} = 2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$ – perfilamento moderado).....	164
<b>FIGURA 89</b> – Medição digital do desgaste de quina em imagens MEV das chapelonas .....	168
<b>FIGURA 90</b> – Desgaste do rebolo sob diversas condições de usinagem.....	169
<b>FIGURA 91</b> – Resultados de rugosidade obtidos nas séries de ensaios .....	172
<b>FIGURA 92</b> – Resultados dos ensaios adicionais de rugosidade .....	173
<b>FIGURA 93</b> – Evolução do recuo de quina em dependência do volume usinado.....	176

## LISTA DE QUADROS

### CAPÍTULO 2

<b>QUADRO 1</b> - Correlação entre a norma FEPA e o padrão americano de granulometria .....	20
<b>QUADRO 2</b> - Cálculo da taxa de retificação específica para os principais processos .....	36
<b>QUADRO 3</b> - Aplicações e afinidades químicas dos grãos abrasivos .....	58
<b>QUADRO 4</b> - Recomendações para a seleção do tamanho de grão .....	58
<b>QUADRO 5</b> - Largura média de malha e densidade de grãos .....	81
<b>QUADRO 6</b> - Relações de remoção G para diversos fluidos de corte .....	90

### CAPÍTULO 4

<b>QUADRO 7</b> - Diferença de velocidades da peça entre o corpo de prova e do carretel .....	130
-----------------------------------------------------------------------------------------------	-----

### CAPÍTULO 5

<b>QUADRO 8</b> - Condições empregadas nos ensaios preliminares .....	139
<b>QUADRO 9</b> - Influência do raio de arredondamento de quina sobre $V_{sk}$ .....	141
<b>QUADRO 10</b> - Condições dos ensaios de dressamento .....	152
<b>QUADRO 11</b> - Ensaios de variação de parâmetros de usinagem .....	155
<b>QUADRO 12</b> - Sequência de ensaios .....	156

### CAPÍTULO 6

<b>QUADRO 13</b> – Condições de perfilamento testadas .....	162
<b>QUADRO 14</b> – Condições de trabalho dos ensaios .....	167
<b>QUADRO 15</b> – Relações de remoção em dependência do volume usinado .....	171
<b>QUADRO 16</b> – Ensaios adicionais de estudo de rugosidade .....	174

## SIMBOLOGIA

A	[-]	Constante
$A_k$	[mm <sup>2</sup> ]	Seção transversal do grão
$A_{sC}$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície de desgaste do rebolo
$A_{sk}$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície de desgaste de quina
$A_{sk\ med}$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície medida de desgaste de quina
$A_{sk0}$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície de desgaste de quina inicial
$A_{sr}$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície de desgaste radial
$A_{vk}$	[mm <sup>2</sup> ]	Superfície de desgaste
$A_{tub}$	[mm <sup>2</sup> ]	Área do bocal da tubeira
C	[-]	Constante
$C_{kin}$	[mm <sup>-3</sup> ]	Densidade de gumes cinemáticos
$C_{stat}$	[mm <sup>-3</sup> ]	Densidade de gumes estáticos
DM	[-]	Dispersão da medição
$F_c$	[N]	Força de corte
$F_k$	[N]	Força num grão isolado
$F_{kmax}$	[N]	Força de arrancamento do grão
$F_n$	[N]	Força normal
$F'_n$	[N/mm]	Força normal específica
$F_{nS}$	[N]	Força normal no gume
$F_t$	[N]	Força tangencial
$F'_t$	[N/mm]	Força tangencial específica
$F_{tS}$	[N]	Força tangencial no gume
$F_{nSb}$	[N]	Força normal de afiação

$F_{nSb\ krit}$	[N]	Força normal crítica de afiação
G	[-]	Relação de remoção
HRC	[-]	Dureza Rockwell
HV	[-]	Dureza Vickers
K	[-]	Constante
K	[%]	Concentração volumétrica específica de grãos
$K_{ges}$	[\$/mm <sup>3</sup> ]	Custo total de fabricação por unidade volume usinado
$K_{ML}$	[\$/h]	Custo de máquinas e salários por unidade de tempo
$K_s$	[-]	Fator de forma do gume
$K_s$	[\$/cm <sup>3</sup> ]	Custo de uma unidade de volume de material abrasivo
$K_{100}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Dureza Knoop
$L_{kin}$	[mm]	Afastamento entre gumes cinemáticos
$L_{stat}$	[mm]	Afastamento entre gumes estáticos
$L_{vk}$	[μm]	Comprimento da superfície de desgaste
$N_{kin}$	[mm <sup>-2</sup> ]	Número de gumes cinemáticos por unidade de superfície do rebolo
$N_{mom}$	[-]	Número de gumes momentâneos
$N'_{mom}$	[mm <sup>-1</sup> ]	Número específico de gumes momentâneos
$P_c$	[kW]	Potência de corte
$P_{fl}$	[bar]	Pressão de alimentação do fluido de corte
$P_{estat}$	[bar]	Pressão estática
$P_{estag}$	[bar]	Pressão de estagnação
$\bar{Q}_{mon}$	[mm <sup>2</sup> ]	Seção transversal média momentânea
$\bar{Q}'_{mon}$	[mm]	Seção transversal média momentânea específica

$\bar{Q}'_{mon ges}$	[mm]	Seção transversal média momentânea específica total
$\dot{Q}_s$	[l/s]	Vazão do fluido de corte
$Q'_{sb}$	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa de remoção específica do bloco de afiação
$Q'_{sb krit}$	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa crítica de remoção específica do bloco de afiação
$Q'_{sr}$	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa específica de desgaste radial volumétrico
$Q_w$	[mm <sup>3</sup> /s]	Taxa de retificação
$Q'_w$	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa de retificação específica
$\bar{Q}'_w$	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa de retificação específica média
$R_a$	[μm]	Rugosidade média aritmética
$R_p$	[μm]	Profundidade de alisamento
$R_t$	[μm]	Profundidade máxima de rugosidade
$R_{to}$	[μm]	Rugosidade inicial
$R_{ts}$	[μm]	Rugosidade efetiva
$R_{tso}$	[μm]	Rugosidade efetiva inicial
$R_z$	[μm]	Rugosidade média
$S$	[-]	Desvio padrão da amostra
$S_d$	[mm]	Avanço da ferramenta de dressar por rotação do rebolo
$S_{stat}$	[-]	Número de grãos estáticos por unidade de comprimento do rebolo
$T_\mu$	[μm]	Profundidade de início de corte
$U$	[-]	Grau de recobrimento
$U_d$	[-]	Grau de recobrimento no dressamento
$V$	[mm <sup>3</sup> ]	Volume
$V_{ges}$	[mm <sup>3</sup> ]	Volume total

$V_B$	$[\text{mm}^3]$	Volume de ligante
$V_K$	$[\text{mm}^3]$	Volume de grãos
$V_k$	$[\text{mm}^3]$	Volume do grão
$V_P$	$[\text{mm}^3]$	Volume de poros
$V'_{sb}$	$[\text{mm}^3/\text{mm}]$	Volume removido específico do bloco de afiação
$V_{sC}$	$[\text{mm}^3]$	Volume desgastado do rebolo (no trabalho de retificação)
$V_{sd}$	$[\text{mm}^3]$	Volume dressado do rebolo
$V_{sk}$	$[\text{mm}^3]$	Volume de desgaste de quina
$V'_{sk}$	$[\text{mm}^3/\text{mm}]$	Volume específico de desgaste de quina
$V_{sN}$	$[\text{mm}^3]$	Volume útil do rebolo
$V_w$	$[\text{mm}^3]$	Volume usinado
$V_{w \text{ ens}}$	$[\text{mm}^3]$	Volume usinado por ensaio
$V'_w$	$[\text{mm}^3/\text{mm}]$	Volume usinado específico
$V'_{w \text{ ens}}$	$[\text{mm}^3/\text{mm}]$	Volume usinado específico por ensaio
$a$	$[\text{mm}]$	Penetração de trabalho
$a_e$	$[\text{mm}]$	Penetração na superfície de trabalho
$a_{ed}$	$[\text{mm}]$	Penetração de trabalho no dressamento
$a_{ed \text{ ges}}$	$[\text{mm}]$	Penetração total no dressamento
$a_p$	$[\text{mm}]$	Penetração normal à superfície de trabalho
$a_{sb}$	$[\text{mm}]$	Penetração do bloco de afiação
$b_D$	$[\text{mm}]$	Largura do perfil ativo do rebolo
$b_d$	$[\text{mm}]$	Largura efetiva da ferramenta de dressar
$b_k$	$[\text{mm}]$	Largura do grão
$b_s$	$[\text{mm}]$	Largura do rebolo
$c_k$	$[\text{mm}^{-3}]$	Densidade de grãos no revestimento do rebolo

$c'_k$	[mm <sup>3</sup> ]	Densidade de grãos no nível do ligante
$c_p$	[J/g.K]	Capacidade térmica específica
$d_k$	[mm]	Diâmetro do grão
$d_R$	[mm]	Diâmetro do rolo dressador
$d_s$	[mm]	Diâmetro do rebolo
$d_{se}$	[mm]	Diâmetro equivalente do rebolo
$d_w$	[mm]	Diâmetro da peça
$d_{w1}$	[mm]	Diâmetro inicial da peça
$d_{w2}$	[mm]	Diâmetro final da peça
$e$	[mm]	Excentricidade
$f_f$	[ $\mu$ m]	Desvio de forma
$f_k$	[ $\mu$ m]	Desvio de circularidade
$h$	[ $\mu$ m]	Profundidade do grão
$h_{cu}$	[mm]	Espessura de usinagem; Espessura do cavaco não deformado
$\bar{h}_{cu}$	[mm]	Espessura média do cavaco não deformado
$h_{cu\ eff}$	[mm]	Espessura de usinagem efetiva; Espessura do cavaco deformado
$h_{cu\ max}$	[mm]	Espessura de usinagem máxima
$h_{cu\ eq}$	[mm]	Espessura de usinagem equivalente
$h_{krit}$	[ $\mu$ m]	Profundidade crítica do grão
$h_{sb}$	[mm]	Altura do bloco de afiação
$i_d$	[-]	Número de cursos de dressamento
$k$	[-]	Fator de proporcionalidade
$l$	[mm]	Comprimento de trabalho

$l_{cu}$	[mm]	Comprimento de usinagem
$l_k$	[mm]	Comprimento de contato
$l_{sb}$	[mm]	Comprimento do percurso de afiação
$n$	[-]	Expoente
$n_R$	[s <sup>-1</sup> ]	Número de rotações do rolo dressador
$n_s$	[s <sup>-1</sup> ]	Número de rotações do rebolo
$n_{sd}$	[s <sup>-1</sup> ]	Número de rotações do rebolo no dressamento
$n_w$	[s <sup>-1</sup> ]	Número de rotações da peça
$p$	[bar]	Pressão
$p$	[-]	Expoente
$p_s$	[bar]	Pressão do fluido de corte
$q$	[-]	Relação de velocidades
$q$	[-]	Expoente
$q_d$	[-]	Relação de velocidades no dressamento
$q_m$	[-]	Coefficiente de extensão longitudinal
$n_k$	[-]	Número de grãos no revestimento do rebolo
$r$	[mm]	Raio de arredondamento do perfil do rebolo
$r_k$	[μm]	Raio de arredondamento do grão
$r_p$	[mm]	Raio de ponta do rolo dressador
$r_s$	[mm]	Raio do rebolo
$r_{sk}$	[mm]	Raio de arredondamento de quina do rebolo
$r_{sk \text{ krit}}$	[mm]	Raio crítico de arredondamento de quina do rebolo
$t$	[-]	Coefficiente de Student
$t_a$	[s]	Tempo de faiscamento
$t_c$	[s]	Tempo de corte

$t_d$	[s]	Tempo de dressamento
$t_k$	[s]	Tempo de atuação do grão abrasivo
$t_p$	[%]	Percentual de suporte
$t_{sb}$	[s]	Tempo de afiação
$v_c$	[m/s]	Velocidade de corte
$v_d$	[m/s]	Velocidade de avanço no dressamento
$v_f$	[m/s]	Velocidade de avanço
$v_{fa}$	[mm/s]	Velocidade de avanço axial
$v_{fad}$	[mm/s]	Velocidade de avanço no dressamento
$v_{fr}$	[mm/s]	Velocidade de avanço radial
$v_{frd}$	[mm/s]	Velocidade de avanço no dressamento de penetração
$v_{fl}$	[m/s]	Velocidade de saída do fluido de corte
$v_{fsb}$	[mm/s]	Velocidade de avanço do bloco de afiação
$v_{fsbn}$	[mm/s]	Componente normal da velocidade de avanço do bloco de afiação
$v_{fsbt}$	[mm/s]	Componente tangencial da velocidade de avanço do bloco de afiação
$v_R$	[m/s]	Velocidade periférica do rolo dressador
$v_s$	[m/s]	Velocidade periférica do rebolo
$v_{sd}$	[m/s]	Velocidade periférica do rebolo no dressamento
$v_t$	[mm/s]	Velocidade tangencial de avanço
$v_w$	[m/s]	Velocidade tangencial da peça
$w_m$	[ $\mu\text{m}$ ]	Largura média da malha
$z$	[-]	Número de comprimentos de medição de rugosidade
$z_g$	[ $\mu\text{m}$ ]	Profundidade da zona termicamente afetada

$\alpha$	[-]	Ângulo de incidência
$\alpha$	[-]	Ângulo entre a velocidade de avanço da afiação e sua componente tangencial à superfície
$\alpha$	[-]	Expoente
$\beta$	[-]	Erro de paralelismo entre o eixo de giro do rebolo e a linha imaginária que liga a ponta à contra-ponta da retificadora
$\beta$	[-]	Expoente
$\Delta r_{Bd}$	[mm]	Remoção do ligante pela afiação
$\Delta r_s$	[mm]	Desgaste radial do rebolo
	[mm <sup>2</sup> /s]	Velocidade de desgaste radial do rebolo
$\Delta r_{sk}$	[mm]	Desgaste radial de quina do rebolo
$\epsilon_{krit}$	[-]	Protusão crítica do grão
$\gamma$	[-]	Ângulo de saída
$\gamma$	[-]	Expoente
$\eta$	[-]	Ângulo de direção efetiva
$\varphi_R$	[-]	Ângulo de inclinação do rolo dressador
$\vartheta$	[°C; K]	Temperatura
$\lambda$	[W/K.m]	Condutividade térmica
$\lambda_c$	[mm]	Comprimento de “cut-off”
$\mu$	[-]	Coefficiente de atrito
$\rho_s$	[ $\mu$ m]	Raio do gume

## Capítulo 1

### INTRODUÇÃO

A retificação é uma operação de usinagem freqüentemente utilizada na produção de peças de aço. Quando se deseja obter ótima qualidade superficial e precisão dimensional e de forma com baixo custo, a inclusão da retificação entre as operações a serem executadas é óbvia para qualquer fabricante da indústria metal-mecânica. Isto é especialmente verdadeiro em se tratando de aços endurecidos.

A utilização de rebolos de nitreto de boro cúbico (CBN) na retificação de aços pode trazer muitas vantagens em relação aos resultados obtidos com rebolos convencionais, de óxido de alumínio. Devido à excepcional dureza de seu material abrasivo, os rebolos de CBN sofrem desgaste muito mais lentamente e, portanto, conseguem proporcionar resultados mais uniformes e ao longo de um período de tempo muito maior. Isto possibilita que as trocas ou preparações de ferramenta sejam muito menos freqüentes e que os tempos não produtivos sejam reduzidos a um mínimo. Também é viável a adoção de maiores taxas de retificação, de modo que até os tempos principais podem ser consideravelmente reduzidos.

A isto deve ser adicionado o fato de que as peculiaridades de rebolos de nitreto de boro cúbico ensejaram o surgimento de uma nova geração de máquinas-ferramenta, que possibilitam a obtenção de altas velocidades de corte e de avanço e dispõem de sistemas automatizados de condicionamento dos rebolos. Com tais máquinas passou a ser possível obter resultados extraordinários em termos de produtividade e qualidade das peças retificadas.

Assim, ainda que o custo de aquisição de rebolos de CBN seja muito maior que o de rebolos convencionais, fabricantes de ferramentas apregoam que o processo pode ser regulado de uma maneira tal que o custo final por peça se torne de 15 a 20% inferior.

Entretanto, a implementação de rebolos de nitreto de boro cúbico em produção pode não ser tarefa fácil, pois seu desempenho é bastante dependente das condições de dressamento, sobretudo no caso de rebolos de ligante resinóide.

Além disso, no caso de retificadoras convencionais, originalmente projetadas para a utilização apenas de discos abrasivos comuns, o desempenho de rebolos de CBN pode ser bastante comprometido, pois as relativamente baixas velocidades de corte atingidas aumentam o desgaste do rebolo. Por outro lado, velocidades de avanço comparativamente baixas em relação a retificadoras modernas fazem com que os tempos principais de fabricação não diminuam tanto a ponto de justificar o alto custo do material superabrasivo. Somado a isto está o fato de o dressamento, quando conduzido manualmente pelo operador da máquina, ser um processo moroso e de resultados imprevisíveis.

Este trabalho tem por objetivo verificar até que ponto o emprego de rebolos resinóides de nitreto de boro cúbico em uma retificadora convencional pode ser viabilizado técnica e economicamente. Para tanto, sistemas especiais de dressamento de rebolos de CBN são projetados e adaptados em uma retificadora cilíndrica, na qual é testada a operação de retificação lateral de dupla face de peças de aço C15 PbK cementado, temperado e revenido a 750 HV.

Como este é um trabalho pioneiro na UFSC, no capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica bastante extensa. A apresentação de uma grande quantidade de informações sobre o assunto se justifica pelo fato de a retificação, especialmente com materiais superabrasivos, ser um tema complexo e ainda pouco estudado no Brasil. Além disso, um profundo embasamento sobre o

processo de retificação se faz necessário para fundamentar os procedimentos e conclusões desenvolvidos nos capítulos seguintes.

Num primeiro momento, o processo de retificação é apresentado de uma forma geral, tomando por base publicações de König [1,2], que por sua vez reúnem alguns dos mais importantes trabalhos de pesquisa realizados sobre o assunto, constituindo um verdadeiro estado da arte da retificação. Em seguida, a utilização do CBN é descrita em detalhe, com base em vários trabalhos. Especial atenção é dada ao processo de dressamento do rebolo, em virtude de sua importância.

## Capítulo 2

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 - USINAGEM COM GUMES DE GEOMETRIA NÃO DEFINIDA

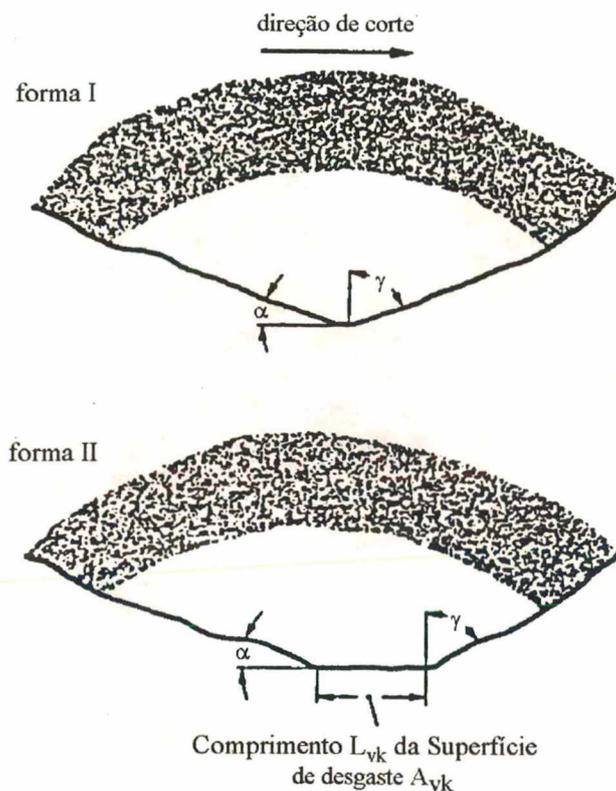
De acordo com König [1,2], a pesquisa dos fenômenos que dominam os processos de usinagem com ferramentas cujos gumes têm geometria não definida, como a retificação, só pode ser realizada com grande dificuldade. Por um lado, as formas dos gumes são extremamente complexas e, por outro, há uma grande quantidade de gumes atuando simultaneamente, de forma que a remoção de material é dada pela soma de incontáveis fenômenos isolados de formação de cavacos.

##### 2.1.1 - FORMA MÉDIA DOS GUMES DE GEOMETRIA NÃO DEFINIDA

Os grãos abrasivos devem ser feitos de materiais cristalinos, com dureza superior à do material a ser usinado. Esses materiais são tão frágeis que o próprio processo de moagem durante a fabricação faz rachar os grãos, levando a uma forma geométrica aleatória, com gumes afiados e cantos vivos. São essas protuberâncias que efetivamente penetram na peça, constituindo, portanto, os gumes propriamente ditos do grão abrasivo.

Como os gumes só penetram até uma profundidade ( $h_{cu \max}$ ) na peça, eles apresentam o topo achatado pelo desgaste. A geometria da cunha de um gume é retratada na figura 1, onde são

apresentados o ângulo de saída  $\gamma$ , o ângulo de incidência  $\alpha$ , e a superfície de desgaste  $A_{vk}$ . É curioso notar que enquanto a cunha de corte de uma ferramenta de torneamento apresenta ângulos positivos ou pouco negativos (até  $-25^\circ$ ), um gume de forma geométrica não definida apresenta um ângulo de saída da ordem de  $-80^\circ$ .



**FIGURA 1** - Idealização do perfil médio de um gume de retificação [1]

A forma média do perfil do gume, como mostrado na figura 2, pode ser aproximada de maneira a apresentar um raio  $\rho_s$ , de modo que se tem a possibilidade de estabelecer um quociente entre a espessura de usinagem ( $h_{cu}$ ) e o raio do gume, que é definido como grau de afiação ( $h_{cu}/\rho_s$ ). Para processos de acabamento, o grau de afiação é de aproximadamente 0,2.

O raio de arredondamento do gume de uma ferramenta de torneamento, por exemplo, está normalmente situado na faixa de alguns milésimos de milímetro, ao passo que a espessura de

usinagem está situada na faixa de décimos de milímetro. Desta forma, o grau de afiação de uma ferramenta de torneamento é muito maior do que o de uma ferramenta de geometria não definida.

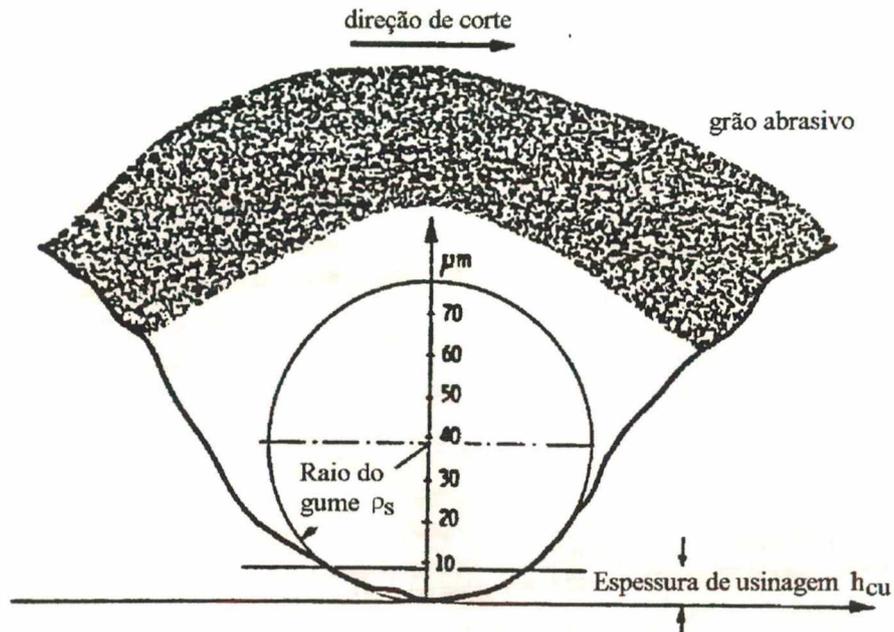


FIGURA 2 - Forma média de um gume de retificação [1]

### 2.1.2 - PENETRAÇÃO DO GUME

Durante o processo de fabricação (fig. 3), os gumes penetram na superfície da peça em uma trajetória quase plana, de modo que inicialmente ocorrem apenas deformações elásticas (região I). Posteriormente, na região II, tem-se, devido a deformações plásticas, uma região em que ocorre escoamento de material. Porém, o arredondamento do gume faz com que o ângulo formado entre seu contorno e o material seja muito pequeno e não se produza um cavaco. O material é simplesmente empurrado para os lados e formam-se rebarbas.

Numa terceira região, o gume penetra suficientemente na peça, isto é, a espessura de usinagem atinge a penetração de início de corte ( $T_\mu$ ), iniciando a formação propriamente dita do cavaco.

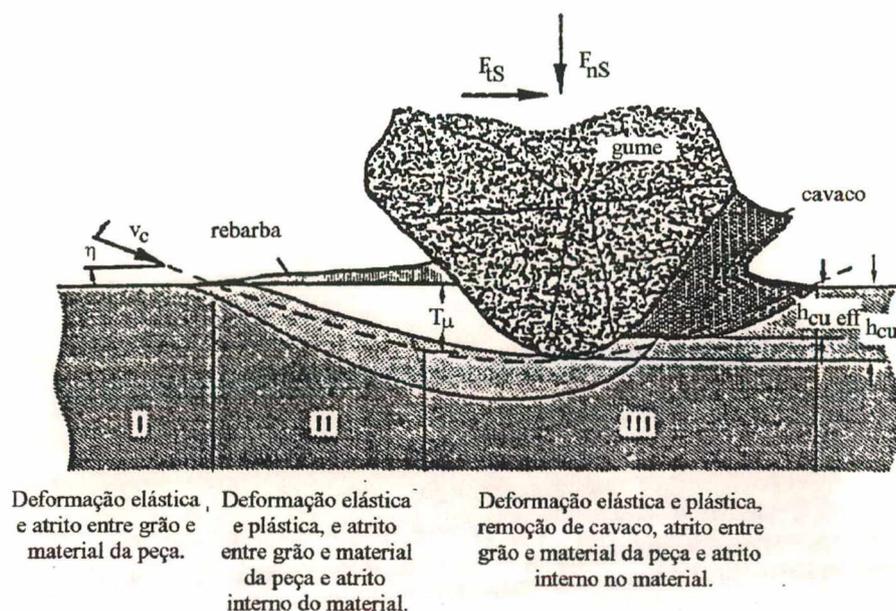


FIGURA 3 - Representação esquemática do início do corte na retificação [1]

### 2.1.3 - FORÇA DE CORTE E DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA NO GUME

A força de usinagem que atua sobre o gume durante a fase de ação do grão abrasivo pode ser subdividida em uma componente no sentido do corte ( $F_{tS}$ ) e em uma componente normal ao sentido do corte ( $F_{nS}$ ). O quociente  $F_{nS}/F_{tS}$  é denominado de relação de força de usinagem.

Durante a fase em que inicia o escoamento do material, a força normal com a qual o gume deve ser pressionado para dentro do material é consideravelmente maior que a força tangencial e a relação da força de usinagem é relativamente alta. No início da formação do cavaco, a força tangencial aumenta, de forma que a relação da força de usinagem diminui.

Gumes afiados (menor  $\rho_s$ ) permitem que o início da formação do cavaco ocorra mais cedo, pois a força com que o gume tem que ser pressionado para dentro da peça para que seja atingida a penetração de início de corte é relativamente menor.

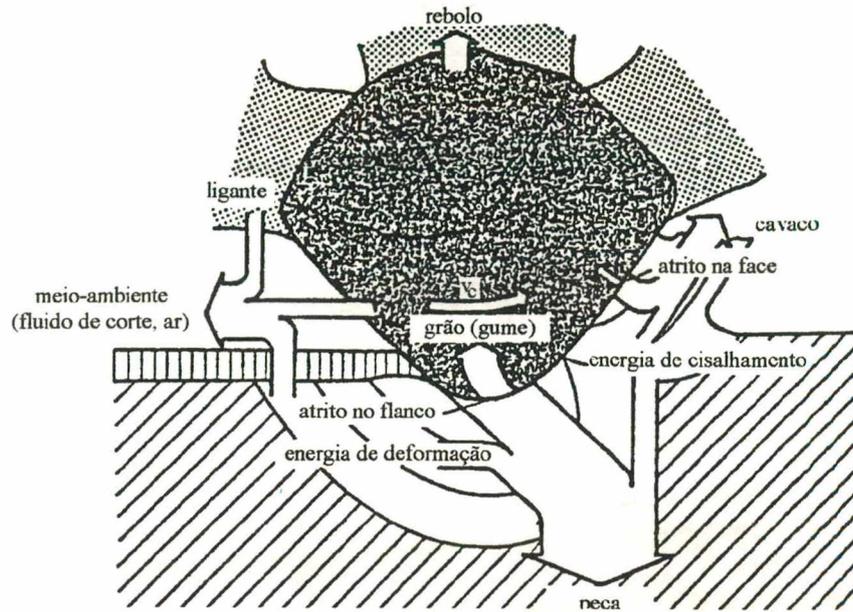
Pelo contrário, gumes cegos (maior  $\rho_s$ ) atuam no sentido de retardar o início da formação do cavaco. Além disso, em decorrência da superfície de contato aumentada, a força total de retificação é maior.

Para pequenas espessuras de usinagem, gumes cegos só atritam com a superfície da peça e o material é apenas deformado plasticamente, sem que haja formação de cavacos.

Para usinagem de um certo volume de material com ferramenta de geometria não definida, é necessária uma energia em torno de 10 vezes maior que a necessária para a remoção do mesmo volume com ferramenta de geometria definida.

A figura 4 mostra que a energia mecânica introduzida no processo é basicamente transformada em calor em quatro regiões. Em virtude da pouca afiação dos gumes, a maior parte da energia mecânica é transformada em calor pelo atrito no flanco dos gumes e pela deformação plástica do material da peça. Além disso, também se transforma energia mecânica em calor na superfície de saída durante a remoção do cavaco. No caso da retificação, uma parte da energia também é transformada em calor em decorrência do atrito do ligante sobre a superfície da peça.

Enquanto que na usinagem com ferramentas de geometria definida a maior parte do calor é transportada pelos cavacos, na usinagem com ferramentas de gumes geometricamente não definidos, a pouca afiação dos gumes e o ângulo de saída fortemente negativo fazem com que a maior parte do calor produzido pelo atrito e deformações plásticas flua para dentro da peça e lá provoque um aumento localizado de temperatura. Dependendo da ordem de grandeza e do tempo desse aumento, podem ocorrer mudanças na estrutura cristalina do material e fenômenos de oxidação superficial da peça.



**FIGURA 4 - Distribuição da energia durante a retificação [1]**

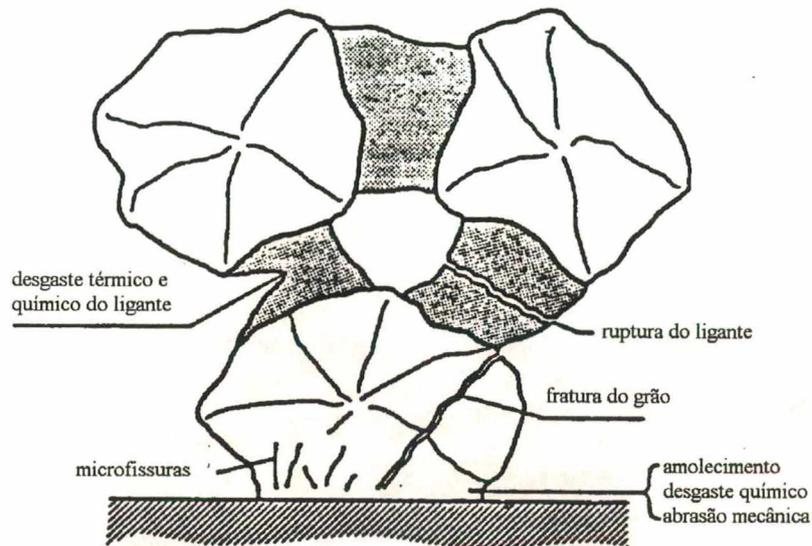
Pela utilização do fluido de corte, que possibilita uma remoção rápida do calor, é possível reduzir a magnitude do aumento de temperatura. Além disso, a lubrificação proporcionada pelo fluido de corte leva a uma diminuição do atrito e, com isso, reduz a geração de calor.

#### **2.1.4 - DESGASTE DO MATERIAL ABRASIVO**

O desgaste dos grãos abrasivos tem início nas camadas cristalinas próximas à camada superficial do grão (figura 5). Nessas camadas, pressões e temperaturas extremamente altas induzem a fenômenos de oxidação e de difusão, que reduzem a resistência abrasiva do material e levam à formação de uma camada menos resistente à compressão que, devido à ação mecânica subsequente, é removida por abrasão.

Pela ação mecânica e térmica alternante é possível ocorrer fadiga da estrutura cristalina em locais com falhas (contornos de grão, impurezas na estrutura cristalina, variações de dureza, etc.),

nas quais principiam fissuras de fadiga. Tais fissuras podem se propagar e levar ao lascamento de partes do grão ou podem provocar a formação de uma microfissura que leva ao fissuramento de grande parte do grão abrasivo.



**FIGURA 5 - Formas de desgaste no grão e no ligante [1]**

Muito frequentemente, o desgaste dos grãos abrasivos é causa imediata para o desgaste do ligante, pois devido ao achatamento do gume tem-se um aumento da força de atrito, que provoca um aumento localizado da força de corte. Com isto, a resistência mecânica do ligante é ultrapassada, causando a liberação de um ou mais grãos inteiros.

## 2.2 - REBOLOS

### 2.2.1 - MATERIAIS ABRASIVOS

Existem 5 tipos de materiais abrasivos naturais que são ainda utilizados na fabricação de rebolos: quartzo, granada, esmeril, coríndon e diamante.

Com exceção do diamante, os materiais abrasivos naturais não dispõem de resistência mecânica suficiente. Além disso, nesses materiais a qualidade não pode ser controlada de uma forma tão eficiente e reproduzível como nos produtos sintéticos. Em virtude disto, esses materiais abrasivos têm atualmente uma importância apenas secundária.

Como materiais abrasivos sintéticos usados na fabricação de rebolos dispõe-se atualmente de coríndon, carboneto de silício, diamante e nitreto de boro cúbico.

#### a) Coríndon

É composto de óxido de alumínio cristalino,  $Al_2O_3$ . De acordo com o teor de impurezas, geralmente  $TiO_2$ ,  $SiO_2$  e  $Fe_2O_3$ , os coríndons distinguem-se entre coríndons normal, semi-nobre e nobre. O coríndon nobre, de cor branca, mais puro e mais duro, porém menos tenaz, contém um percentual de  $Al_2O_3$  superior a 99%.

Outros coríndons são encontrados no mercado, como o nobre rosa e o nobre vermelho que, em virtude da adição de  $Cr_2O_3$ , são mais tenazes que o nobre branco, mantendo a mesma dureza. O coríndon de zircônio apresenta uma estrutura extremamente tenaz, devido à adição de teores de 10, 25 ou 40% de  $ZrO_2$ .

A condutividade térmica do óxido de alumínio cristalino diminui consideravelmente com o aumento da temperatura. Por isso, quando se trabalha em temperaturas elevadas, o calor se

concentra cada vez mais nas regiões mais próximas do gume da ferramenta, o que leva a temperaturas extremas no gume, diminuindo sua resistência à abrasão.

Com a temperatura crescente, o coeficiente de dilatação térmica do óxido de alumínio também aumenta e as variações cíclicas de temperatura decorrentes do processo levam a tensões térmicas cada vez maiores no grão. Além disso, se os coeficientes de dilatação térmica do grão e do ligante são bastante diferenciados, pode ocorrer o rompimento da ligação entre eles.

Com dureza Knoop em torno de  $K_{100} = 2150$ , ponto de fusão de  $2050^{\circ}\text{C}$  e ponto de amolecimento sob pressão à temperatura de  $1750^{\circ}\text{C}$ , os coríndons são geralmente utilizados para retificação de aços-carbono, aços ligados, aços rápidos, ferro fundido nodular, ferro fundido maleável recozido e bronzes duros [3].

Para retificação de aços mais duros, como os rápidos e os temperados, em trabalhos de precisão, são empregados coríndons mais duros e menos tenazes, como o nobre branco, pois para que se tenha uma adequada remoção de cavaco nesses materiais é necessário ter gumes sempre afiados [4]. Esses coríndons se quebram com mais facilidade, de modo que os gumes se mantêm afiados por mais tempo.

Pelo contrário, para retificação de aços mais macios em trabalhos de desbaste pesado, é mais adequado o emprego de qualidades de coríndon que apresentam maior tenacidade [4], como o coríndon de zircônio, pois neste caso a remoção de material é possível mesmo com gumes mais desgastados, o que acaba levando a maiores vidas do rebolo.

## **b) Carboneto de Silício**

O carboneto de silício,  $\text{SiC}$ , apresenta boa dureza, independente da orientação dos cristais e situada entre  $K_{100} = 2450$  a  $3000$ . Tem boas características de fratura, gerando gumes bem vivos, diferentemente do coríndon, cuja tendência maior é de permitir desgaste abrasivo. Sua

tenacidade aumenta rapidamente com a diminuição do tamanho de grão, podendo chegar a ser maior que a do coríndon. O ponto de amolecimento sob pressão é de 2000 °C e o de recristalização é de 2400°C, que são temperaturas relativamente altas. Com uma alta condutividade térmica, o SiC tem, em relação ao coríndon, condições muito melhores de conduzir dentro do grão o calor gerado nos gumes. Além disso, seu pequeno coeficiente de dilatação térmica também lhe confere um comportamento bem mais favorável em relação às variações de temperatura.

Distinguem-se duas qualidades de carboneto de silício, a verde, mais pura, e a preta, igualmente dura, porém mais tenaz. Os rebolos de cor verde são utilizados na afiação de ferramentas de metal duro. Já os rebolos de cor preta são usados na retificação de ferro fundido cinzento e ferro fundido coquilhado, aço inox 18-8, não-ferrosos (latão, bronze, alumínio, cobre) e não metálicos (borracha, couro, refratários, mármore, granito e vidro) [3]. Sua aplicação na retificação de aços não é economicamente viável, em virtude da afinidade desses materiais com o carbono.

### **c) Diamante**

Sua mais notável propriedade é a extrema dureza, que se situa entre  $K_{100} = 5000$  e 7000, dependendo da orientação do cristal.

O diamante, em relação ao coríndon e ao carboneto de silício, tem uma condutividade térmica muito grande, o que pode levar à destruição de ligantes resinóides e à eliminação precoce do grão.

O revestimento do grão de diamante com níquel, cobalto ou ligas metálicas tem por objetivo moderar a dissipação do calor para o ligante. Esses revestimentos também aumentam a resistência de ligação entre grão abrasivo e ligante.

Sob a ação de pequenas pressões, o diamante apresenta uma grafitização já a partir de 900°C. A partir de 1400°C o diamante oxida, desde que haja oxigênio suficiente.

O diamante é usado para retificar metal duro, quartzo, cristal, pedras preciosas, mármore, granito e materiais cerâmicos. Diamantes revestidos e com configurações cristalinas controladas expandiram a aplicação desse abrasivo para retificação de não ferrosos dúcteis [3].

#### **d) Nitreto de Boro Cúbico (CBN)**

Com uma altíssima dureza ( $K_{100} = 4700$ ), independente da orientação dos cristais e inferior apenas à do diamante, o nitreto de boro cúbico é o material abrasivo de desenvolvimento mais recente. Sua sintetização foi obtida pela primeira vez em 1957, mas só em 1968 o CBN foi fabricado industrialmente como material abrasivo. Seu surgimento possibilitou a retificação de aços endurecidos com grãos superabrasivos. Isto porque, apesar da inigualável dureza do diamante, seu emprego na retificação de ferrosos, especialmente aços hipoeutéticos, menos saturados de carbono, é dificultado pela tendência que o carbono apresenta de se difundir no ferro quando sob as altas temperaturas e pressões geradas na interface do rebolo com a peça.

O nitreto de boro cúbico é sintetizado a partir do nitreto de boro hexagonal, um pó extremamente mole, mediante aplicação de elevadas pressões e temperaturas na presença de um catalisador.

Comparado ao diamante, o CBN apresenta uma resistência elevada à temperatura. Enquanto que em diamantes a grafitização inicia a partir de 900°C, o nitreto de boro cúbico à pressão atmosférica apresenta estabilidade até 2000°C. Além disso, a queda da dureza do diamante com a temperatura é tão brusca a partir de 500°C que em 800°C ela é inferior à do CBN à mesma temperatura [5].

O CBN ao ar é estável em relação ao oxigênio em temperaturas de 1200 a 1300°C, pois se forma uma camada protetora de óxido de boro  $B_2O_3$ , que impede o prosseguimento da oxidação. No entanto, grãos na presença de vapor d'água superaquecido não são revestidos por essa camada, pois passa a ocorrer a formação de ácido bórico e amoníaco, pela reação:



observando-se, então, um desgaste dos grãos na forma de marcas e fissuras, além de perda de massa.

As aplicações do CBN abrangem aços de todos os tipos, mas é utilizado principalmente na retificação de aços endurecidos.

Os grãos de CBN, de forma irregular, são apresentados em duas qualidades básicas. Uma com recobrimento de 60%, em peso, de níquel, recomendada especialmente para ferramentas com ligante resinóide, para moderar a condução de calor para o ligante. A outra, sem recobrimento, é utilizada em ferramentas de ligante vitrificado e de ligante metálico.

Os grãos podem ainda ser mono ou microcristalinos. O CBN monocristalino, que depende de um desgaste por macrolascamentos para gerar gumes afiados, pode ser de média ou alta tenacidade. O CBN monocristalino de média tenacidade é adequado para aplicações gerais e pequenas a médias taxas de retificação. Já o CBN monocristalino de alta tenacidade é mais apropriado para aplicações mais severas.

O CBN microcristalino, adequado para condições bastante severas de retificação, é constituído por pequenos cristais de 1  $\mu m$  sinterizados. O desgaste dessa variedade, que ocorre por desgaste abrasivo e perda de cristais individuais, sempre gera gumes afiados, o que contribui para que a força de retificação permaneça estável [6].

## 2.2.2 - LIGANTES

Os ligantes têm a função de manter o grão aprisionado até que este esteja sem capacidade de corte. Nesse instante, o ligante deve liberar o grão abrasivo para que os grãos posicionados em camadas mais profundas, ainda afiados, possam entrar em ação.

Como ligantes, a indústria de abrasivos utiliza materiais inorgânicos e orgânicos. Dentre esses materiais, os mais importantes são os ligantes cerâmicos ou vitrificados e os ligantes metálicos, que são ligantes inorgânicos, e os ligantes resinóides, que são ligantes orgânicos.

### a) Ligante Cerâmicos ou Vitrificados

Mais da metade de todos os rebolos fabricados usam ligantes cerâmicos. Esses ligantes são misturas de materiais como caulim, argilas brancas e vermelhas, quartzo em pó e feldspato. Modernamente também se acrescentam fundentes, que normalmente contêm silicatos de boro e monóxido de magnésio, com o objetivo de abaixar a temperatura de queima dos rebolos, poupando tempo e combustível no aquecimento dos fornos de sinterização.

Os ligantes cerâmicos conferem aos rebolos as seguintes propriedades:

- grande agressividade dos grãos abrasivos, em virtude da estrutura que resulta bastante porosa;
- inelasticidade, em virtude da dureza do ligante;
- fragilidade e suscetibilidade a impactos;
- resistência à temperatura, mas suscetibilidade a variações de temperatura;
- resistência química a óleo, água, fluidos de corte, ácidos, etc.

### **b) Ligantes Metálicos**

Os ligantes metálicos, de desenvolvimento mais recente, são obtidos pela sinterização de pós de bronze ou de metal duro, ou pela deposição galvânica de níquel sobre um corpo base até que se tenha uma espessura suficiente para fixar os grãos abrasivos.

### **c) Ligantes Resinóides**

Depois dos ligantes cerâmicos, são os mais usados na fabricação de rebolos, proporcionando rebolos elásticos. Foram especialmente desenvolvidos para rebolos de diamante, já que esse abrasivo não resiste às altas temperaturas necessárias à sinterização de rebolos cerâmicos. Hoje em dia são largamente usados também como ligantes de rebolos de CBN.

São utilizadas resinas sintéticas com ou sem materiais de enchimento. As resinas podem ser fenólicas ou polímidas, que são mais resistentes [6].

Os materiais de enchimento - criolita, quartzo em pó, hidróxido de cálcio, pirita e óxido de ferro - evitam a formação de bolhas ou vazios e melhoram a resistência à flexão e a estabilidade térmica dos rebolos.

### **2.2.3 - ESTRUTURA DOS REBOLOS**

A dureza do rebolo equivale à resistência que ele oferece à remoção dos grãos. A dureza é dependente não só do tipo do ligante e do material abrasivo, mas também da estrutura do rebolo, isto é, da sua composição volumétrica em termos do percentual de grãos, ligante e poros, e de sua distribuição.

O volume total de um rebolo ( $V$ ) pode ser expresso como a soma das parcelas volume de grãos ( $V_K$ ), volume do ligante ( $V_B$ ) e volume de poros ( $V_P$ ).

$$V = V_K + V_B + V_P \quad (2)$$

Na figura 6, tendo-se como base a estrutura bastante aberta de (a), com distribuição  $V_{K1}$ ,  $V_{B1}$  e  $V_{P1}$ , é possível aumentar a dureza do rebolo através do aumento do volume do ligante  $V_B$ , já que, mantido o volume de grãos  $V_K$ , o volume de poros  $V_P$  diminui. É o que se observa em (b), com a maior espessura das pontes de ligação proporcionando um aumento da resistência ao arrancamento de grãos. Em (c), o volume de abrasivo inicial é aumentado em detrimento do volume de poros, o que leva, igualmente, a um aumento da dureza do rebolo. Em (d), o aumento de  $V_K$  e a diminuição de  $V_B$ , mantido o volume de poros inicial, pode levar a um aumento de dureza do rebolo, pois há uma participação de maior quantidade de grãos abrasivos duros no processo, o que minimiza o desgaste individual e diminui a taxa de arrancamento dos grãos. Em (e), é mostrado o aumento dos  $V_K$  e  $V_B$  iniciais em detrimento do volume de poros. Obtém-se um considerável aumento de dureza mas, em contrapartida, há uma acentuada diminuição da capacidade do rebolo de remover cavacos, uma vez que os poros, que têm a função de absorver os cavacos, são praticamente inexistentes.

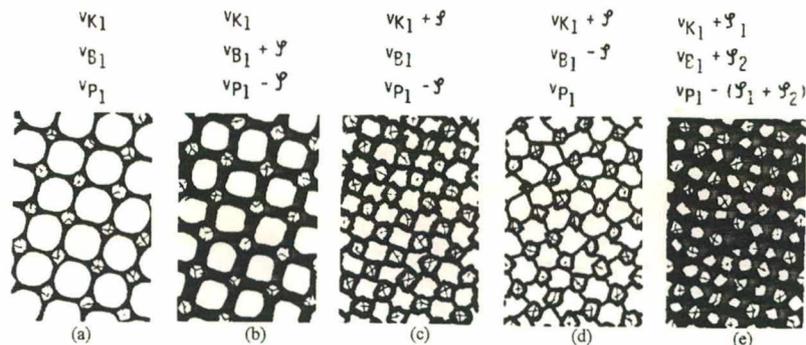


FIGURA 6 - Estruturas de rebolos [1]

## 2.2.4 - ESPECIFICAÇÃO DE REBOLOS SUPERABRASIVOS

Não existe, até o momento, uma norma que padronize a especificação de rebolos com revestimento de diamante ou de nitreto de boro cúbico. De acordo com as indicações dos fabricantes e do padrão FEPA (Federação Europeia de Produtos Abrasivos), a especificação desses rebolos é constituída por uma parte que caracteriza a forma e as dimensões, e por outra que caracteriza o revestimento abrasivo (figura 7).

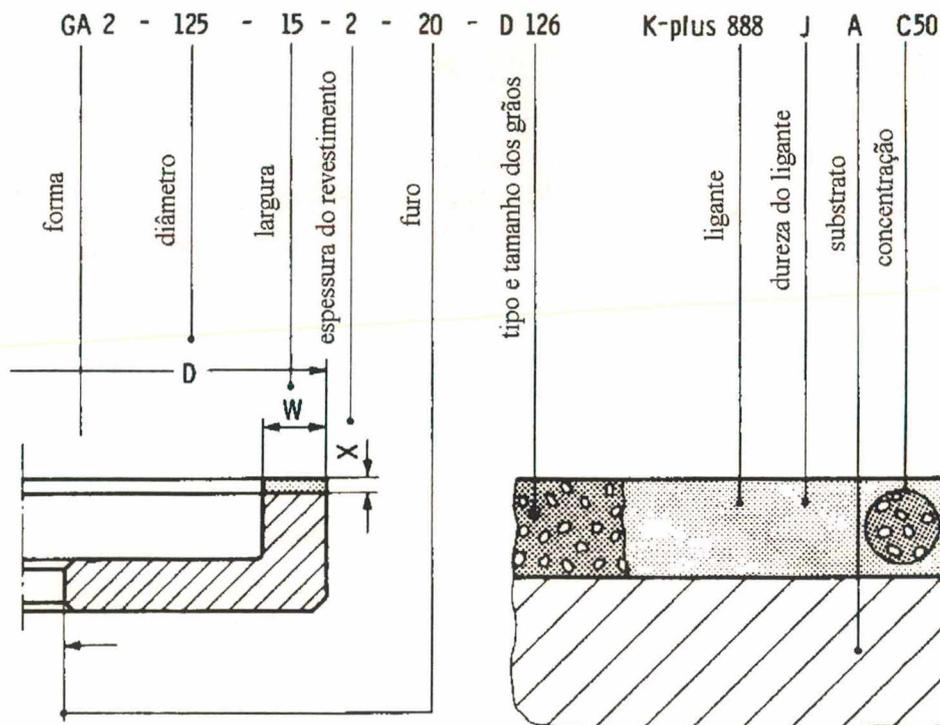
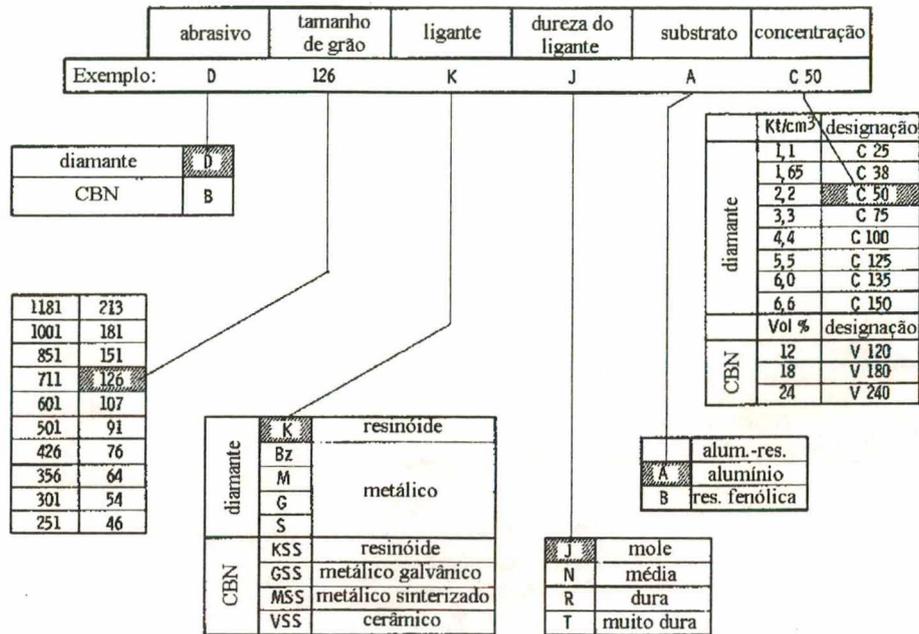


FIGURA 7 - Designação completa de um rebolo superabrasivo [1]

A figura 8 mostra em detalhe a segunda parte, que caracteriza o revestimento abrasivo. A primeira indicação diz respeito ao tipo de abrasivo, que pode ser diamante (D) ou nitreto de boro cúbico (B). Em seguida, vem o número que especifica a granulometria do abrasivo. De acordo com o padrão FEPA, esse número cresce com o aumento do tamanho do grão. Ele indica a

abertura da malha da peneira (em  $\mu\text{m}$ ). Fabricantes americanos, entretanto, têm utilizado o número de mesh, que indica o número de aberturas por polegada linear de uma malha.



**FIGURA 8** - Composição e designação de rebolos superabrasivos [1]

O quadro 1 fornece a correlação entre a abertura da malha e o número de mesh para as granulometrias mais comuns.

Abertura da malha ( $\mu\text{m}$ ) - norma FEPA	Número de mesh
181	80 / 100
151	100 / 120
126	120 / 140
107	140 / 170
91	170 / 200
76	200 / 230

**QUADRO 1** - Correlação entre a norma FEPA e o padrão americano de granulometria

Da subsequente combinação de letras e números pode-se descobrir qual o tipo de ligante utilizado. O fabricante tem liberdade para definir ligantes específicos. A seguir, vem a indicação da dureza do ligante, que pode ser caracterizada pelas letras J, N, R e T, correspondendo a uma dureza crescente do rebolo.

A indicação seguinte diz respeito ao corpo-base do rebolo. Por motivos econômicos, rebolos de diamante ou de nitreto de boro cúbico são constituídos de um corpo base sobre o qual é aplicado um revestimento de grão e ligante. Para o corpo base existem três materiais:

- a) corpo-base de ligas de alumínio: caracteriza-se por uma alta resistência. Normalmente se aplica em ferramentas delgadas ou, por motivos de estabilidade e resistência, para permitir velocidades tangenciais elevadas;
- b) corpo-base de resina sintética: apesar de não atingir as propriedades mecânicas citadas acima, apresenta uma capacidade de amortecimento bem mais adequada;
- c) corpo-base de resina sintética misturada a cavacos de alumínio: forma um rebolo com características intermediárias.

Após a especificação do corpo base, vem a informação sobre a concentração do abrasivo. Em rebolos diamantados, 100 significa uma concentração de 4,4 quilates (kt) por  $\text{cm}^3$ . Isto corresponde a uma proporção volumétrica de 25% no volume total do revestimento diamantado, tendo como base uma densidade de diamante de  $3,52 \text{ g/cm}^3$  e levando-se em conta que  $1 \text{ kt} = 0,2$  gramas.

Em rebolos de nitreto de boro cúbico, as indicações de concentração normalmente correspondem a dez vezes o valor percentual do grão abrasivo no revestimento total.

Concentrações típicas são V120, V180 e V240, correspondendo, respectivamente, a proporções volumétricas de 12, 18 e 24% de grãos de CBN no volume total do revestimento.

Alguns fabricantes indicam a concentração de rebolos de CBN da mesma maneira que o fazem para rebolos diamantados, empregando a concentração 100 para designar uma proporção volumétrica de grãos de 25% do volume total. Neste caso, são encontradas concentrações de até 200 para rebolos de ligante vitrificado, o que corresponde a 50% de grãos abrasivos em volume no revestimento [7].

A escolha da concentração mais adequada depende da finalidade, da forma e das dimensões do rebole e do tamanho do grão que é empregado para obter um certo resultado na retificação. Como o número médio de grãos por quilate aumenta com a diminuição do tamanho de grão, é compreensível que para tamanhos de grão pequenos, de uma forma geral, uma concentração mais baixa satisfaça às exigências da retificação, no tocante à qualidade das peças produzidas.

### **2.3 - FLUIDOS DE CORTE NA RETIFICAÇÃO**

A grande quantidade de calor produzida na retificação pode levar a consideráveis solicitações térmicas na ferramenta e na peça. No lado da ferramenta, com a falta de uma refrigeração adequada, pode-se esperar um desgaste mais acentuado. No lado da peça, podem ser produzidos problemas como alterações de dureza, áreas queimadas e manchadas, trincas, empenamentos e deformações. Além disso, os poros, que têm a função de alojar momentaneamente os cavacos formados, são relativamente pequenos e, para que se mantenha a

capacidade de corte do rebolo, eles devem ser desobstruídos continuamente. Deste modo, quase sempre são empregados fluidos de corte na retificação.

### **2.3.1 - SUBDIVISÃO E PROPRIEDADES DOS FLUIDOS DE CORTE**

#### **a) Fluidos de Corte não Miscíveis em Água**

Fluidos de corte não miscíveis em água, também denominados óleos de corte, são hoje quase que exclusivamente fabricados à base de óleos minerais. Em relação aos fluidos de corte à base de água, os óleos, que a 40 °C têm uma viscosidade aproximadamente 50 vezes maior que a da água, apresentam a vantagem de uma melhor lubrificação. Essa característica é particularmente importante na retificação dos chamados materiais formadores de cavacos, como os aços, onde o atrito é responsável por grande parte do calor gerado. Para materiais cujo processo de remoção de cavacos é predominantemente o de arrancamento, sendo menor a quantidade de calor gerada por atrito, como os materiais cerâmicos, essa característica de melhor lubrificação não é tão importante [8].

Uma desvantagem do óleo mineral é a capacidade de refrigeração relativamente baixa. Há que se considerar ainda que a utilização de óleo mineral leva a maiores custos ambientais [9].

#### **b) Emulsões de Óleo em Água**

Emulsões de óleo em água são empregadas quando se deseja acentuar menos a ação lubrificante e se está particularmente interessado numa boa ação de refrigeração. Através da ação de substâncias emulsionantes, obtém-se nas emulsões uma fina distribuição de gotículas de óleo em água.

As propriedades físicas da emulsão são comparáveis às da água, que tem capacidade térmica específica duas vezes maior e condutividade térmica cerca de cinco vezes maior que a do óleo.

Em geral, são usadas concentrações de 1 a 2% de óleo em água. Contudo, em operações mais difíceis, nas quais se deseja oferecer melhores condições de lubrificação, as emulsões costumam ser usadas em concentrações de 5 a 20% e com aditivos de extrema pressão.

### **c) Soluções Aquosas**

Soluções aquosas, às vezes chamadas de fluidos sintéticos, decorrem da mistura de um concentrado de produtos orgânicos ou inorgânicos, em concentrações de até 10%, com água.

A ação de soluções, que em geral são isentas de óleos minerais, está baseada não no efeito de lubrificação, mas apenas num efeito de refrigeração e limpeza. Para obter qualidades lubrificantes, às vezes são adicionadas pequenas quantidades de óleo mineral e aditivos. Fala-se então em fluidos semi-sintéticos [10].

### **2.3.2 - ADITIVAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE**

Em caso de necessidade, os fluidos de corte podem ser dopados com produtos químicos ou físicos que, nas condições de temperatura e pressão, reagem com o material da peça, formando filmes lubrificantes protetores. Essa aditivação pode ser feita com aditivos polares ou aditivos de extrema pressão.

No grupo de aditivos polares, são geralmente utilizados ácidos graxos, que são óleos de origem vegetal ou animal [10]. As moléculas de ácidos graxos se depositam firmemente sobre as

superfícies metálicas, formando várias camadas de fácil cisalhamento e boa resistência à compressão. Em materiais metálicos com ação catalítica pode se dar, em virtude das condições de temperatura e pressão, uma reação entre os ácidos graxos e a superfície metálica. Nessa reação são formados sabões metálicos que atuam como filmes lubrificantes altamente viscosos.

Entretanto, a faixa de temperatura em que esses materiais polares atuam é relativamente baixa, terminando em 130°C. Assim, eles só são adequados para processos de acabamento para obtenção de boas qualidades superficiais e para retificação de metais leves e metais amarelos. Para solicitações maiores, isto é, na retificação de materiais de difícil usinabilidade, são utilizados os aditivos de extrema pressão, na forma de fósforo, cloro e combinações de enxofre.

Os filmes lubrificantes relativamente duros e resistentes ao desgaste que ocorrem na reação dos aditivos de extrema pressão e a superfície metálica resistem até a temperatura de 800°C. Por esse motivo, os aditivos EP têm aplicação em operações pesadas.

Pela combinação de aditivos polares e de extrema pressão é possível obter a redução do atrito em um grande intervalo de temperatura. A reação química dos lubrificantes de extrema pressão inicia assim que é atingido o ponto de fusão dos sabões metálicos (130°C). Pela combinação dos dois aditivos, pode inclusive ocorrer que a mistura apresente um efeito maior que a soma dos efeitos individuais.

## **2.4 - PROCESSO DE RETIFICAÇÃO**

O resultado desejado na retificação com rebolos, de uma forma geral, não pode ser obtido pela mera variação de um único parâmetro, mas por uma combinação apurada de vários parâmetros simultaneamente. Como consequência da interação das grandezas de sistema

(máquina, ferramenta, peça, ferramenta de dressamento e fluido de corte) e das grandezas variáveis (velocidade de avanço, velocidade de corte, velocidade da peça, condições de dressamento, condições de alimentação do fluido de corte) é que se obtém o resultado do trabalho.

O processo pode ser caracterizado por grandezas como força de corte, potência, desgaste do rebolo, temperatura e tempo de corte.

O resultado do processo de retificação deve ser analisado sob o ponto de vista tecnológico e econômico. No aspecto tecnológico, a qualidade, caracterizada por rugosidade, erro de forma e profundidade da camada termicamente afetada, é o aspecto mais importante.

A otimização dos custos de fabricação depende de vários fatores, mas o mais importante deles é o tempo de fabricação.

A grandeza que caracteriza o tempo principal de fabricação de um processo é obtida pela relação entre o volume de material usinado na peça ( $V_w$ ) e o tempo no qual se remove esse volume:

$$Q_w = \frac{V_w}{t} \quad (3)$$

Para uma real avaliação do potencial de trabalho do processo, a grandeza  $Q_w$  deve ser tornada independente da largura efetiva  $b_D$ , que é a largura do rebolo que efetivamente remove material da peça. Deste modo, após a divisão de  $Q_w$  por  $b_D$ , é obtida a grandeza taxa de retificação específica ( $Q'_w$ ) [ $\text{mm}^3/\text{mm.s}$ ]:

$$Q'_w = \frac{V_w}{b_D \cdot t} \quad (4)$$

ou, dividindo  $V_w$  por  $b_D$  e utilizando a grandeza volume usinado específico  $V'_w$ :

$$Q'_w = \frac{V'_w}{t_c} \quad (5)$$

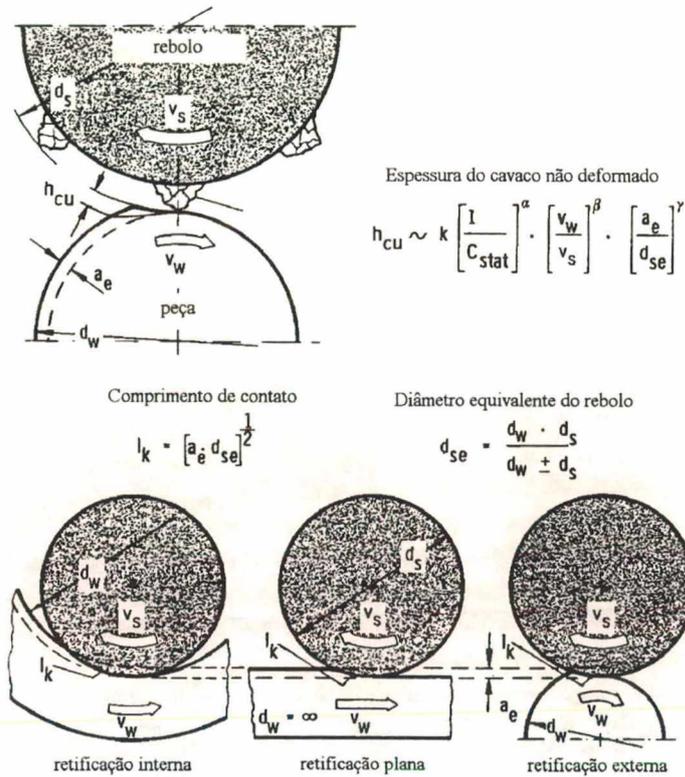
Um aumento de  $Q'_w$  leva a uma diminuição do tempo principal. Entretanto, não se pode concluir que um processo mais rápido seja também o mais econômico. O aumento da velocidade de remoção de material pode também levar a um desgaste mais acelerado na ferramenta, de modo que a fabricação tenha que ser interrompida com maior frequência para repreparar ou trocar a ferramenta. Nesse caso, as vantagens obtidas pela redução do tempo principal podem ser eliminadas pelo aumento dos tempos secundários. Deve-se considerar ainda que a diminuição do tempo de fabricação frequentemente leva a resultados inferiores na qualidade do trabalho.

#### 2.4.1 - EMBASAMENTO CINEMÁTICO DA RETIFICAÇÃO

Através da figura 9, König [1] mostra que existe uma dependência funcional entre a espessura média do cavaco não deformado ( $\bar{h}_{cu}$ ) e as variáveis de entrada velocidade de periférica do rebolo ( $v_s$ ), velocidade tangencial da peça ( $v_w$ ) e a penetração de trabalho ( $a$ ), bem como o diâmetro equivalente do rebolo ( $d_{se}$ ) e a distribuição estática de gumes no rebolo ( $C_{stat}$ ). Essa dependência pode ser descrita pela seguinte função exponencial:

$$\bar{h}_{cu} = k \cdot \left[ \frac{1}{C_{stat}} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{v_w}{v_s} \right]^\beta \cdot \left[ \frac{a}{d_{se}} \right]^\gamma \quad (6)$$

onde  $k$  é um fator de proporcionalidade e  $\alpha$ ,  $\beta$  e  $\gamma$  são constantes a serem determinadas experimentalmente, tendo valores situados entre 0 e 1.



**FIGURA 9** - Dependência entre a espessura de usinagem e as variáveis de entrada e condições de contato [1]

O comprimento de contato  $l_k$ , indicado na figura 9, é calculado a partir da equação:

$$l_k = \sqrt{a \cdot d_{se}} \quad (7)$$

onde  $d_{se}$  é o diâmetro equivalente, um parâmetro que determina as condições de contato entre rebolo e peça, indicando o diâmetro que o rebolo utilizado na retificação cilíndrica deveria ter

para proporcionar a mesma geometria de corte quando utilizado em retífica plana. O diâmetro equivalente é dado por:

$$d_{sc} = \frac{d_w \cdot d_s}{d_w \pm d_s} \quad (8)$$

onde o sinal positivo é empregado para calcular o  $d_{sc}$  em retífica cilíndrica externa, donde resulta  $d_{sc} < d_s$ , enquanto que o sinal negativo é utilizado para a retífica cilíndrica interna, de modo que  $d_{sc} > d_s$ . Apenas na retificação plana o diâmetro equivalente é igual ao diâmetro do rebolo.

Como na retificação interna rebolo e peça têm o mesmo sentido de curvatura, o comprimento de contato é relativamente grande. Na retificação externa, a situação é a inversa, de forma que o comprimento de contato é relativamente pequeno.

Com o aumento de  $l_k$  também aumenta o comprimento dos cavacos. Portanto, pressupondo-se constantes a taxa de retificação  $Q_w$  e o volume médio do cavaco, o aumento do diâmetro equivalente do rebolo, ao provocar o aumento do comprimento dos cavacos, deve levar a uma diminuição da espessura média do cavaco.

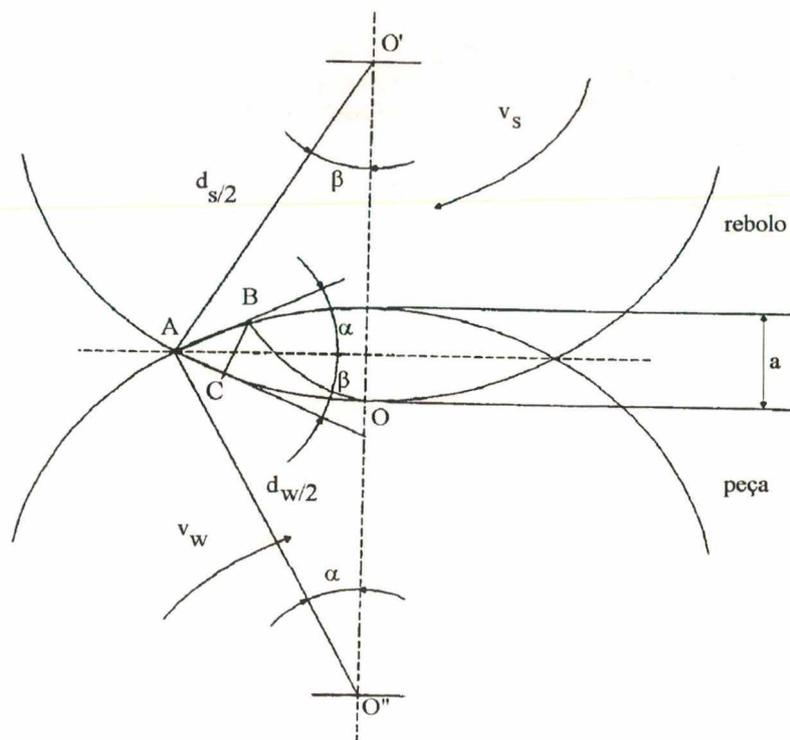
Na retificação externa, tanto a diminuição do diâmetro do rebolo como do diâmetro da peça levam a um menor diâmetro equivalente e, conseqüentemente, aumentam a espessura média do cavaco.

Na retificação interna, o aumento da espessura média do cavaco devido à diminuição do diâmetro equivalente pode ocorrer mediante a diminuição do diâmetro do rebolo ou o aumento do diâmetro interno da peça.

Da equação 6 é possível deduzir que, com velocidade periférica do rebolo crescente ou com velocidade da peça decrescente, a espessura de usinagem média do cavaco não deformado

( $\bar{h}_{cu}$ ) diminui. O motivo para isto é que, sendo mais rápida a atuação de um grão sobre a peça, esta se desloca de um ângulo relativamente menor durante o processo de corte.

É o que se observa na figura 10, onde o arco OA corresponde à trajetória de um grão, num tempo  $t$  que depende da velocidade periférica do rebolo. Já o arco AB corresponde ao deslocamento de um ponto da peça no mesmo intervalo de tempo. Nessas condições é produzido um cavaco com espessura máxima ( $h_{cu\ max}$ ) BC. Aumentando-se a velocidade do rebolo, o ponto localizado em A não mais se desloca até B durante o tempo de atuação  $t'$  ( $t' < t$ ) do grão abrasivo, mas sim até um ponto intermediário do arco AB, de modo que é produzido um cavaco mais fino [11].



**FIGURA 10** - Análise cinemática da formação de cavacos [11]

Como a velocidade de corte não tem influência sobre o volume total de material removido, seu aumento também tem como consequência a formação de um maior número de cavacos.

A distribuição estática dos gumes ( $C_{stat}$ ) é definida como o número de gumes por unidade de área do rebolo até uma profundidade de 1 mm. A figura 11 mostra que um mesmo grão pode apresentar vários gumes e, por isso, o afastamento dos gumes estáticos não é igual ao afastamento entre os grãos.

Alguns gumes estáticos estão tão recuados na estrutura do rebolo que não chegam a entrar em contato com a peça. Deste modo, dos gumes representados na figura 11, só os que estão assinalados com números é que participam do processo de usinagem, sendo, em decorrência disso, chamados gumes cinemáticos.

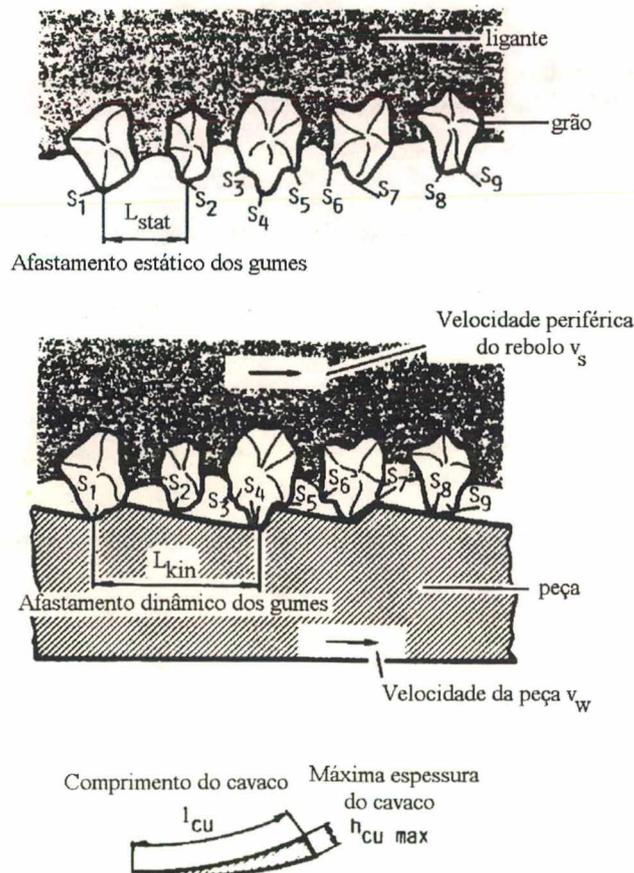


FIGURA 11 - Gumes estáticos e cinemáticos [2]

De fato, o número de gumes cinemáticos é bem menor que o de gumes estáticos, dependendo fundamentalmente do ângulo de penetração dos grãos, cujas trajetórias são definidas pela superposição dos diversos movimentos (de avanço, de corte, da peça) envolvidos. Deste modo, o número de gumes cinemáticos por unidade de área do rebolo ( $N_{kin}$ ) é representado por:

$$N_{kin} = K \cdot \left[ \frac{2 \cdot (C_{stat})^{p/q}}{K_s} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{v_w}{v_s} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{a}{d_{se}} \right]^{\alpha/2} \quad (9)$$

onde  $K$  é uma constante e  $K_s$  é um fator de forma do gume.

O afastamento dos gumes cinemáticos e, conseqüentemente, a espessura de usinagem podem ser variáveis, de forma que na retificação não se formam cavacos regulares. Por isso, a análise das grandezas cinemáticas é feita com valores médios, como por exemplo a espessura de usinagem média  $\bar{h}_{cu}$ , que pode ser comprovada estatisticamente. O número de gumes momentâneos  $N_{mon}$  define o número de gumes que estão momentaneamente em ação na peça, podendo ser deduzido a partir do número de gumes cinemáticos:

$$N_{mon} = C \cdot b_D \cdot l_k \cdot N_{kin} \quad (10)$$

A grandeza número específico de gumes momentâneos  $N'_{mon}$ , é obtida pela divisão de  $N_{mon}$  pela largura efetiva  $b_D$ , representando o número de gumes momentâneos em uma largura efetiva unitária:

$$N'_{mon} = C \cdot l_k \cdot N_{kin} \quad (11)$$

onde C é uma constante.

A partir da equação 9 é possível deduzir a expressão que define a seção transversal momentânea média  $\bar{Q}_{\text{mon}}$  dos cavacos que se formam na região de contato:

$$\bar{Q}_{\text{mon}} = \frac{(\alpha + 1)}{A} \cdot \left[ \frac{K_s}{2 \cdot (C_{\text{stat}})^{p/q}} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{v_w}{v_s} \right]^{(1-\alpha)} \cdot \left[ \frac{a}{d_{\text{se}}} \right]^{\left(\frac{1-\alpha}{2}\right)} \quad (12)$$

onde A é um fator de proporcionalidade.

A multiplicação do número de gumes que estão momentaneamente em ação numa largura de contato unitária pela seção transversal momentânea média fornece a seção momentânea total  $Q'_{\text{mon,ges}}$ , que representa a soma da seção transversal de todos os cavacos momentaneamente formados, por unidade de largura:

$$\bar{Q}'_{\text{mon ges}} = N'_{\text{mon}} \cdot \bar{Q}_{\text{mon}} = a \cdot \frac{v_w}{v_s} = \frac{Q'_w}{v_s} = h_{\text{cu eq}} \quad (13)$$

A seção momentânea total  $Q'_{\text{mon ges}}$  é também conhecida como a espessura de corte equivalente  $h_{\text{cu eq}}$  e fornece a relação entre a taxa de retificação específica e a velocidade periférica do rebolo.

Na retificação cilíndrica circunferencial de mergulho, a penetração de trabalho (ver figura 9) é a espessura de material retirado da peça a cada rotação desta. Então,  $h_{\text{cu eq}}$  deve ser entendida como a espessura que teria o material retirado da peça se este tiver o mesmo volume que o removido durante o tempo de uma rotação do rebolo [12].

$Q'_{\text{mon ges}}$  é muitas vezes usado para definir a dependência entre as grandezas de entrada e o resultado do trabalho, sendo ainda um dos fatores que compõem uma equação simples da força de retificação.

A espessura média não deformada do cavaco  $\bar{h}_m$  e a seção transversal momentânea média  $\bar{Q}_{\text{mon}}$  são elos importantes entre os parâmetros de entrada, parâmetros de processo e resultado do trabalho. Por terem sido deduzidos para condições ideais de cinemática, sem considerar que os gumes não removem o material apenas, mas o deformam plasticamente, sua expressão é, no entanto, limitada.

#### 2.4.2 - CINEMÁTICA DE PROCESSOS ESPECÍFICOS

Na figura 12 são mostrados os parâmetros variáveis de entrada para os principais processos de retificação, conforme padronização pela norma DIN 8589.

Os movimentos de corte são caracterizados pela velocidade periférica do rebolo ( $v_s$ ), que frequentemente é denominada velocidade de corte ( $v_c$ ), pela velocidade de deslocamento da peça ( $v_w$ ) e pela velocidade de avanço ( $v_f$ ). A penetração de trabalho pode ser indicada por  $a_e$ , quando o movimento de penetração é feito em uma direção paralela à superfície de referência, ou por  $a_p$ , quando o movimento é feito em uma direção normal à superfície de referência que, por definição, é normal ao eixo do rebolo.

Na retificação plana circunferencial de mergulho, uma mesma taxa de retificação específica pode ser obtida ou por uma grande penetração de trabalho ( $a$ ) e uma pequena velocidade de deslocamento da peça ( $v_w$ ) ou por uma pequena penetração e uma grande velocidade da peça. O primeiro processo é denominado retificação profunda ou “creep-feed”,

enquanto o segundo, cujo comportamento é completamente diferente, é conhecido como retificação pendular.

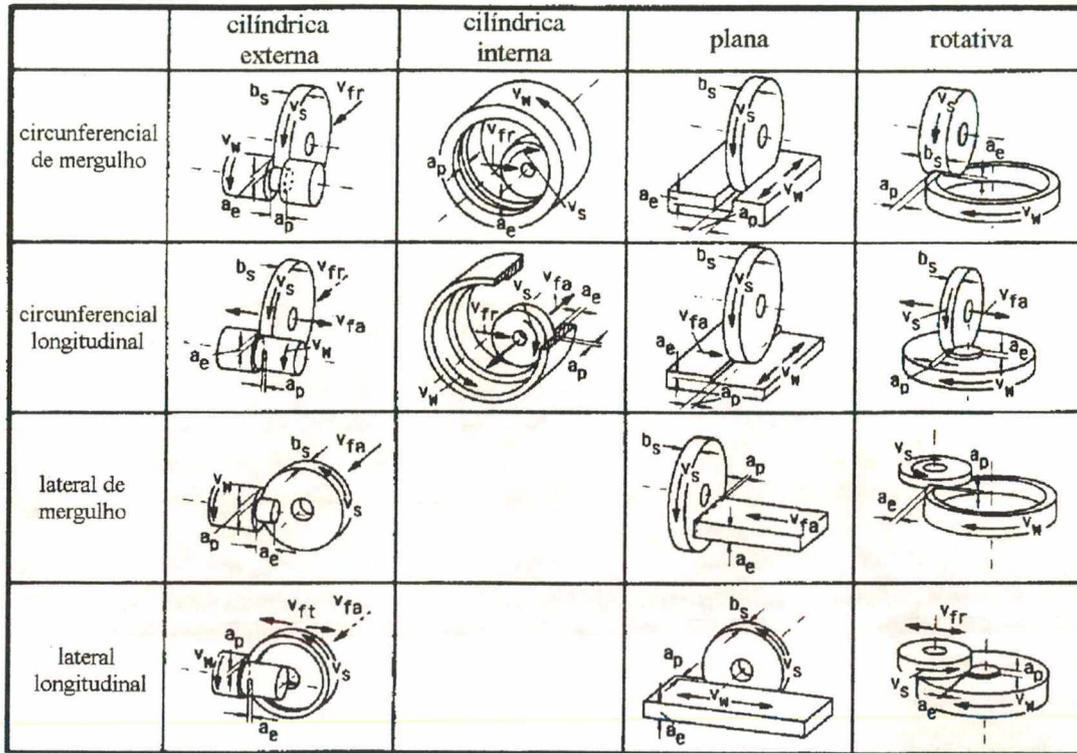


FIGURA 12 - Parâmetros variáveis de entrada para os principais processos de retificação [2]

Na retificação cilíndrica circunferencial de mergulho, a taxa de retificação específica só pode ser alterada mediante a variação da velocidade de avanço do rebolo ( $v_f$ ), uma vez que quando o número de rotações da peça por segundo ( $n_w$ ) é aumentado, ocorre uma diminuição proporcional da penetração de trabalho ( $a$ ). Isto porque, como já foi dito no item 2.4.1, na retificação cilíndrica circunferencial de mergulho a penetração de trabalho é definida como sendo a espessura de material removida por rotação da peça:

$$a = \frac{V_f}{n_w} \quad (14)$$

No quadro 2 estão mostradas as equações que permitem o cálculo da taxa de retificação específica para os principais processos de retificação.

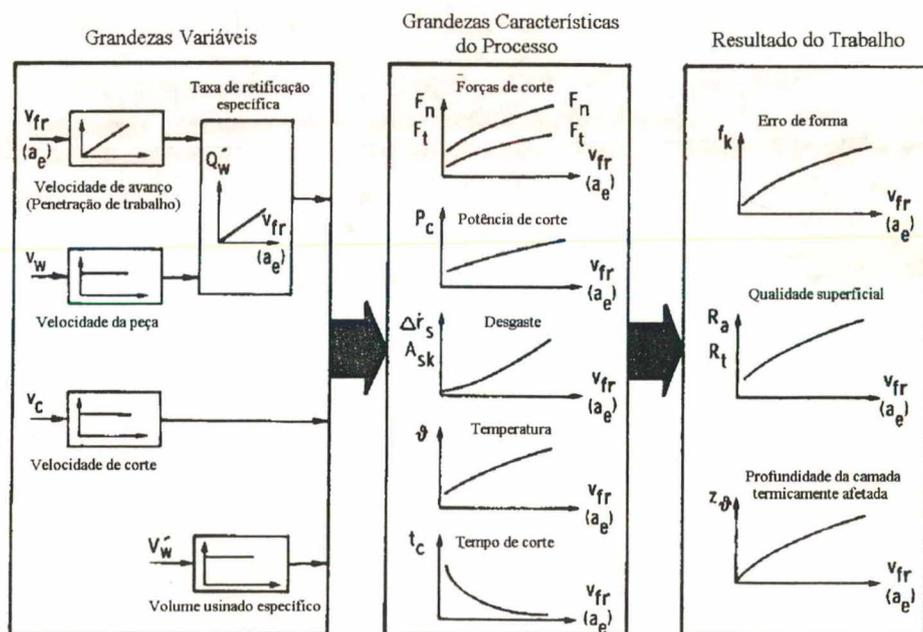
	cilíndrica externa	cilíndrica interna	plana	rotativa
circunferencial de mergulho	$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot v_{fr} \cdot b_s$ $Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w \cdot b_s$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot v_{fr}$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w$	$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot v_{fr} \cdot b_s$ $Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w \cdot b_s$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot v_{fr}$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w$	$Q_w = a_e \cdot a_p \cdot v_w$ $Q'_w = a_e \cdot a_p \cdot v_w \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_w = a_e \cdot v_w$	$Q_w = a_e \cdot v_w \cdot a_p$ $Q_w = \pi \cdot a_e \cdot d_{wm} \cdot n_w \cdot a_p$ $Q'_w = a_e \cdot v_w \cdot a_p \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_w = \pi \cdot a_e \cdot d_{wm} \cdot n_w \cdot \frac{1}{b_D}$
circunferencial longitudinal	$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{fa}$ $Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{fa} \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w \cdot \frac{1}{b_D}$	$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{fa}$ $Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{fa} \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w \cdot \frac{1}{b_D}$	$Q_w = a_e \cdot a_p \cdot v_w$ $Q'_w = a_e \cdot a_p \cdot v_w \cdot \frac{1}{b_D}$	$Q_w = \pi \cdot a_e \cdot v_{fa} \cdot d_{wm}$ $Q'_w = \pi \cdot a_e \cdot v_{fa} \cdot d_{wm} \cdot \frac{1}{b_D}$
lateral de mergulho	$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot v_{fa} \cdot b_D$ $Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w \cdot b_D$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot v_{fa}$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w$		$Q_w = a_e \cdot v_{fa} \cdot b_w$ $Q'_w = a_e \cdot v_{fa} \cdot b_w \cdot \frac{1}{b_D}$	$Q_w = a_e \cdot v_w \cdot a_p$ $Q_w = \pi \cdot a_p \cdot d_{wm} \cdot v_w$ $Q'_w = a_e \cdot v_w \cdot a_p \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_w = \pi \cdot a_p \cdot d_{wm} \cdot v_w \cdot \frac{1}{b_D}$
lateral longitudinal	$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{ft}$ $Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{ft} \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w \cdot \frac{1}{b_D}$		$Q_w = a_e \cdot a_p \cdot v_w$ $Q'_w = a_e \cdot v_w$	$Q_w = \pi \cdot a_e \cdot v_{fr} \cdot d_{wm}$ $Q'_w = \pi \cdot a_e \cdot v_{fr} \cdot d_{wm} \cdot \frac{1}{b_D}$

QUADRO 2 - Cálculo da taxa de retificação específica para os principais processos

### 2.4.3 - GRANDEZAS CARACTERÍSTICAS DO PROCESSO E RESULTADO DO TRABALHO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ENTRADA

#### a) Influência da Velocidade de Avanço ou da Penetração de Trabalho

Na figura 13 está mostrada a influência da velocidade de avanço e da penetração de trabalho sobre as grandezas características do processo (forças de corte, potência de corte, desgaste, temperatura e tempo de corte) e o resultado do trabalho (erro de forma, rugosidade e profundidade da camada termicamente afetada).



**FIGURA 13** - Influência da velocidade de avanço e penetração de trabalho sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho [1]

Mantidas constantes as demais variáveis de entrada, o aumento da velocidade de avanço ou da penetração de trabalho leva ao aumento das componentes da força de usinagem.

O comportamento da força normal, que é normal à superfície a ser produzida, e da força tangencial, cujo sentido é igual ao da velocidade de corte, pode ser explicado pelas características cinemáticas do processo, segundo a equação 15:

$$F'_n = \int_0^{l_k} k \cdot [Q_{\text{mon}}(l)]^n \cdot N_{\text{kin}}(l) \cdot dl \quad (15)$$

onde  $0 < n < 1$ .

A força normal específica ( $F_n / b_D$ ) é representada pela integral do produto da seção transversal momentânea do cavaco elevada a uma potência pelo número de gumes cinemáticos. O intervalo de integração se estende por todo o comprimento de contato ( $l_k$ ).

Como permitem deduzir as equações 7, 9 e 12,  $l_k$ ,  $N_{\text{kin}}$  e  $\bar{Q}_{\text{mon}}$  aumentam com o aumento da penetração de trabalho e, com isso, segundo a equação 15, levam a um aumento da força.

A força tangencial pode ser determinada pela equação 16:

$$F_t = \mu \cdot F_n \quad (16)$$

O coeficiente de atrito  $\mu$  é determinado pelo mecanismo de formação do cavaco, dependendo da protusão, do grau de desgaste e do material dos gumes, do material da peça e das condições de lubrificação e refrigeração. Experiências mostraram que  $\mu$  se modifica muito pouco com a variação da taxa de retificação específica.

A potência de corte ( $P_c$ ) é diretamente proporcional à força tangencial e, em decorrência disto, segue o mesmo comportamento:

$$P_c = F_t \cdot v_s \quad (17)$$

A figura 14 mostra a influência da taxa de retificação específica sobre a atuação dos mecanismos que caracterizam o processo de desgaste. Com pequenas taxas de retificação específica, os mecanismos de desgaste predominantes são o desgaste abrasivo e os microlascamentos, o que faz com que a velocidade de desgaste radial  $\Delta r_s$  seja pequena. Com o aumento de  $Q'_w$ , as forças de corte são mais elevadas, de forma que o desgaste passa a ocorrer principalmente em função da ruptura de pedaços maiores dos grãos, ou até mesmo do arrancamento de grãos inteiros do ligante, de modo que a velocidade de desgaste radial é bem maior.

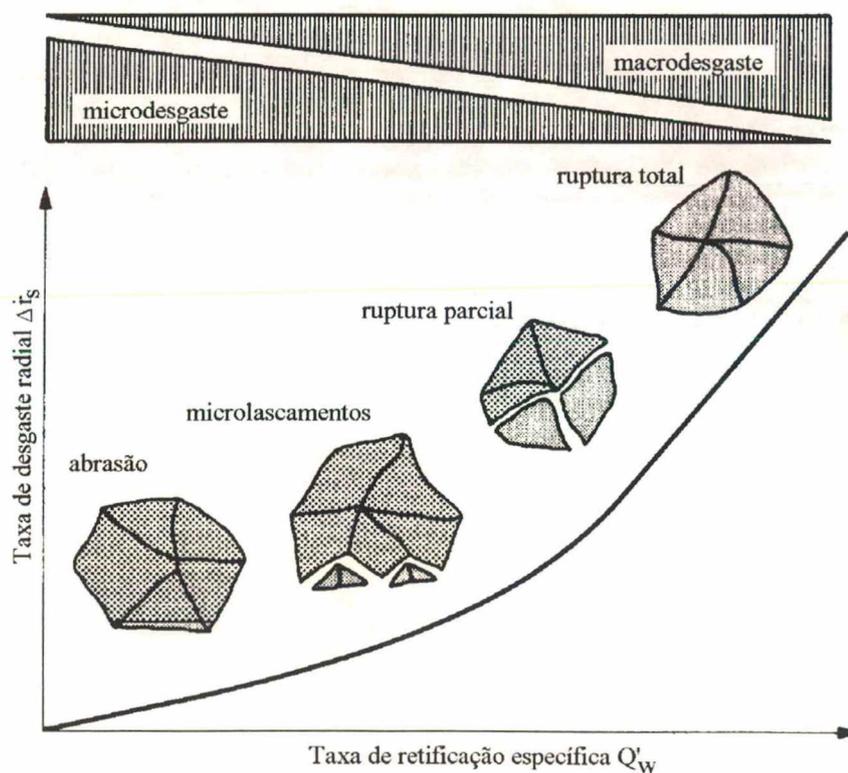


FIGURA 14 - Influência de  $Q'_w$  sobre a atuação dos mecanismos de desgaste [1]

A seguir, na figura 15, são mostradas as definições de  $\Delta r_s$  e  $\Delta r_{sk}$ , respectivamente o desgaste radial e o desgaste de quina do rebolo. Se o desgaste radial não é compensado por um

sistema de medição adequado, podem ocorrer erros de medida na peça. Já o desgaste de quina pode exercer grande influência sobre a precisão de forma da peça.

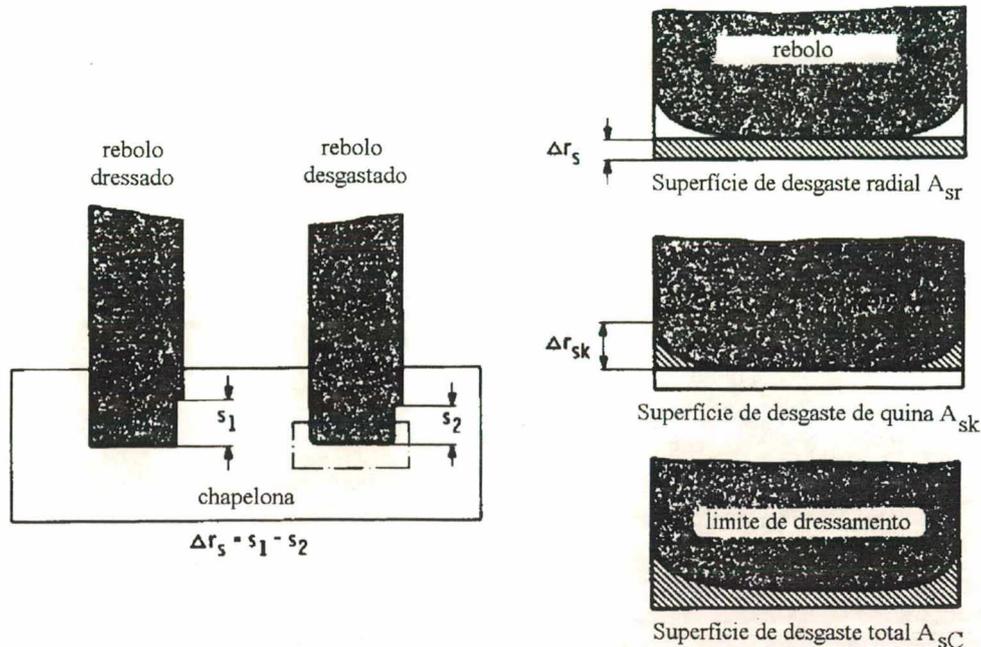
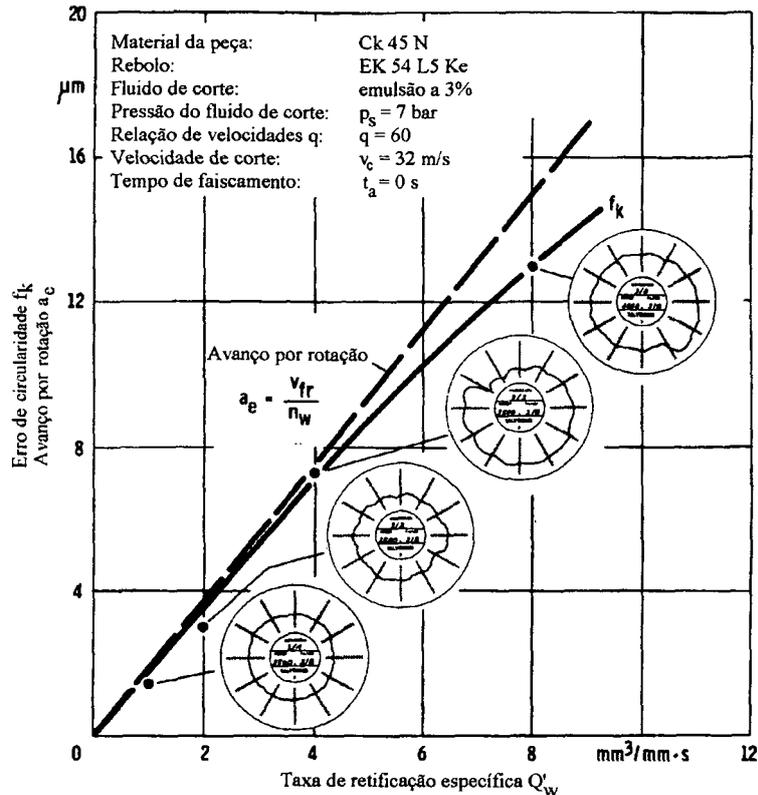


FIGURA 15 - Desgaste de rebolos [1]

Nas operações de retificação em mergulho em que a largura do rebolo é igual à largura efetiva ( $b_s = b_D$ ), o perfil da ferramenta é reproduzido na peça, de modo que o critério de fim de vida é o desgaste de quina.

As temperaturas que se verificam na peça são dependentes da potência de corte, uma vez que até 80% da potência é introduzida na peça na forma de calor. Com o aumento da velocidade de avanço ou da penetração de trabalho ocorre um aumento da temperatura da peça em decorrência do aumento da potência de corte.

A figura 16 mostra a dependência entre o erro de circularidade e a taxa de retificação específica na retificação cilíndrica de mergulho.



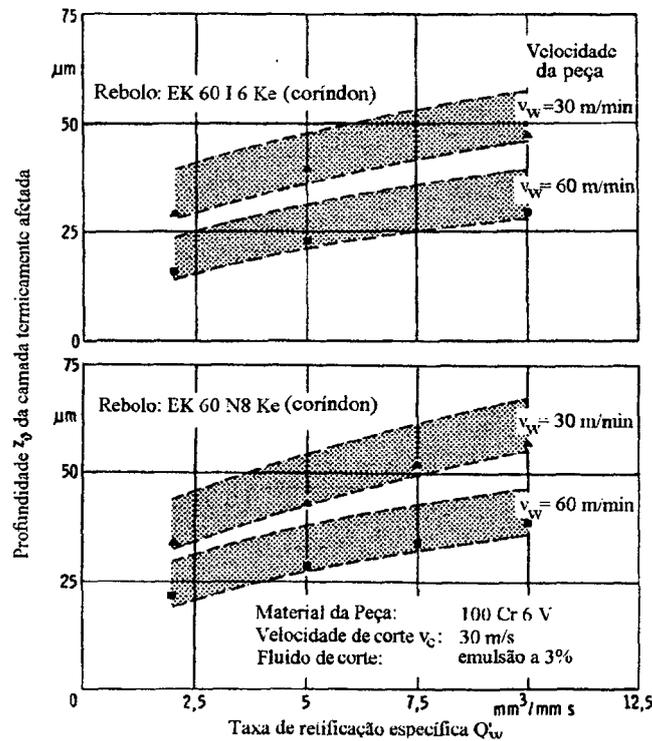
**FIGURA 16** - Dependência entre erro de circularidade, avanço por rotação e taxa de retificação [1]

Como na retificação cilíndrica de mergulho a penetração de trabalho por rotação da peça aumenta proporcionalmente com a taxa de retificação específica, a espiral que se forma em decorrência da superposição dos movimentos de mergulho do rebolo e de rotação da peça apresenta um passo crescente com o aumento da velocidade de mergulho.

Entretanto, a deformação do sistema máquina-ferramenta-peça determina que o deslocamento efetivo do rebolo seja menor que o regulado na máquina. Como o rebolo só recua após um certo tempo de parada do seu sistema de avanço, as forças têm tempo de se reduzir, proporcionando, ao longo da distância correspondente à deformação do sistema, uma diminuição do avanço por rotação e, conseqüentemente, do erro de circularidade. Portanto, quanto mais demorado é o recuo do rebolo após a parada do sistema de avanço, tanto menor é o valor medido do erro de circularidade, afastando-se do valor do avanço por rotação da peça.

Com o aumento da velocidade de mergulho, diminui a qualidade da superfície retificada. O aumento da rugosidade, assim como o da força de corte, decorre do aumento da espessura dos cavacos provocado pela elevação da taxa de retificação específica. Portanto, é possível verificar uma concordância entre o comportamento da força de corte e o da rugosidade da peça.

A figura 17 mostra a influência da taxa de retificação específica sobre a profundidade da região termicamente afetada. Associado ao aumento de  $Q'_w$  tem-se um correspondente aumento da potência térmica e da temperatura, verificando-se um aumento da profundidade da região termicamente afetada.



**FIGURA 17** - Profundidade da camada termicamente afetada em dependência da taxa de retificação [1]

No interior da camada limite ocorre um revenimento, diminuindo a dureza do material temperado da peça. A camada limite deve ser entendida como a porção de material da peça que é

de alguma forma afetada pelo processo de fabricação, seja por tensões residuais ou por alterações de dureza.

No gráfico inferior, a utilização de um rebolo mais duro, ao contribuir com uma melhor fixação dos grãos de coríndon, provocou o aumento da camada termicamente afetada, uma vez que grãos mais desgastados geram uma maior quantidade de calor por atrito e deformações plásticas.

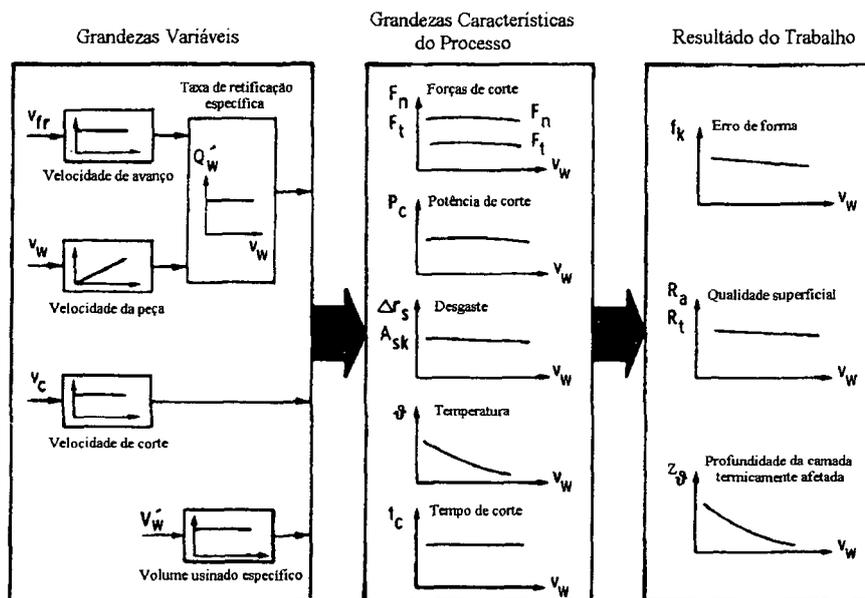
Também se nota uma influência marcante da velocidade da peça na profundidade da camada termicamente afetada. Isto é explicado no item a seguir.

#### **b) Influência da Velocidade Tangencial da Peça na Retificação Externa Cilíndrica de Mergulho**

Na retificação cilíndrica de mergulho a espessura de usinagem ( $\bar{h}_w$ ) aumenta com o aumento da velocidade da peça ( $v_w$ ) mas, por outro lado, ela se reduz com a conseqüente diminuição da penetração de trabalho ( $a_e$ ). Com a superposição desses dois efeitos, o que acaba ocorrendo é o aumento da espessura de usinagem.

De acordo com a figura 18, forças de corte, potência de corte, desgaste da ferramenta e qualidade superficial apresentam pequena variação com a velocidade tangencial da peça. No caso de forças e potência de corte, inicialmente ocorre um pequeno acréscimo, mas, após ser atingido um valor máximo, o valor dessas grandezas passa a diminuir.

Quanto á rugosidade, Koenig [2], no entanto, cita alguns estudos de Saljé e Teiwes em que piores acabamentos superficiais foram observados para uma relação de velocidades  $q$  de -200 entre rebolo e peça. A partir desse valor foi obtida a diminuição da rugosidade  $R_z$  tanto através do aumento como da diminuição da velocidade da peça.



**FIGURA 18** - Influência da velocidade tangencial da peça sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho em retificação cilíndrica externa de mergulho [1]

No item 2.5.1 é comentado um trabalho de M. e K. Yokogawa sobre retificação com CBN. Nele foi obtido um comportamento de desgaste do rebolo em dependência da velocidade da peça que é divergente do indicado pela figura 18.

Velocidades tangenciais crescentes da peça diminuem a influência localizada das fontes geradoras de calor, pois um ponto aquecido da peça, por retornar em um tempo menor à região de corte, será removido mais rapidamente, promovendo assim uma eliminação parcial do calor antes que ele tenha condições de penetrar mais profundamente na peça. Portanto, a parte do calor que é eliminada com o cavaco aumenta, de modo que se tem uma diminuição da temperatura da peça.

Além disso, para velocidades tangenciais da peça muito pequenas, pode ocorrer que a espessura de usinagem ( $\bar{h}_w$ ) se reduza a tal ponto que muitos gumes não atinjam a profundidade para início de corte ( $T_{\mu}$ ) e apenas deformem a superfície da peça. Com isso, o calor gerado pela atuação desses grãos não é nem ao menos parcialmente retirado, pois não se formam cavacos.

Com o aumento da velocidade tangencial da peça e o conseqüente aumento da espessura de usinagem, passa a ocorrer a efetiva remoção de material da peça e com isso uma retirada mais favorável de calor pelos cavacos.

Para uma velocidade de avanço constante, o aumento da velocidade de rotação da peça provoca a diminuição da penetração de trabalho e, com isso, teoricamente sempre se tem a diminuição do erro de circularidade. Entretanto, pode haver a superposição do erro de circularidade provocado por um desbalanceamento excessivo da peça para rotações elevadas, de modo que não se pode aumentar a velocidade da peça indefinidamente.

### c) Influência da Velocidade de Corte

A figura 19 fornece uma visão geral do comportamento das grandezas características do processo e do resultado do trabalho em dependência da velocidade de corte ( $v_c$ ).

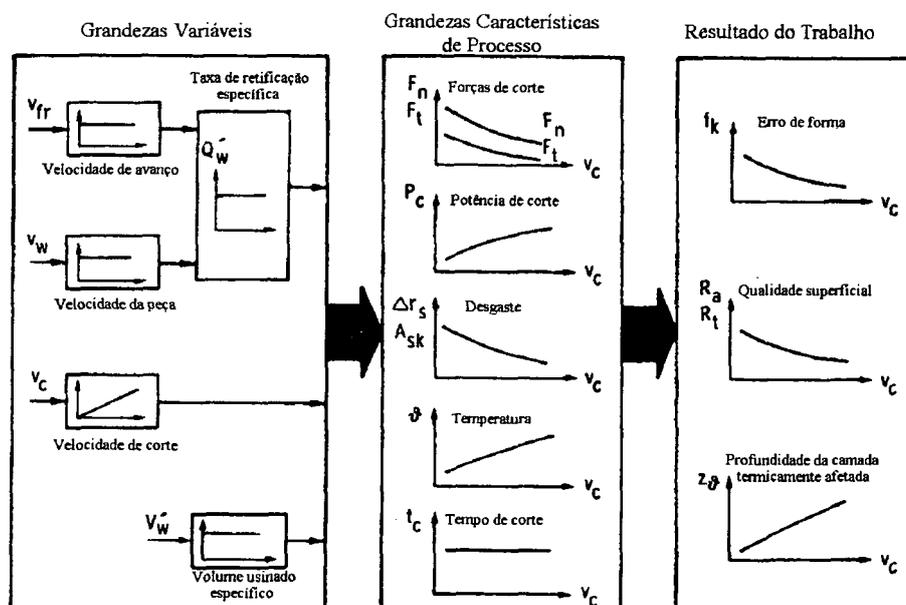


FIGURA 19 - Influência da velocidade de corte sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho [1]

O aumento da velocidade de corte exerce uma influência favorável sobre o desgaste do rebolo e qualidade superficial da peça. Entretanto, também podem ocorrer problemas, como por exemplo uma maior solitação térmica da peça.

Ocorre uma diminuição da força normal específica com o aumento da velocidade de corte. Esse comportamento pode ser relacionado ao menor número de gumes cinemáticos que atuam no processo (equação 9) e principalmente à diminuição da seção transversal de usinagem (equação 12).

Se por um lado o aumento da velocidade de corte permite também um decréscimo da força tangencial, isto não é suficiente para compensar a sua própria contribuição ao aumento da potência de corte, de modo que  $P_c (= F_t \cdot v_s)$  em geral aumenta com o aumento da velocidade de corte.

Velocidades de corte mais elevadas, em virtude da redução da seção transversal do cavaco, geralmente levam a um desgaste radial e de quina reduzidos. Isto porque o maior atrito e a frequência crescente de utilização dos mesmos gumes são hipercompensadas pela menor força de corte e pela diminuição do tempo de atuação desses gumes.

Cabe aqui introduzir a importante relação de remoção  $G$ , que é dada pelo quociente entre o volume usinado e o volume desgastado do rebolo:

$$G = \frac{V_w}{V_{sc}} \quad (17)$$

Com o aumento da velocidade de corte, geralmente se obtém o aumento da relação de remoção  $G$ .

O aumento da potência de corte com o aumento de  $v_s$  leva a temperaturas mais elevadas. Correspondentemente a essas temperaturas mais altas na região de contato, verifica-se um

aumento da profundidade termicamente afetada, mas podem ser esperados comportamentos distintos para diversas combinações de materiais de peça e de grãos abrasivos, em virtude das diferentes condutividades térmicas. Quanto menor a condutividade térmica do grão abrasivo e maior a do material da peça, mais acentuado é para a peça o efeito negativo do aumento da temperatura na região de contato.

A diminuição de erros de forma e medida com o aumento da velocidade de corte decorre da diminuição da força de corte e da diminuição do desgaste do rebolo. Empregando-se como critério de fim de vida a manutenção de um certo perfil do rebolo, é possível aumentar o volume de material usinado ( $V_w$ ) com o aumento da velocidade de corte.

Uma diminuição da rugosidade é obtida com o aumento da velocidade de corte. A causa para isto são as menores seções de usinagem (equação 12), que ocorrem apesar da diminuição do número de gumes cinemáticos no processo (equação 9).

#### **d) Influência do Dressamento**

A qualidade de uma peça é influenciada não só pelos parâmetros variáveis de entrada, mas também pela topografia do rebolo e, em decorrência disto, é igualmente dependente do processo de dressamento.

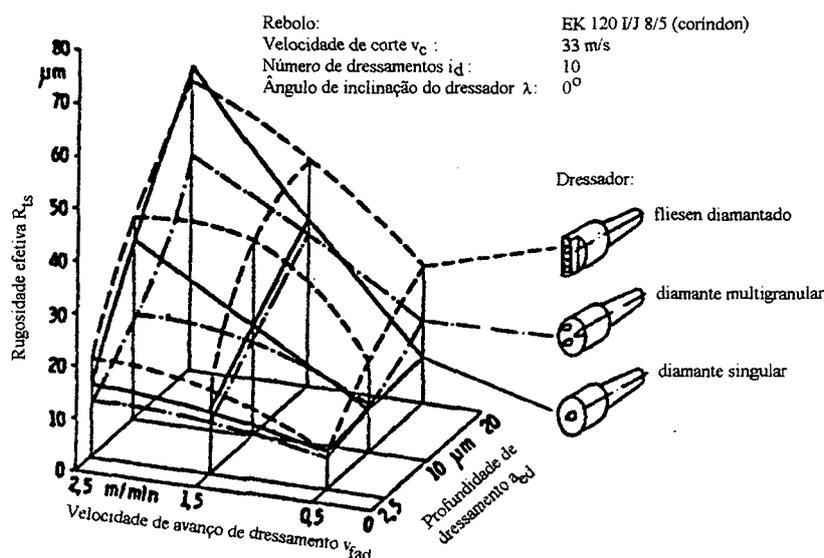
A topografia de um rebolo pode ser caracterizada, entre outros parâmetros, pela rugosidade efetiva ( $R_{ts}$ ), que caracteriza a agressividade do rebolo. A rugosidade efetiva é medida num corpo de prova retificado com uma relação de rotações entre peça e rebolo de 1 para 3, de modo que a topografia do rebolo se reproduz 3 vezes na superfície da peça.

O conceito de agressividade diz respeito à densidade de gumes na periferia do rebolo. Com uma baixa densidade de gumes, a agressividade do rebolo é alta, pois os gumes penetram mais na peça e cada um deles remove uma quantidade maior de material, de modo que se produz um acabamento superficial inferior. A força por gume é maior, mas a força total é menor devido ao relativamente pequeno dispêndio de energia com deformações plásticas e atritos entre grãos e peça. Pelo contrário, com uma alta densidade de gumes, a agressividade do rebolo é baixa, pois os gumes penetram menos na peça, cada um removendo uma pequena quantidade de material, de modo que se produz um melhor acabamento superficial. A força de corte por gume é menor, mas em virtude do maior dispêndio de energia com deformações plásticas e atrito, a força de corte total é maior [12]. Como resultado da operação de dressamento, é possível reconhecer dois efeitos distintos: o micro e o macroefeito de dressamento.

O microefeito de dressamento é causado pelo fraturamento dos grãos, o que permite a criação de novos gumes. Com dressamentos muito finos, isto é, com baixos valores de velocidade de avanço do dressador  $v_{fad}$  e de penetração de dressamento  $a_{ed}$ , partículas muito pequenas são removidas, causando a criação de planos no topo dos grãos e tornando-os pouco agressivos.

O macroefeito é caracterizado pela formação de uma “rosca” na superfície do rebolo, o que produz um perfil bastante agressivo. Normalmente ocorre em dressamentos grosseiros (altos valores de  $v_{fad}$  e  $a_{ed}$ ), onde o microefeito também confere um certo caráter agressivo ao rebolo, que fica, então, duplamente agressivo. Apesar de o aumento da agressividade representar um aumento da capacidade de remoção de material, resulta também na obtenção de maiores rugosidades na peça e maior taxa de desgaste do rebolo .

Nos dressamentos finos o macroefeito não ocorre e predomina uma ação pouco agressiva do microefeito. É possível, portanto, obter boas qualidades superficiais mesmo utilizando rebolos de granulometria grosseira [12].

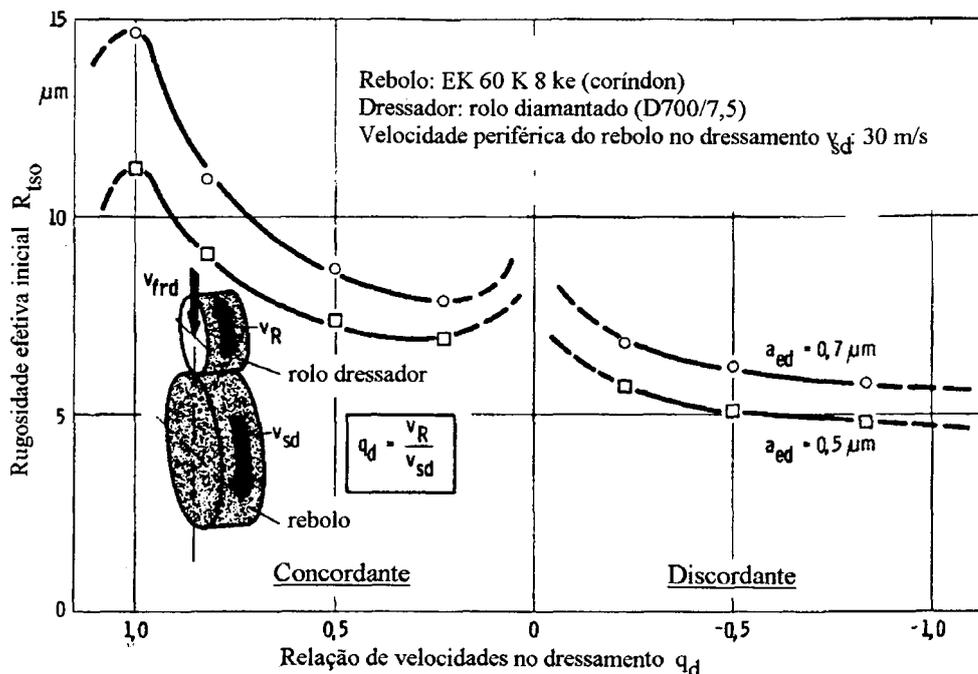


**FIGURA 20** - Influência das condições de dressamento sobre a rugosidade efetiva do rebolo para diferentes dressadores estáticos [1]

No dressamento de penetração com rolos diamantados a relação entre as velocidades periféricas do rolo dressador e do rebolo  $q_d$  (equação 18), bem como a penetração de dressamento  $a_{ed}$ , têm uma importância muito grande sobre a característica superficial do rebolo. O dressamento pode ser concordante, quando as velocidades do rebolo e do dressador têm o mesmo sentido na região de contato. Neste caso, o quociente entre as velocidades periféricas do rolo dressador e a do rebolo,  $q_d$ , é positivo. No dressamento discordante, essas velocidades têm sentidos contrários e  $q_d$  é negativo.

$$q_d = \frac{V_R}{V_{sd}} \quad (18)$$

Na figura 21 é mostrada a influência de  $q_d$  e de  $a_{ed}$  sobre a rugosidade efetiva do rebolo no dressamento de penetração com rolos diamantados.



**FIGURA 21** - Influência da relação de velocidades e da penetração de dressamento na rugosidade efetiva com emprego de rolos dressadores [2]

No perfilamento concordante, os grãos do rolo dressador encontram os do rebolo num ângulo muito maior que no perfilamento discordante, sujeitando-os a uma carga compressiva alta o suficiente para fraturá-los, gerando gumes muito vivos. Grãos mais fracamente ligados ao rebolo chegam, muitas vezes, a serem arrancados. O perfilamento concordante leva, portanto, a uma superfície bastante rugosa no rebolo, que tende a produzir forças menores, mas também rugosidades maiores na peças. A tendência ao fraturamento é tanto maior quanto mais alta é a relação  $q_d$ .

No perfilamento discordante, a cinemática do processo leva um número maior de grãos cisalhados do que de fraturados ou arrancados. Como consequência, tem-se uma superfície mais lisa do rebolo, que tende a produzir forças maiores, mas rugosidades menores nas peças.

Percebe-se, então, que para trabalhos que exigem uma elevada taxa de retificação específica, é recomendável o dressamento concordante, ao passo que para obter boas qualidades

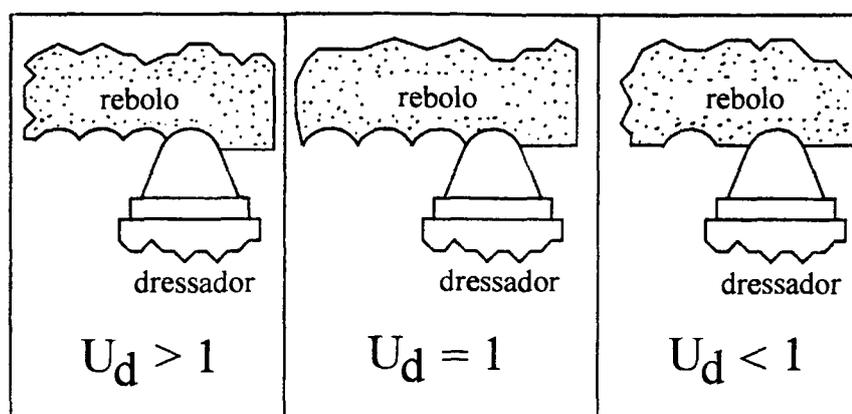
superficiais, empregando pequenas taxas de retificação, é mais adequado submeter o rebolo a um dressamento discordante.

Muitas vezes, para caracterizar o movimento que o dressador realiza sobre a superfície do rebolo, em vez de  $v_{fad}$ , utiliza-se o grau de recobrimento  $U_d$ , que é a relação entre a largura de atuação do dressador  $b_d$  e o avanço por rotação  $S_d$ :

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad (19)$$

O grau de recobrimento tem a vantagem de considerar simultaneamente o avanço por rotação, a penetração de dressamento, a geometria da ponta do dressador, bem como o seu desgaste, sendo, portanto, um excelente parâmetro para caracterizar a agressividade do rebolo [12].

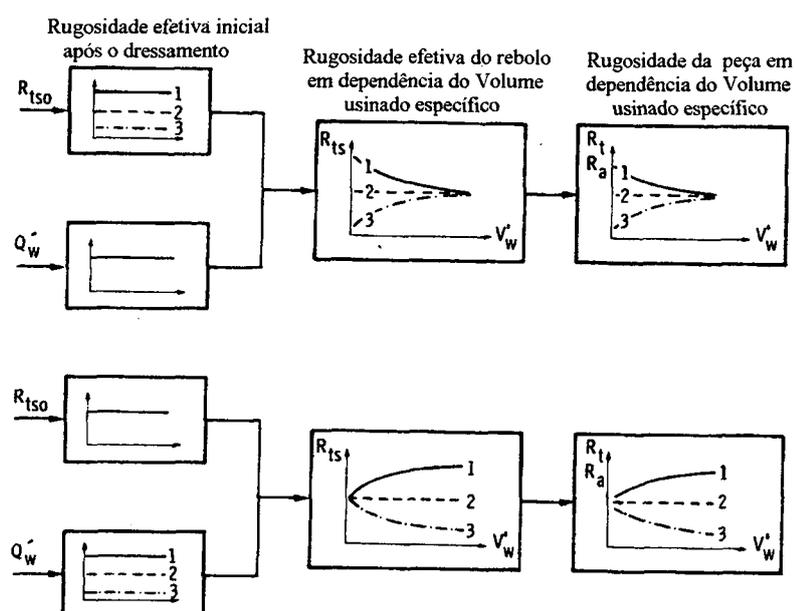
Com a diminuição do grau de recobrimento é possível reconhecer um aumento da agressividade do rebolo, como mostra a figura 22, para o caso de um dressamento realizado com um diamante singular.



**FIGURA 22** - Ação do grau de recobrimento sobre a topografia do rebolo [12]

### e) Variação da Topografia ao Longo do Tempo

A figura 23 mostra como a rugosidade efetiva do rebolo e a rugosidade produzida nas peças variam com o volume usinado específico para diversas rugosidades iniciais e diversas taxas de retificação específica.



**FIGURA 23** - Influência do volume usinado sobre a rugosidade efetiva do rebolo e a rugosidade das peças produzidas [1]

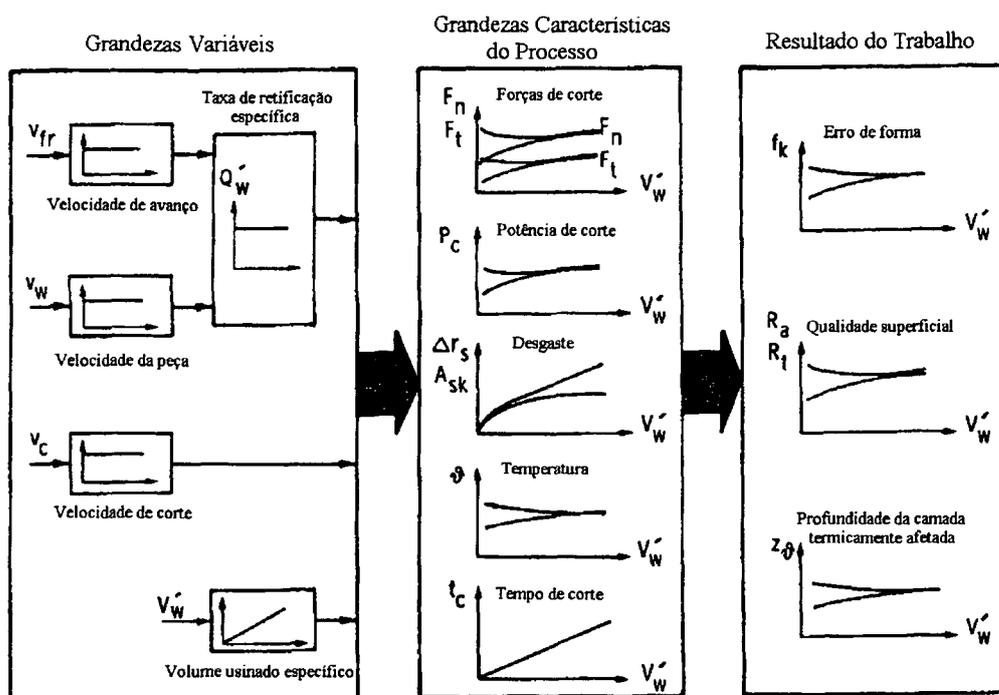
Na parte inferior da figura, é mostrado como uma mesma rugosidade efetiva inicial do rebolo varia com diferentes taxas de retificação à medida que aumenta o volume usinado específico e a sua influência sobre as peças que vão sendo produzidas. Baixas taxas de retificação específica levam a um desgaste abrasivo do grãos, que, mais arredondados, passam a permitir a obtenção de melhores qualidades superficiais. Altas taxas de retificação, pelo contrário, atuam no sentido de promover micro e macrolascamentos e a renovação dos grãos, que, sempre muito afiados, passam a produzir superfícies com rugosidades mais elevadas.

Na parte superior da figura, foram obtidas, através da variação das condições de dressamento ou da ferramenta, diferentes rugosidades efetivas iniciais no rebolo. Durante o processo de retificação, a rugosidade efetiva e, conseqüentemente, a rugosidade das peças produzidas tendem, com o aumento do volume usinado específico, a valores que independem das condições de dressamento do rebolo, mas que dependem, sim, das características do próprio rebolo e da taxa de retificação imposta ao processo. Tal comportamento será analisado mais detalhadamente logo a seguir, no item 2.4.3.6, que trata da influência do volume usinado nas grandezas características do processo e no resultado do trabalho.

#### **f) Influência do Volume Usinado**

A figura 24 fornece uma visão geral sobre como o volume usinado específico, que é proporcional ao tempo de corte para uma taxa de retificação específica constante, afeta as grandezas características e o resultado do trabalho ao variar a topografia do rebolo.

No início do processo de retificação com um rebolo no qual foi realizado um dressamento grosseiro, as forças são relativamente baixas, mas a rugosidade produzida nas peças é alta. Isto ocorre porque a rugosidade efetiva do rebolo é alta e há um menor número de gumes cinemáticos, o que torna maior a seção de usinagem. Com a continuidade do processo, vai diminuindo o macroefeito de dressamento, ou seja, vai sendo desgastada a “rosca” produzida na superfície do rebolo, de modo que a rugosidade efetiva do rebolo diminui. Assim, mais gumes vão entrando em contato com a peça, por um lado diminuindo a seção de usinagem e melhorando a qualidade superficial das peças e, por outro, aumentando a força normal específica.



**FIGURA 24** - Influência do volume usinado sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho [1]

Para um rebolo de grãos grossos mas inicialmente pouco agressivo em decorrência de um dressamento fino, a rugosidade inicial das peças produzidas é baixa, pois o microfêto de dressamento produz uma grande quantidade de novos gumes. Porém, com a continuidade do processo, os grãos vão se desgastando por micro e macro-lascamentos e se renovando, de modo que passa a predominar a característica grosseira do próprio rebolo. Por isso, a seção de usinagem aumenta com o volume usinado específico, provocando a elevação da rugosidade.

Após o dressamento, o desgaste é inicialmente acentuado (figura 25), em virtude da solicitação mecânica causada pelo dressador, que solta parcialmente alguns grãos. Posteriormente, o comportamento de desgaste passa a ser mais gradual.

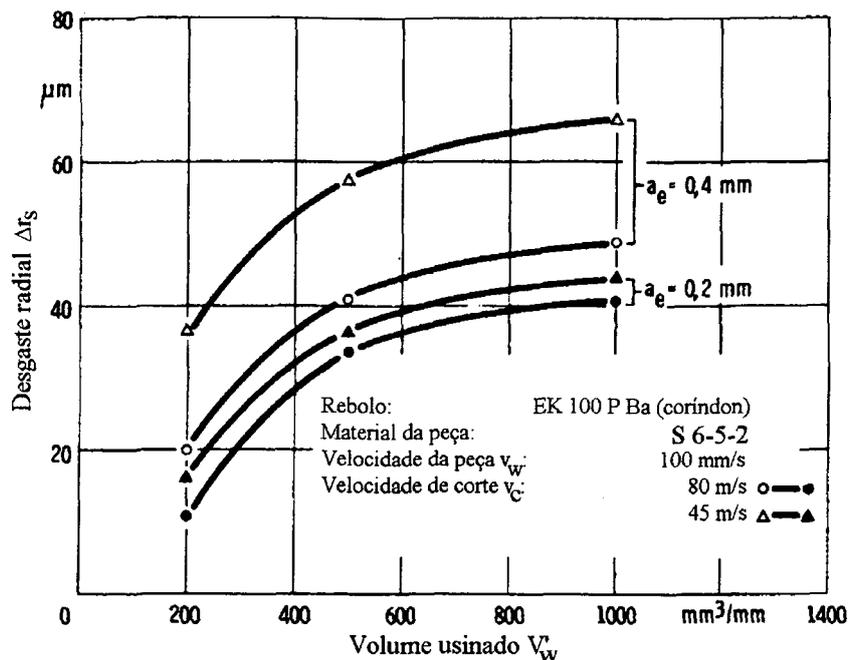
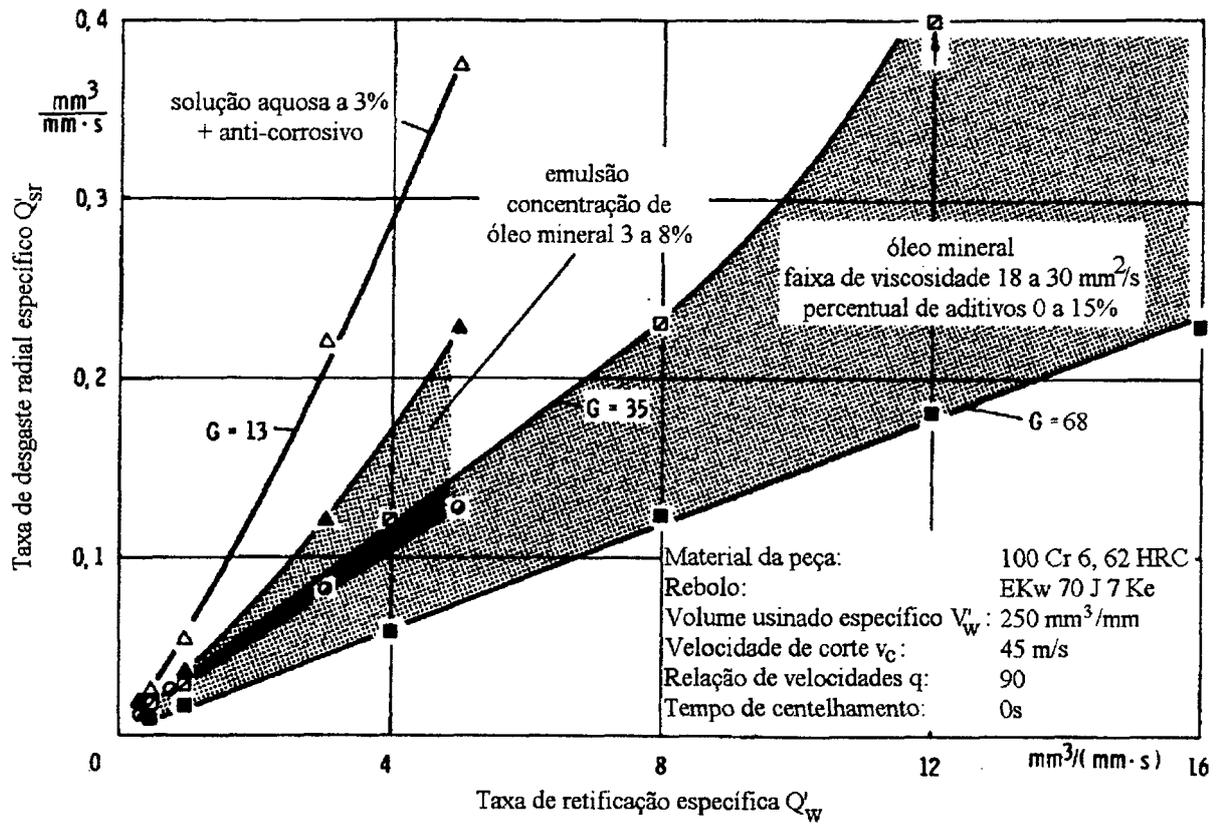


FIGURA 25 - Desgaste radial em dependência do volume usinado específico [1]

### g) Influência do Fluido de Corte

A boa propriedade de lubrificação do óleo apresenta as vantagens de reduzir a força de corte e de melhorar a qualidade da superfície. Como na retificação a maior parte do calor é gerado por atrito, o efeito de lubrificação do óleo leva a uma maior redução da temperatura máxima do que a obtida pela ação refrigerante da emulsão. Por conseguinte, empregando-se óleo, são menores as solicitações térmicas na peça.

A influência do fluido refrigerante sobre o desgaste do rebolo é mostrada na figura 26. O volume desgastado no rebolo com o volume usinado aumenta de forma menos acentuada quando se emprega óleo. Com aditivos de extrema pressão, o efeito lubrificante do óleo pode ser melhorado e o desgaste do rebolo pode ser ainda mais reduzido.



**FIGURA 26** - Volume desgastado específico do rebolo em dependência do volume usinado específico e do fluido de corte empregado [2]

A figura 27 mostra a influência da pressão de alimentação na qualidade do trabalho. As causas para a inclinação positiva das curvas são o início do fluxo turbulento e a brusca queda de pressão do fluido após a saída da tubeira, que no caso de emulsões pode levar à separação do óleo emulsionado. No caso de óleo pode ocorrer a formação de espuma.

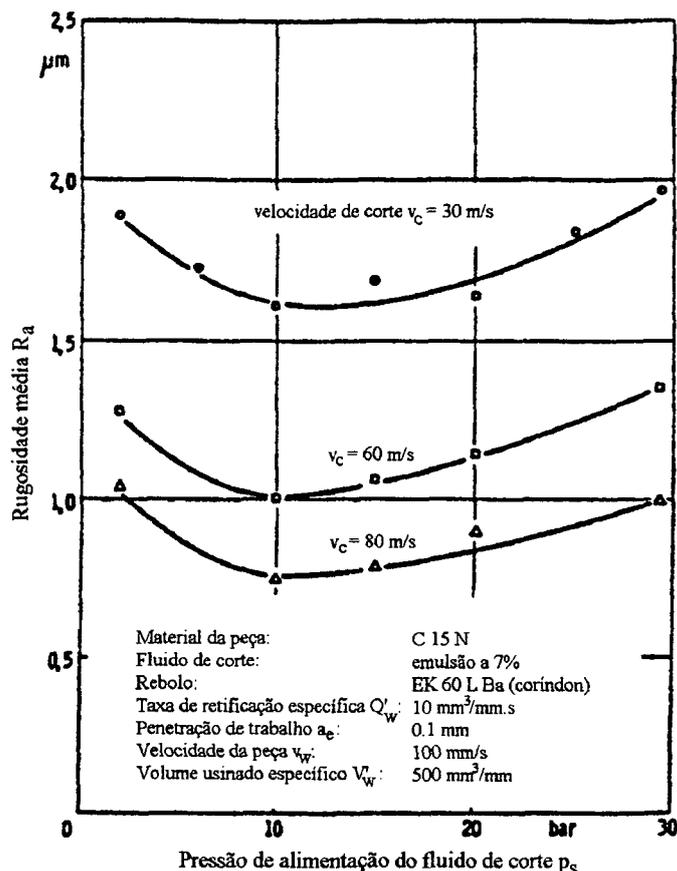


FIGURA 27 - Influência da pressão do fluido de corte na rugosidade média [1]

#### h) Influência da Composição do Rebolo

O tipo de grão, bem como suas características de dureza, tenacidade e tendência de reação com o material da peça, têm importância fundamental na especificação de um rebolo para um determinado trabalho.

As aplicações e afinidades químicas dos diversos tipos de grãos são mostradas no quadro 3. A decisão para a utilização de nitreto de boro cúbico no lugar de coríndon ou de diamante no lugar de carboneto de silício, em decorrência dos preços elevados desses materiais superabrasivos, deve ser tomada em função de se obter alguma economia no processo.

Abrasivos	adequado para:	afinidade com:
Coríndon CBN	aços de todas as qualidades	Cerâmicas, vidro, pedras
SiC Diamante	Cerâmicas, pedras, vidro, ferro fundido, aços hipereutéticos	materiais com afinidade ao carbono (aços)

**QUADRO 3** - Aplicações e afinidades químicas dos grãos abrasivos [1]

O tamanho do grão é definido em função principalmente da qualidade superficial desejada e da taxa de retificação específica. O quadro 4 ilustra os critérios para a determinação do tamanho de grão. Mantida a proporção volumétrica de abrasivo no rebolo, procedendo-se ao aumento do tamanho de grão, tem-se um menor número de gumes atuantes. Isto leva a um aumento da espessura de usinagem e a piores qualidades superficiais. No entanto, o volume usinado específico por vida do rebolo aumenta e podem ser usadas maiores taxas de retificação específica, pois grãos maiores dispõem de uma melhor fixação no ligante. Por conseguinte, empregam-se granulometrias grosseiras para o desbaste e finas para o acabamento. Mais do que isso, cada tamanho de grão dispõe de uma certa faixa de trabalho.

Tamanho de grão		Rugosidade Ra obtenível ( $\mu\text{m}$ )	Penetração de Trabalho máxima ( $\mu\text{m}$ )	etapas de retificação
Mesh	$\mu\text{m}$			
46	320	De 5 a 2,4	Quase ilimitada	desbaste
80	200	De 2,5 a 1,5	1% de $d_w$	acabamento
120	120	De 1,6 a 0,8	150 a 200	retificação fina
200	80	De 1,0 a 0,4	50 a 100	retificação fina
320	46	De 0,5 a 0,2	20	retificação fina

**QUADRO 4** - Recomendações para a seleção do tamanho de grão [1]

Um rebolo de granulometria fina usado para desbaste com uma taxa de retificação específica alta leva a maiores rugosidades do que um rebolo com granulometria grossa, cujos grãos resistem melhor aos esforços de usinagem. Por outro lado, desde que sua rugosidade

efetiva tenha sido convenientemente diminuída por um dressamento fino, um rebolo de granulometria grosseira pode ser empregado durante um certo intervalo de tempo para obter bons resultados em retificação de acabamento,

Também são preferidas maiores granulometrias para retificação de materiais macios e dúcteis, pois os poros, apesar de menos numerosos, são maiores e têm capacidade de armazenar temporariamente os cavacos desses materiais que, ao contrário dos cavacos de materiais quebradiços, não se fragmentam, sendo longos e espessos. Nos processos em que o comprimento de contato é grande, como na retificação profunda, os cavacos também são mais longos e, portanto, recomenda-se igualmente o emprego de maiores granulometrias [3].

Rebolos duros servem para obter maiores relações de remoção e melhores qualidades de superfície. Porém, uma dureza excessivamente alta pode suprimir o efeito da auto-afiação, resultando em forças de corte elevadas e solicitações térmicas na peça. Portanto, como regra geral, tem-se que quanto mais duro for o material da peça, mais macio deve ser o rebolo e vice-versa.

A estrutura do rebolo deve ser aberta para grandes comprimentos de contato e materiais dúcteis, e pode ser fechada para materiais duros e pequenos comprimentos de contato, como no caso da retificação cilíndrica externa [3].

#### **2.4.4 - POSSIBILIDADES DE CONTROLE DA RETIFICAÇÃO**

Como foi visto no item 2.4.3.a, grandes taxas de retificação e boas qualidades superficiais são mutuamente excludentes. Em decorrência, a diminuição do tempo de fabricação através do

aumento da taxa de retificação específica, quando esta é mantida constante e o processo é executado em apenas uma etapa, apresenta limitações.

Na prática, este problema é atacado através da execução do processo em até três etapas, conhecidas como desbaste, acabamento e faiscamento. Entretanto, durante a etapa de desbaste, a topografia do rebolo se modifica tanto em virtude do rápido desgaste, que passa a não mais ser adequada para se atingir a desejada qualidade superficial no acabamento, o que pode resultar em tempos de processo mais longos.

Em retificação plana, várias peças podem ser colocadas sobre a mesa da máquina e desbastadas. Em seguida, o rebolo é dressado para concluir a operação em regime de acabamento.

Em retificação cilíndrica externa, apenas é possível retificar uma peça de cada vez. Porém, a troca da peça após o desbaste não é recomendada, pois o volume a ser usinado no acabamento é muito pequeno e com o reposicionamento podem ser gerados erros de forma na peça. Assim, cada peça recebe as duas etapas, desbaste e acabamento, em sequência.

A força de avanço provoca uma deformação do sistema máquina-rebolo-peça, de modo que a medida real da peça, em um dado instante, é sempre maior do que a regulada. No faiscamento a velocidade de avanço é igual a zero e as deformações do sistema são reduzidas completamente. Como o alívio dessas deformações não é imediato, a espessura de corte e a penetração de trabalho caem gradualmente assim como a rugosidade e o erro de forma da peça.

Além disso, devido à diminuição do número de gumes cinemáticos durante o desbaste, a obtenção da qualidade desejada da peça demanda um certo tempo. Esse tempo é tão mais longo quanto maior tiver sido a taxa de retificação em desbaste.

## **2.5 - UTILIZAÇÃO DE REBOLOS DE CBN**

### **2.5.1 - ASPECTOS TECNOLÓGICOS E ECONÔMICOS**

Alguns pesquisadores [13,14,15] se ocuparam com a tarefa de analisar o desempenho de rebolos de CBN no tocante à integridade superficial das peças retificadas. De um modo geral, o objetivo desses trabalhos foi demonstrar que com rebolos de CBN, ao contrário do que ocorre com rebolos de coríndon, é possível obter grandes volumes usinados por dressamento e usufruir dos benefícios da utilização de velocidades mais altas (melhor qualidade superficial, maior relação de remoção G, possibilidade de emprego de altas taxas de retificação) sem comprometer seriamente a integridade superficial das peças.

O efeito de auto-afiação do coríndon é notado apenas em baixas velocidades de corte. Em velocidades mais altas, por causa da menor espessura do cavaco e das menores forças de corte, o rebolo se comporta como mais duro e a vida útil dos grãos aumenta. No entanto, o desgaste passa a ser predominantemente abrasivo, caracterizando-se pelo completo achatamento dos grãos. Como consequência, a capacidade de corte diminui rapidamente e a remoção de material é acompanhada de intenso atrito e aquecimento da peça. Em condições extremas chegam a ser produzidos cavacos que, devido às altas temperaturas, acabam se fundindo, adquirindo formato esférico.

Com o excessivo aquecimento da peça acompanhado pelo resfriamento mais rápido do material junto à superfície do que o localizado mais internamente, são produzidas características indesejadas no componente retificado. Logo na superfície da peça é produzida uma martensita não revenida, mais dura, mais frágil e sujeita à formação de trincas e rachaduras. Imediatamente abaixo dessa camada, é produzida uma martensita super-revenida, mais mole que o material-base.

Acompanhando as alterações de dureza na superfície e sub-superfície, são produzidas tensões residuais de tração, que favorecem o aparecimento de trincas na superfície do componente, reduzindo significativamente sua resistência à fadiga.

Em virtude de sua excepcional dureza, os grãos de CBN tendem muito menos ao desgaste abrasivo que o coríndon. Seu desgaste se dá em grande parte por microlascamentos, gerando um grande número de gumes secundários, que participam efetivamente da formação de cavaco, sem atritar em demasia com a peça. Além disso, a condutividade térmica do CBN é dezoito vezes maior que a do  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e quase igual à do ferro, de modo que uma maior parte do calor gerado pelo processo é transmitida aos grãos. De fato, as temperaturas atingidas por uma peça retificada com CBN são muito menores do que as atingidas quando, sob as mesmas condições de trabalho, a peça é retificada com coríndon. Daí decorre que mesmo quando sob condições de retificação bastante severas, o padrão de dureza da peça ao longo da profundidade praticamente não se altera. Mais do que isso, devido aos grandes esforços mecânicos, são geradas tensões residuais de compressão, cujo efeito é, ao contrário do das tensões de tração, de conferir maior resistência à fadiga do componente.

Apesar de todas essas vantagens, a utilização de rebolos de CBN nas condições de trabalho recomendadas para o coríndon pode resultar em altos custos e em superfícies com pior acabamento superficial.

O aumento da rugosidade se deve ao número bem menor de gumes estáticos  $S_{\text{stat}}$  nos rebolos de CBN. Essa menor quantidade de gumes aumenta a rugosidade efetiva do rebolo ( $R_{\text{ts}}$ ) e, por conseguinte, também a rugosidade  $R_t$  das peças retificadas, que é proporcional a  $R_{\text{ts}}$ .

Os altos custos decorrem do fato de um centímetro cúbico útil de CBN custar cerca de quinhentas vezes mais do que a mesma quantidade de um abrasivo convencional.

Analisando a equação de custo total  $K_{ges}$  para os rebolos convencionais, nota-se que o termo  $K_s/G$ , dado pelo quociente entre o custo de um centímetro cúbico de material abrasivo e a relação de remoção  $G$ , é desprezível.

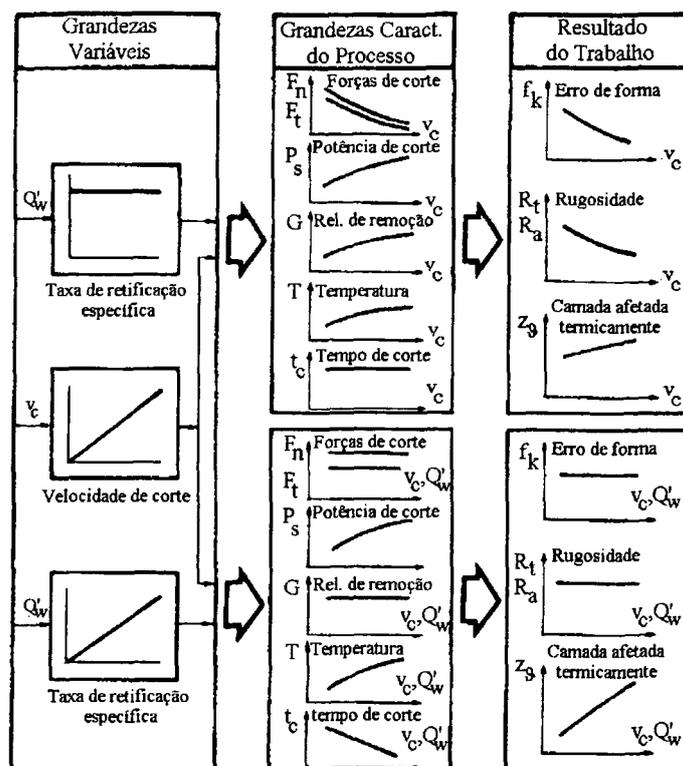
$$K_{ges} = \frac{K_{ML}}{Q_w} + \frac{K_s}{G} \quad (20)$$

Para o CBN, a despeito da sua maior resistência ao desgaste, o termo  $K_s/G$  não pode, pelo menos a princípio, ser desprezado. A ele se soma a parcela  $K_{ML}/Q_w$ , composta pelo quociente entre os custos das máquinas e dos salários, que em muito contribuem para o custo total, e a taxa de retificação.

O custo geral é influenciado pelas características do processo. O custo será reduzido quando o desgaste do rebolo diminuir, aumentando a relação  $G$ , e quando for possível aumentar a taxa de retificação específica. Deste modo, rebolos de CBN só podem ser usados economicamente se forem alcançadas relações de remoção e taxas de retificação específica bem maiores que as obtidas por rebolos convencionais.

A figura 28 mostra que através do aumento da velocidade de corte o resultado do trabalho melhora ou, quando o resultado do trabalho e a relação  $G$  puderem permanecer constantes, a taxa de retificação pode ser aumentada.

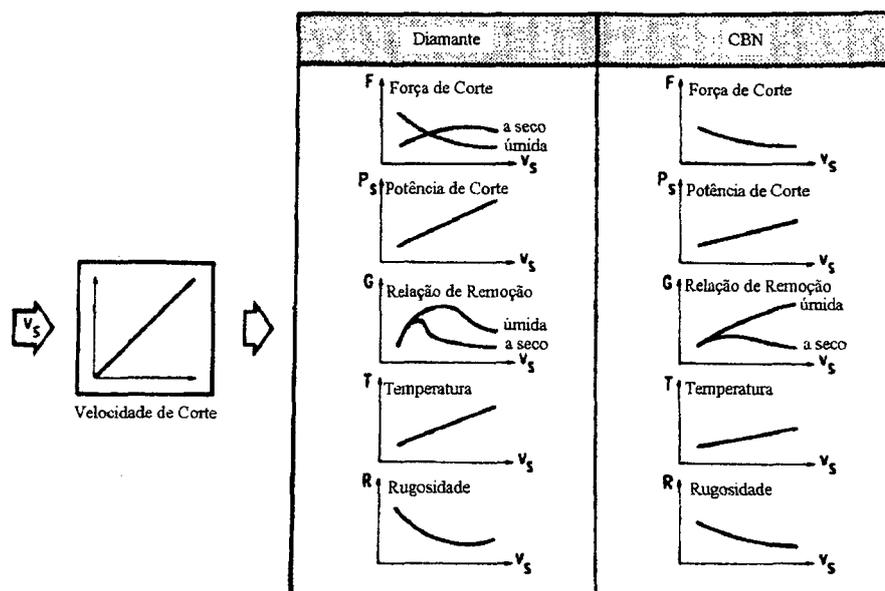
Também é possível aumentar a taxa de retificação e, ainda assim, obter um melhor resultado do trabalho e uma maior relação  $G$ , desde que a velocidade de corte seja elevada a um valor alto o suficiente para hiper-compensar o aumento de  $Q'_w$ .



**FIGURA 28** - Influência da velocidade de corte no processo de retificação com superabrasivos e em seus resultados [5]

Deste modo, com a adoção de velocidades de corte e taxas de retificação específica maiores, a tendência que o CBN tem de produzir superfícies mais rugosas e com maiores custos pode ser completamente revertida, a ponto de viabilizar plenamente a utilização desse material abrasivo.

A figura 29 mostra uma comparação entre o comportamento do CBN e do diamante com o aumento da velocidade de corte. Para o diamante, cuja dureza é mais sensível à temperatura, o aumento da velocidade além de determinados valores significa, especialmente na retificação a seco (sem fluido de corte) a diminuição da relação  $G$ . Ao contrário, para o CBN, na retificação úmida (com fluido de corte) tem-se sempre um aumento de  $G$  para as velocidades tecnicamente viáveis.



**FIGURA 29** - Comparação entre o comportamento do diamante e o do CBN com o aumento da velocidade de corte [5]

Há, inclusive, estudos que mostram ser possível a utilização do CBN a velocidades de até 500 m/s com rebolos especialmente projetados [16]. Em tais velocidades supersônicas, o limite tecnológico passa a ser o aumento da potência total consumida, devido a uma parcela cada vez maior de potência perdida com o efeito de frenagem que o atrito do ar e do fluido de corte exercem sobre o rebolo [17].

Há, ainda, recomendações de M e K. Yokogawa [18,19,20] relacionadas à utilização de rebolos de CBN que diferem daquelas apresentadas para rebolos convencionais (item 2.4.3.b). Com rebolos cerâmicos de CBN,  $v_s$  de 60 m/s e  $Q'_w$  de 20 mm<sup>3</sup>/mm.s, foi obtido um volume usinado por vida quatro vezes maior alterando-se de -100 para -800 a relação  $q$  entre a velocidade de corte e a da peça, através da diminuição de  $v_w$ . Tal comportamento é atribuído à diminuição da espessura de corte e às conseqüentemente menores forças atuantes nos grãos, que passam a se desgastar menos. Segundo os autores, um corte efetivo a relações de velocidade tão altas quanto -800 é possível apenas devido à maior dureza dos grãos de CBN. Grãos convencionais perdem a

afiação rapidamente, e, com espessuras de corte muito pequenas, passam apenas a atritar com a peça.

Contudo, mesmo para o CBN, o gradual aumento de  $q$ , em relação a um ponto dito ótimo, passa a provocar uma certa parcela de escorregamento, de modo que com valores tão altos quanto -4500, passa a haver intensa produção de calor por atrito e a introdução de tensões residuais trativas nas peças. Também o volume usinado por vida cai acentuadamente.

Os autores também concluíram que com o aumento da taxa de retificação específica podem ser usadas menores rotações da peça sem que ocorra o escorregamento dos gumes sobre a peça. O motivo disto é o fato de a diminuição da espessura do cavaco provocada pelas menores velocidades da peça serem compensadas pelo aumento de espessura causado pela elevação de  $Q'_w$ .

### **2.5.2 - TIPOS DE REBOLOS DE CBN E SUAS APLICAÇÕES**

Podem ser encontrados quatro tipos básicos de rebolos de CBN, dependendo do ligante, que pode ser resinóide, cerâmico ou metálico. Ligantes metálicos podem ser ainda sinterizados ou eletrodepositados.

Rebolos resinóides são os mais versáteis, sendo recomendados para aplicações gerais. Apresentam porosidade extremamente baixa, o que determina que o dressamento tenha que ser executado em duas etapas, normalmente conhecidas como perfilamento e afiação.

Rebolos cerâmicos inicialmente encontraram aplicação principalmente em retificação interna. Posteriormente, em função das muitas vantagens proporcionadas pelo ligante vítreo, seu emprego foi ampliado. Ligantes cerâmicos apresentam, em relação aos resinóides, maior

capacidade de retenção dos grãos abrasivos, o que torna possível a utilização de maiores concentrações e, conseqüentemente, melhores qualidades superficiais [21]. Além disso, em função de sua porosidade elevada, esses rebolos normalmente podem ser afiados em processo, desde que sejam inicialmente empregadas taxas de retificação específica mais suaves [22].

Rebolos metálicos sinterizados são os que têm ligante mais resistente e, por isso, são bastante difíceis de dresser. A maior resistência do ligante proporciona grande capacidade de manutenção do seu perfil, de modo que são utilizados em processos de retificação de forma em que é crítica a manutenção de estreitas tolerâncias geométricas e em processos de retificação em condições severas [6].

Rebolos metálicos eletrodepositados foram especialmente desenvolvidos para serem usados em retificação profunda e de forma, já que uma estreita camada de abrasivo é depositada por meio de uma matriz de níquel sobre o perfil previamente torneado do rebolo. Não requerem dresseramento e, quando a vida do rebolo chega ao fim, o abrasivo gasto pode ser retirado, depositando-se então uma nova camada [6]. Esse rebolo reaproveitado é economicamente muito mais atraente que um rebolo novo [23].

### **2.5.3 - DRESSAMENTO DE REBOLOS DE CBN**

Em virtude do alto custo do material superabrasivo, no dresseramento de rebolos de CBN interessa, mais do que nunca, a geração de uma topografia semelhante àquela do processo de retificação em regime quase estacionário, isto é, a topografia a que tende o rebolo devido à influência do volume usinado. Tal procedimento se justifica para evitar uma fase instável no início do processo de retificação, na qual a topografia do rebolo se adapta aos parâmetros do processo

de retificação. Desta forma, obtém-se um equilíbrio entre o desgaste dos grãos e o do ligante, bem como um comportamento de desgaste aproximadamente linear. O número de gumes ativos permanece estável, mantendo as forças de retificação e a rugosidade dentro de um nível aproximadamente constante.

A topografia do rebolo pode ser adaptada aos requisitos do processo de retificação pela seleção de um processo de dressamento e de parâmetros de dressamento apropriados. Altas taxas de retificação demandam gumes afiados e, principalmente, suficiente espaço para cavacos. Boas qualidades superficiais requerem um grande número de gumes ativos e grãos mais arredondados [24].

O dressamento de rebolos de CBN é bem mais difícil de ser executado que o de rebolos convencionais. Isto ocorre em parte devido à elevada dureza do material abrasivo, que desgasta dressadores estáticos rapidamente, e em parte porque muitas vezes a operação destinada a produzir ou recuperar o perfil do rebolo, remover grãos desgastados e a realinhar seus gumes leva ao alisamento de sua superfície, que passa então a exigir uma restituição de sua capacidade de corte. São esses dois processos, respectivamente conhecidos como perfilamento e afiação, que compõem o dressamento de rebolos de CBN.

#### **a) Perfilamento**

Em se tratando de ferramentas estáticas, apenas dressadores multigranulares de diamante podem ser utilizados para executar o perfilamento de rebolos de CBN. Seu emprego, entretanto, é geralmente restrito a rebolos resinóides e cerâmicos de pequenos diâmetros [25].

Os processos que utilizam ferramentas dotadas de cinemática própria empregam rebolos de SiC ou de coríndon nobre, blocos ou rolos de aço, rolos de esmagamento ou rolos diamantados.

Rebolos de SiC e de coríndon são tidos como adequados para o perfilamento de rebolos resinóides ou metálicos. Neste caso, em geral o próprio reboło de CBN aciona o reboło perfilador que, montado em um dispositivo equipado com freio, tem sua velocidade periférica limitada. A desvantagem desse processo é que, devido ao elevado desgaste do reboło perfilador, muitas vezes é difícil obter um perfil perfeitamente reto no reboło de CBN. Podem ser necessários muitos passes até que se obtenha a retirada do desvio angular que tende a se instalar, de modo que o processo é demorado [25]. Alguns estudos sustentam ainda que a dureza do coríndon é insuficiente para cortar e alinhar os topos dos grãos de CBN mais protusos. Por isso, da aplicação de rebolos de coríndon resultam piores qualidades superficiais [26].

Em processos que utilizam blocos ou rolos de aço, é utilizado um aço St 37, que produz cavacos longos. Esse aço é usinado com uma elevada taxa de retificação, de modo que os grandes esforços de corte resultantes arrancam os grãos cegos. O ligante é removido pela ação dos cavacos, e assim se obtém, ao mesmo tempo, uma afiação do reboło.

Também podem ser empregados dois rolos de aço com rotações reguladas de tal forma que a velocidade do primeiro seja um pouco superior e a do segundo um pouco inferior à do reboło. Com isto são aplicados esforços alternantes sobre os grãos, removendo-os. O equipamento necessário para esse processo é muito grande, o que o torna dispendioso.

O processo de *crnsheamento* é aplicável no caso de ligantes frágeis como os cerâmicos e os metálicos sinterizados de bronze e se destina a produzir e manter o perfil de rebolos empregados em trabalhos de forma. O processo se baseia no elevado desgaste que se verifica quando são utilizadas baixas velocidades de corte na retificação. Deste modo, são adotadas baixas

velocidades periféricas (tipicamente 0,3 a 1 m/s) para o rebolo e o rolo de crusheamento, não importando se é o rebolo que aciona o rolo ou ao contrário. Como material do rolo é empregado o metal duro. Rolos de aço Cr-Ni temperado, utilizados para dressamento de rebolos convencionais, não são recomendados [27].

Um processo mais recente e que é atualmente o mais utilizado para perfilar rebolos de CBN de perfis retos ou complexos é o que emprega rolos diamantados de ligante metálico.

Perfis complexos (figura 30) podem ser executados com avanço radial do rolo dressador (a), com rolos diamantados de perfil, específicos para uma determinada peça, ou através da combinação de avanços radial e axial (b), com os chamados rolos diamantados de forma. O primeiro método é caracterizado por tempos de perfilamento muito reduzidos e grande precisão de forma, porém só é economicamente viável a partir de um certo tamanho de lote, de modo que só é empregado em produções em série. O desenvolvimento do segundo método está ligado à utilização de máquinas CNC [28] e resulta em maior flexibilidade por ser independente do perfil do rebolo. As únicas restrições são o raio de ponta e o ângulo de abertura compreendido entre as laterais do rolo dressador [24].

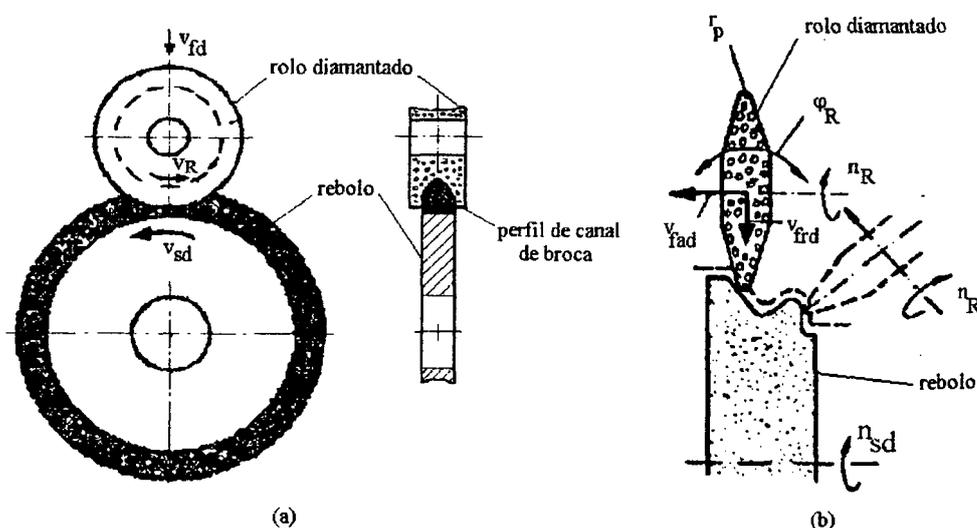
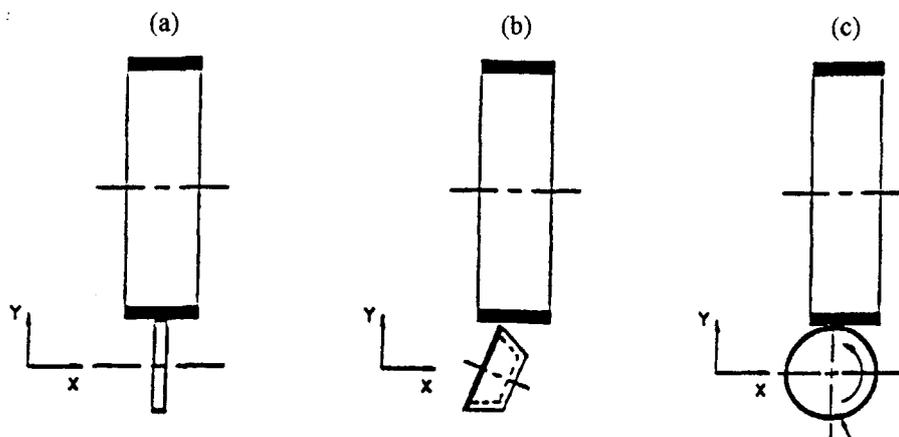


FIGURA 30 - Dressamento de rebolos de perfis complexos com rolos diamantados [28]

Rebolos de perfil reto, que também podem ser perfilados com avanço transversal, são mais comumente perfilados com avanço axial (figura 31), com o rolo diamantado em eixo paralelo (a), transversal (b) ou ortogonal (c) ao eixo do rebolo.



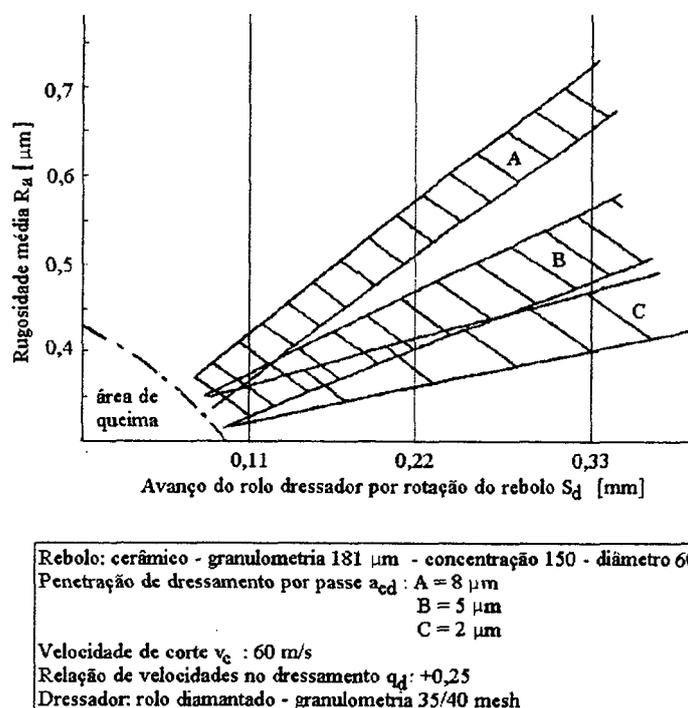
**FIGURA 31** - Perfilamento de rebolos de perfil reto com rolos diamantados [8]

No caso do perfilamento de rebolos de CBN como mostrado nas figuras 31a e 31c, podem ser usados rolos dressadores de perfil reto, isto é, sem raio de ponta. Com relação a  $q_d$ , o resultado obtido é análogo ao apresentado na figura 21.

Na figura 32, entretanto, é mostrado como também a velocidade de avanço do rolo dressador influencia decisivamente a topografia gerada no rebolo e o processo de retificação.

O aumento do avanço do rolo dressador por rotação do rebolo, bem como da profundidade de dressamento por passe provocam diminuição das forças de corte e a piora da qualidade superficial das peças. Isto ocorre em virtude dos maiores esforços exercidos sobre o rebolo durante o perfilamento, que fazem com que haja uma maior quantidade de grãos arrancados ou fraturados. Com isso, um menor número de grãos toma parte no processo de

retificação, aumentando a espessura de corte e diminuindo o grau de recobrimento das trajetórias dos gumes sobre a superfície da peça.



**FIGURA 32** - Influência da velocidade de avanço do rolo dressador e da profundidade de dressamento no resultado da retificação [29]

Com a diminuição de  $S_d$  e de  $a_{cd}$ , tem-se a situação inversa, ou seja, um maior número de grãos cisalhados do que de grãos fraturados ou arrancados e, conseqüentemente, a produção de maiores forças de corte e de melhores qualidades superficiais das peças. Porém, não se pode excluir que em condições de perfilamento discordante, pequenas penetrações de dressamento e baixas velocidades de avanço do rolo dressador ocorra um excessivo achatamento dos grãos. Isto provoca cargas excessivas na retificação, produzindo queimas e até fazendo com que grãos mais frouxamente ligados ao rebolo sejam arrancados, o que provoca a diminuição do número de gumes e a piora da qualidade superficial das peças [24].

Também a especificação do rolo de diamante deve ser levada em conta para que se obtenha o resultado desejado. Menores granulometrias e maiores concentrações do rolo diamantado levam a grãos mais arredondados e a menores rugosidades. Maiores granulometrias, entretanto, proporcionam menores tempos de perfilamento e menor desgaste do rolo diamantado [30].

Em rebolos convencionais são comumente retirados, no diâmetro, de 25 a 50  $\mu\text{m}$  de material abrasivo no dressamento, consumindo cerca de metade do volume útil do rebolo [30]. Como nos rebolos de CBN o desgaste durante a retificação é bem menor, retirar grandes camadas desse dispendioso material abrasivo no perfilamento pode representar um desperdício desnecessário.

Dressamentos regulares com pequenas penetrações totais conseguem restaurar o perfil do rebolo de CBN e a qualidade das peças produzidas, sem influenciar em demasia o espaço para cavacos, de modo que não é necessário afiar o rebolo. Entretanto, para tornar essa técnica possível, é necessário um sistema de detecção do contato entre o rolo dressador e o rebolo, com precisão de posicionamento inferior a  $1\mu\text{m}$ . Tais sistemas são geralmente baseados na análise de um sinal de emissão acústica [24]. Alternativamente, pode-se utilizar para acionamento do dressador um motor elétrico com conversor de frequência e monitorar a variação de potência consumida [31].

Um trabalho de Ogawa [26] sobre rebolos cerâmicos de CBN em retificação de mergulho determinou como ótima penetração total de perfilamento  $a_{d\text{ ges}}$  um valor de 8  $\mu\text{m}$ , em quatro passes de 2  $\mu\text{m}$ . Penetrações totais de dressamento de 2, 4 e 6  $\mu\text{m}$  embora consigam recuperar a qualidade superficial e geométrica das peças, apresentam uma taxa de desgaste mais acentuada, de modo que o volume de material removido das peças até que se atinja o fim da vida do rebolo, estipulado em 3  $\mu\text{mRz}$  das peças retificadas, é menor. Penetrações totais de dressamento muito

grandes, como por exemplo, 20  $\mu\text{m}$ , deixam o rebolo muito liso, isto é, sem suficiente espaço para cavacos, tornando necessário proceder-se à sua afiação.

Em outro trabalho [32], este realizado por Yokogawa e Yonekura, constatou-se que a afiação produz um efeito negativo na topografia de rebolos resinóides de CBN, donde resultam piores qualidades superficiais, menores relações de remoção e menores volumes de material removido por vida do rebolo. A solução proposta é que a afiação seja executada apenas após o perfilamento inicial. Quando a rugosidade das peças exceder um certo valor limite, o rebolo deve ser perfilado com  $a_{d,ges}$  de cerca de 7,5  $\mu\text{m}$ , em três passes. Segundo os autores, a pequena penetração total de perfilamento é suficiente para alinhar os grãos de CBN, sem, no entanto, diminuir demasiadamente sua protusão. Deste modo, é possível passar diretamente à retificação pois o rebolo é afiado em processo.

## **b) Afiação**

Retificar exige adequado espaço para cavacos. Este espaço deve ser tanto maior quanto mais alta é a taxa de retificação. Espaços para cavacos insuficientes ficam entupidos com material removido da peça, provocando altas forças de retificação e intenso atrito. Do lado da peça, as temperaturas são tão altas que são introduzidos danos térmicos. Do lado do rebolo, grãos cujo espaço para cavacos já está carregado, quando novamente em processo de corte do material da peça, sofrem pressões tão grandes a ponto de serem arrancados. O arrancamento muitas vezes se dá em conjunto com porções adjacentes de ligante, de modo que grupos inteiros de grãos podem ser removidos da superfície do rebolo, cujo desgaste é acentuado.

Portanto, se ocorre um excessivo carregamento da superfície do rebolo devido a espaços para cavacos insuficientes, deve-se executar uma afiação. Para medição e controle da profundidade dos espaços para cavacos gerados na afiação pode-se empregar as rugosidade  $R_t$  ou  $R_z$ , já que elas fornecem a distância da ponta do grão até o nível do ligante. Entretanto, essas grandezas são afetadas por causas isoladas, como o arrancamento de grãos, embora, através disso, somente haja uma modificação de pouca importância nos espaços para cavacos.

O percentual de suporte  $t_p$  depende da concentração do grão e não tem nenhuma relação direta com a profundidade do espaço para cavacos. No entanto, ele fornece, para um tamanho de grão conhecido, informações sobre a densidade de gumes em uma determinada profundidade.

A grandeza de medição mais apropriada para mensurar o espaço para cavacos, isto é, para descrever a topografia do rebolo, é a profundidade de alisamento  $R_p$  (figura 33), cuja definição é dada por:

$$R_p = \frac{1}{l} \cdot \int_{x=0}^{x=l} y_i \cdot dx \quad (21)$$

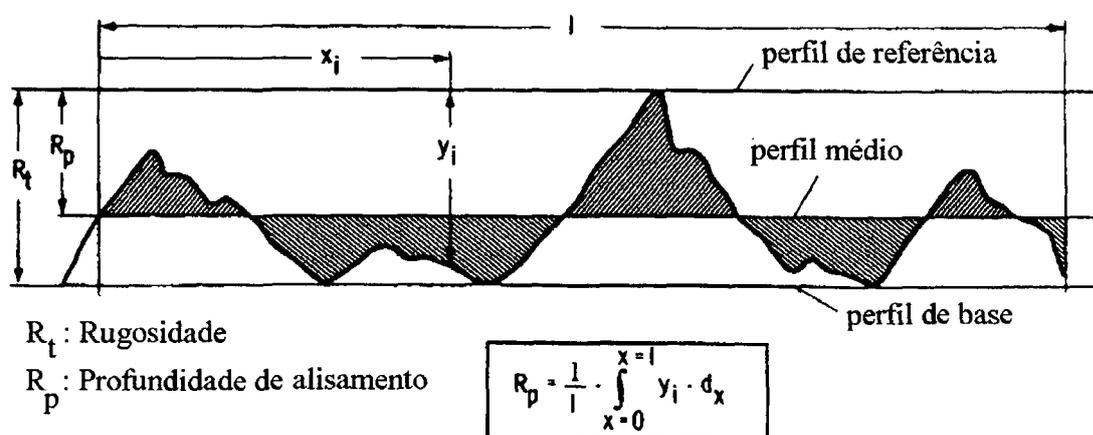
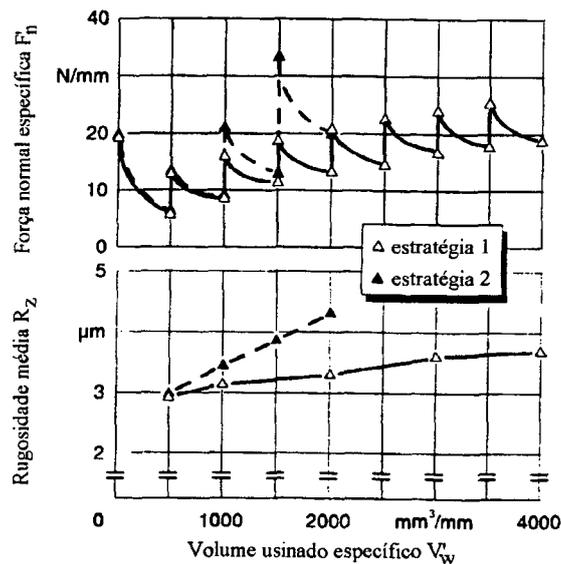


FIGURA 33 - Profundidade de alisamento de uma superfície [36]

Por seu caráter integral,  $R_p$  é relativamente insensível a cavidades isoladas decorrentes do arrancamento de grãos.

Com exceção de rebolos recém-montados na retificadora, que precisam ser perfilados com maiores penetrações totais de dressamento, para correção dos erros de concentricidade (batimento), rebolos cerâmicos normalmente podem ser convenientemente afiados em processo, desde que para as primeiras peças a taxa de retificação seja reduzida. As estratégias mais comuns consistem em aumentar a taxa de retificação com incrementos fixos, como por exemplo de  $5 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$  ou simplesmente dobrá-la até atingir o valor desejado. Em ambos os procedimentos, ocorrem picos de força no início de cada estágio. Porém, em função de um padrão de afiação mais suave, com arrancamento de grãos em menores quantidades, o primeiro fornece melhores qualidades superficiais ao longo do volume usinado (figura 34).



Rebolo:	B151 VSS V360
Material da peça:	100 Cr 6 (62 HRC)
Velocidade de corte:	$v_c = 120 \text{ m/s}$
Afiação em processo	
estratégia 1:	$Q_w = 5; 10; 15; 20; 25; 30; 35; 40 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$
estratégia 2:	$Q_w = 5; 10; 20; 40 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$
Volume usinado específico:	$V_w = 500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ para cada estágio

**FIGURA 34** - Estratégias de afiação em processo de rebolos cerâmicos de CBN [24]

Também é possível pressionar blocos de carboneto de silício contra o rebolo para remover o excesso de ligante da parte anterior dos grãos de CBN. Este método, entretanto, produz piores qualidades superficiais, pois há uma maior perda de grãos ao longo da afiação.

Para a afiação de rebolos de ligante metálico sinterizado foi desenvolvido um método de remoção eletrolítica. Porém, o alto custo do aparato impossibilita uma maior expansão deste processo.

Para a afiação de rebolos resinóides são empregados vários processos. Um deles é o que emprega uma barra de cera hidrossolúvel impregnada de grãos de coríndon. Aplicada com leve pressão e sem fluido de corte, a barra reveste a superfície do rebolo com uma lama abrasiva. Em seguida, o rebolo é aproximado de uma peça qualquer com folga aproximadamente zero (previamente regulada), de modo que o abrasivo é forçado contra o rebolo, desgastando o ligante. Periodicamente são adicionadas pequenas quantidades de fluido de corte [33].

Uma variação dessa técnica é a que utiliza pó abrasivo solto e fluido de corte, entre o rebolo e um rolo de ferro fundido, ou mesmo durante a retificação de peças.

Em alguns artigos também é citado um método, exclusivo para rebolos resinóides, que emprega um jato de ar e material abrasivo contra o rebolo. A quantidade de ligante removido pode ser regulada não só pelo tamanho do abrasivo utilizado e pela duração do processo, mas também pela pressão do jato [25,35,36].

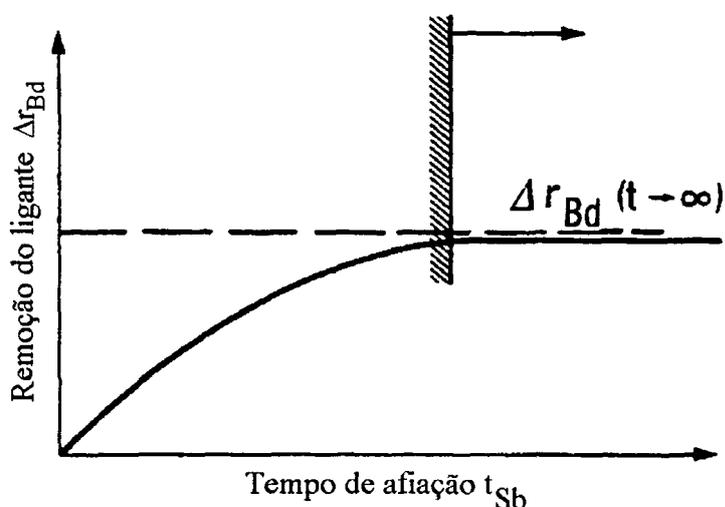
O método mais comum, e também aplicável a rebolos metálicos sinterizados, é o que utiliza uma barra de coríndon. Para grãos de CBN até 170/220 mesh, são usadas barras com granulometria 220 e dureza entre G e K. Um rebolo completamente cego, de  $305 \times 25$  mm, pode chegar a consumir de 76 a 127 mm de uma barra de espessura 25,4 mm [33].

Através da combinação da velocidade de avanço  $v_{fb}$  e da velocidade de corte do rebolo  $v_s$ , os grãos de coríndon se movimentam segundo percursos de atuação definidos cinematicamente,

removendo apenas a porção de ligante anterior dos grãos de CBN e, em seguida, escorrendo lateralmente. Assim, os grãos de CBN ficam bem ancorados ao rebolo desde que o sentido de rotação na retificação seja o mesmo do de afiação e que esta não seja excessiva.

Rebolsos que vêm afiados de fábrica trazem gravado o sentido de rotação para orientar sua montagem no eixo da retificadora. Retificar no sentido contrário ao da afiação leva à rápida perda dos grãos de CBN mais externos do revestimento abrasivo, até que a influência da afiação deixe de existir.

O processo de afiação entra em uma fase estacionária (figura 35) quando os grãos de coríndon cavam o ligante tão profundamente a ponto de este quase não mais poder ser removido e o desgaste da barra abrasiva se dar unicamente pela ação dos grãos de CBN. Modificações na topografia do rebolo não mais se caracterizam pelo aumento do espaço para cavacos, mas pelo desgaste abrasivo dos grãos de CBN, assim como pela erosão do ligante relacionada ao arrancamento de grãos.



**FIGURA 35** - Comportamento no tempo do processo de afiação

Como rebolos superabrasivos são muitas vezes empregados em retificadoras convencionais, que não dispõem de sistemas de dressamento específicos, muitas vezes procede-se a um avanço manual do bloco de afiação. Porém, isto torna o processo demorado, podendo anular, inclusive, os benefícios advindos da substituição de rebolos convencionais por superabrasivos.

Além disso, para a geração de espaços para cavacos com um determinado volume, é necessário um avanço definido do bloco de afiação através de um dispositivo adequado ou através do avanço da própria máquina. Em retificadoras planas, o bloco de afiação é colocado sobre a mesa, como uma peça, e o avanço se realiza como uma retificação profunda (figura 36 à esquerda) ou verticalmente, através do mergulho do rebolo sobre o bloco de afiação (à direita).

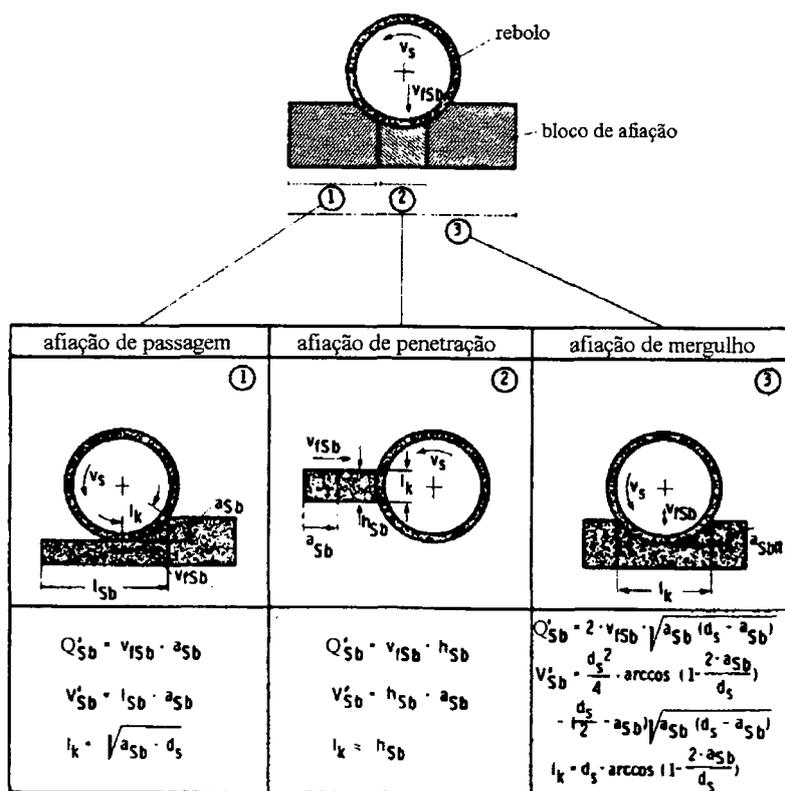


FIGURA 36 - Variações do processo de afiação com blocos de corindon [36]

Quando através da movimentação da própria máquina não se consegue atingir a velocidade necessária, são montados dispositivos sobre a mesa da máquina ou a capa de proteção, que avançam o bloco de afiação radialmente contra rebolo. Este avanço é, muitas vezes, feito de forma radial, na chamada afiação de penetração (figura 36, centro), através de acionamento hidráulico, pneumático, eletro-mecânico ou pela aplicação de cargas.

Na afiação de penetração o comprimento de contato  $l_k$  depende da altura do bloco de afiação  $h_{sb}$ . Sob a hipótese que  $h_{sb} \ll d_s$ , vale a equação:

$$h_{sb} = l_k \quad (22)$$

de modo que a taxa de remoção específica do bloco de afiação é dada por:

$$Q'_{sb} = h_{sb} \cdot v_{fsb} \quad (23)$$

Schleich [36] comprovou experimentalmente que uma dada topografia do rebolo, definida pelo parâmetro profundidade de alisamento  $R_p$ , é produzida com uma taxa de remoção da barra de afiação determinada a partir da seguinte equação teórica:

$$Q'_{sb} = 0.95 \cdot q_m^{-1} \cdot \sqrt{c_k \cdot \left[ 1 - \frac{R_p}{W_m \cdot q_m \cdot \varepsilon_{krit}} \right] R_o^{5/2} \cdot v_s} \quad (24)$$

onde  $q_m$  é o coeficiente de extensão longitudinal do grão, equivalendo a 1,41 para o CBN;  $W_m$  e  $c_k$  são respectivamente a largura média da malha e a densidade de grãos, grandezas relacionadas pelo quadro 5 e pela equação 25, que tem por base, dentre os modelos de grão apresentados na figura 37, o elipsóide.

Tamanho de grão [μ]	Largura da malha [μ]	Concentração de grãos $K \cdot 10^3$				
		60	120	180	240	300
64	58	416	833	1250	1666	2082
91	83	142	284	426	569	711
107	98	86	173	259	345	432
126	117	51	101	152	203	254
151	137	32	63	95	126	158
181	165	18	36	54	72	90
251	231	6,6	13	20	26	33
		Densidade de grãos $c_k$ [mm <sup>-3</sup> ]				

$$c_k = \frac{6 \cdot K}{\pi \cdot q_m \cdot w_m^3}$$

$$q_m = 1,41$$

**QUADRO 5** - Largura média de malha e densidade de grãos [36]

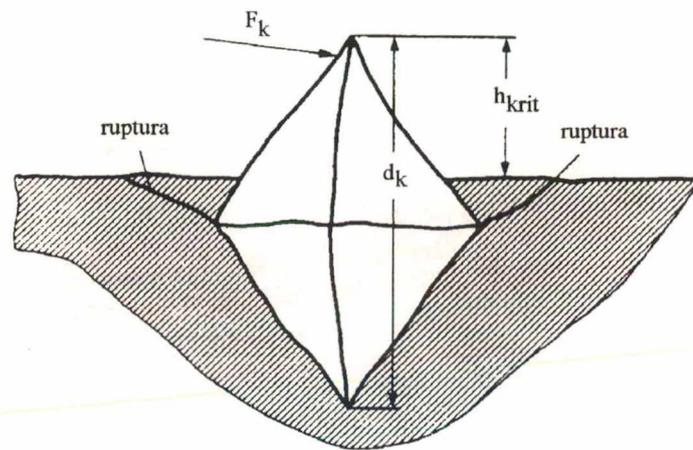
$$c_k = \frac{n_k}{V_{ges}} = \frac{K \cdot 6}{q_m \cdot \pi \cdot w_m^3} = \frac{K}{V_k} \quad (25)$$

Forma do Grão	Octaédrica	Esférica	Elipsóide	Exponencial
Seção Transversal	Triangular	Circular	Elipse	Superfície Exponencial
Representação				
Volume Total $V_k$	$V_k = \frac{8}{3} \cdot a^2 \cdot b$	$V_k = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot r_k^3$	$V_k = q_m \cdot \frac{\pi}{6} \cdot w_m^3$	
Largura $b_k$	$b_k = \frac{a}{b} \cdot h$	$b_k = 2 \cdot r_k \cdot \sqrt{1 - (\frac{h}{r_k})^2}$	$b_k = 2 \cdot a \cdot \sqrt{1 - (\frac{h}{b})^2}$	$b_k = C_{s1} \cdot h^{C_{s2}}$
Seção Transversal $A_k$	$A_k = \frac{a}{b} \cdot \frac{h^2}{2}$	$A_k = r_k^2 \cdot \arccos(1 - \frac{h}{r_k}) - (r_k - h) \cdot \sqrt{2r_k \cdot h - h^2}$	$A_k = a \cdot b \cdot \arcsin(\frac{x}{a}) - x \cdot (b - h)$ mit $x = a \sqrt{1 - (\frac{h}{b})^2}$	$A_k = C_{s1} \cdot h^{C_{s2}}$

**FIGURA 37** – Modelos do grão [36]

Já  $\varepsilon_{\text{krit}}$  é a protusão crítica do grão, correspondendo à relação entre a altura do pico do grão ao ligante e o seu diâmetro  $d_k$  (equação 26), no momento em que, através da remoção do ligante, o grão não mais encontra fixação, sendo arrancado (figura 38).

$$\varepsilon_{\text{krit}} = \frac{h_{\text{krit}}}{d_k} \quad (26)$$



**FIGURA 38** - Definição da protusão crítica do grão abrasivo [36]

Schleich [36] assume a protusão crítica de grão como sendo de 0,44 para rebolos resinóides e de 0,48 para rebolos metálicos sinterizados, que apresentam maior poder de fixação dos grãos e, portanto, uma maior densidade de gumes.

A equação 24 é válida para valores de  $R_p$  entre 0 e  $R_p(Q'_{Sb \text{ krit}})$ . Profundidades de alisamento maiores que  $R_p(Q'_{Sb \text{ krit}})$  não podem ser produzidas, já que o processo de afiação entra numa fase instável, em que os grãos são constantemente arrancados pelas altas forças de afiação antes de o processo de remoção do ligante entrar na fase estacionária.

A necessária taxa de remoção específica do bloco de afiação inicialmente cresce exponencialmente com a profundidade de alisamento. Isto se deve, por um lado, ao crescimento quadrático da seção transversal do grão com protusão crescente e, por outro lado, ao maior número de gumes ativos à medida que se afia o rebolo. Contudo, com o aumento da profundidade de alisamento passa a haver um aumento do número de grãos arrancados, o que reduz a capacidade do rebolo de desgastar a barra de afiação. Deste modo, o comportamento de  $R_p$  com  $Q'_{sb \text{ krit}}$  possui um ponto de inflexão mostrado na figura 39.

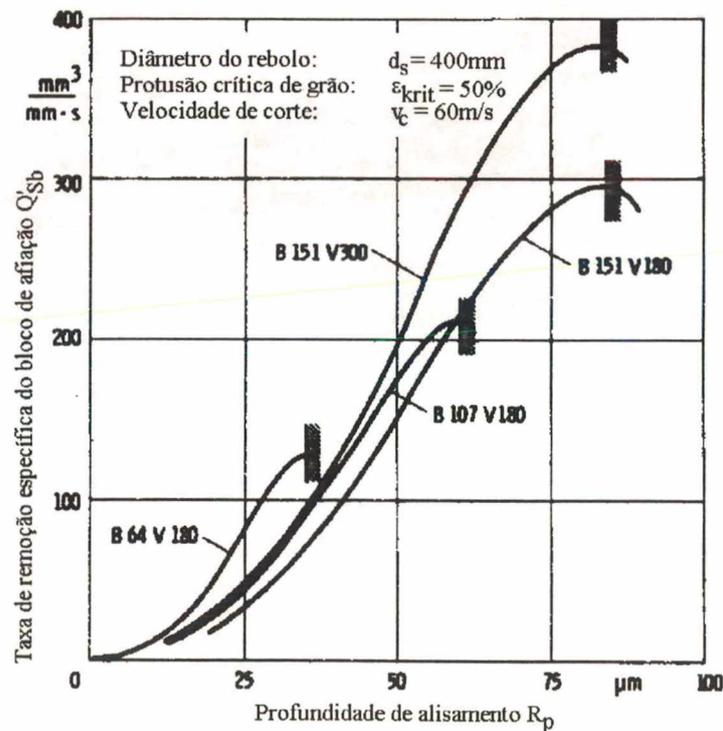


FIGURA 39 - Taxa de remoção específica como função da profundidade de alisamento [36]

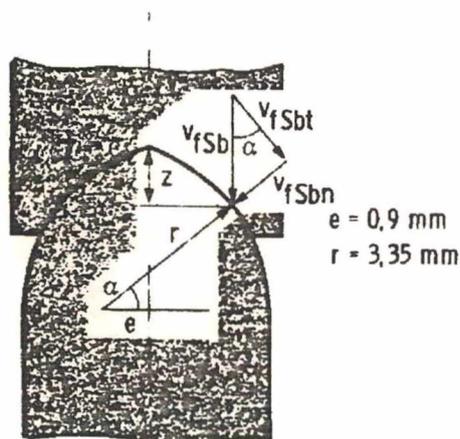
Já o aumento do tamanho de grão, mantida constante a concentração de grãos, reduz a taxa de remoção específica necessária, pois a densidade de grãos diminui com o diâmetro do grão

ao cubo e, com isto, menores quantidades de gumes se encontram disponíveis. Por outro lado, a máxima taxa de remoção específica possível aumenta com tamanho de grão crescente, já que, por causa das maiores profundidades de embutimento, diminui a tendência de os grãos serem arrancados.

Inversamente, o aumento da concentração de grãos provoca um aumento generalizado da taxa de remoção específica necessária, devido ao aumento da densidade de grãos.

O material ligante também influi no valor da taxa de remoção específica necessária. Ligantes metálicos apresentam maior poder de retenção e, por conseguinte, maior densidade de grãos, o que, mantida constante a profundidade de alisamento, provoca o aumento de  $Q'_{sb}$ .

A equação 24 vale apenas para rebolos de perfil reto, pois a forma do perfil do rebolo também exerce influência sobre o processo de afiação. Com largura do rebolo constante, a superfície do revestimento fica maior quando o perfil desvia da forma reta, como mostrado na figura 40.



$$\sin \alpha = \left[ \sqrt{1 - \left(\frac{e}{r}\right)^2} - \frac{z}{r} \right]$$

$$v_{fSbn} = v_{fSb} \cdot \sin \alpha$$

**FIGURA 40** - Cinemática de afiação para rebolos com perfil diferente do reto [36]

Desta forma, a taxa de remoção específica do bloco de afiação desses perfis reduz-se à componente normal à superfície do rebolo, correspondentemente ao ângulo de perfil  $\alpha$ :

$$Q'_{sbn} = Q'_{sb} \cdot \text{sen}\alpha \quad (27)$$

No avanço do bloco de afiação são aplicados dois princípios diferentes, a saber, o avanço com velocidade constante e o avanço com força constante. O avanço com velocidade constante (figura 41, à esquerda) tem a grave desvantagem de produzir picos de força no início do processo de afiação, quando o rebolo ainda está muito liso. Por outro lado, através da fixação da velocidade de avanço, pode-se dispor de uma taxa de remoção constante da barra de afiação  $Q'_{sb}$  e definir as relações de movimento que exercem grande influência sobre o volume dos espaços para cavacos.

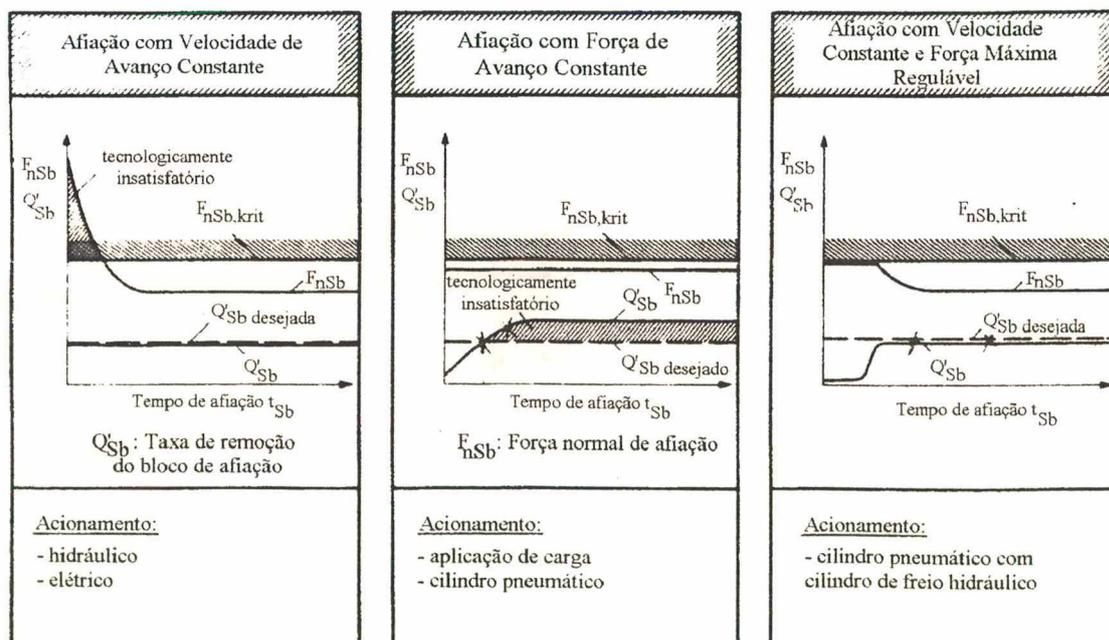


FIGURA 41 - Métodos de avanço da barra de coríndon [36]

Procedendo-se a um avanço da barra de afiação com força constante (figura 41, centro) afasta-se o perigo de danificar seriamente o revestimento abrasivo, pois no início do processo, quando o rebolo ainda se encontra liso, a taxa de remoção  $Q'_{sb}$  é pequena, aumentando à medida que o rebolo vai sendo afiado, até um valor estacionário final. Entretanto, este valor estacionário é tecnologicamente desfavorável, uma vez que muitos grãos são arrancados ou ficam demasiadamente soltos no revestimento do rebolo. Portanto o bloco de afiação deve ser retirado no instante de tempo dentro do estado não-estacionário da afiação em que a taxa de remoção  $Q'_{sb}$  se iguala à necessária para a produção da topografia desejada. Porém, esse instante depende de vários fatores, como por exemplo a usinabilidade do ligante e o estado inicial do rebolo, sendo de difícil determinação.

Schleich [36] contornou as dificuldades impostas pelos dois métodos de afiação anteriores empregando um sistema misto (figura 41, à direita). Nele, o avanço é inicialmente conduzido com força constante por um cilindro pneumático, de modo que as forças se mantêm em um nível aceitável. A taxa de remoção vai crescendo à medida que o rebolo vai sendo afiado até que é alcançado um valor limite da velocidade de avanço da barra, valor este imposto por um cilindro de freio hidráulico e que corresponde ao necessário para atingir a desejada taxa de remoção específica do bloco de afiação.

Como, a partir deste ponto, a velocidade se mantêm constante, as forças de afiação caem, pois o rebolo está convenientemente afiado. Então, através da monitoração da corrente consumida pelo motor de acionamento do rebolo é oferecida uma excelente possibilidade de determinação do término do processo, ou seja, da penetração ótima de afiação  $a_{sb}$ , pois o comportamento da corrente é comparável ao da força total de afiação. Afiar além desse ponto não resulta em um aumento digno de menção do espaço para cavacos, e sim no mero afrouxamento dos grãos no ligante.

Condições severas de afiação (figura 42, em cima), ou seja, altas taxas de remoção específica  $Q'_{sb}$  e grande volume específico removido do bloco de afiação  $V'_{sb}$  (ou grande penetração radial da barra de afiação  $a_{sb}$ ), acarretam o arrancamento de muitos grãos devido à excessiva remoção do ligante, de maneira que a quantidade de gumes é fortemente reduzida, provocando elevadas rugosidades iniciais. Ainda que a força total de retificação seja relativamente baixa, as forças em grãos isolados  $F_k$  são altas em demasia para grãos muito frouxos no ligante, de modo que se tem um rápido desgaste do rebolo até que os grãos até então mais profundos no revestimento do rebolo passem a atuar e o desgaste se torne aproximadamente linear. De qualquer maneira, o alto desgaste inicial pode reduzir drasticamente a vida do perfil.

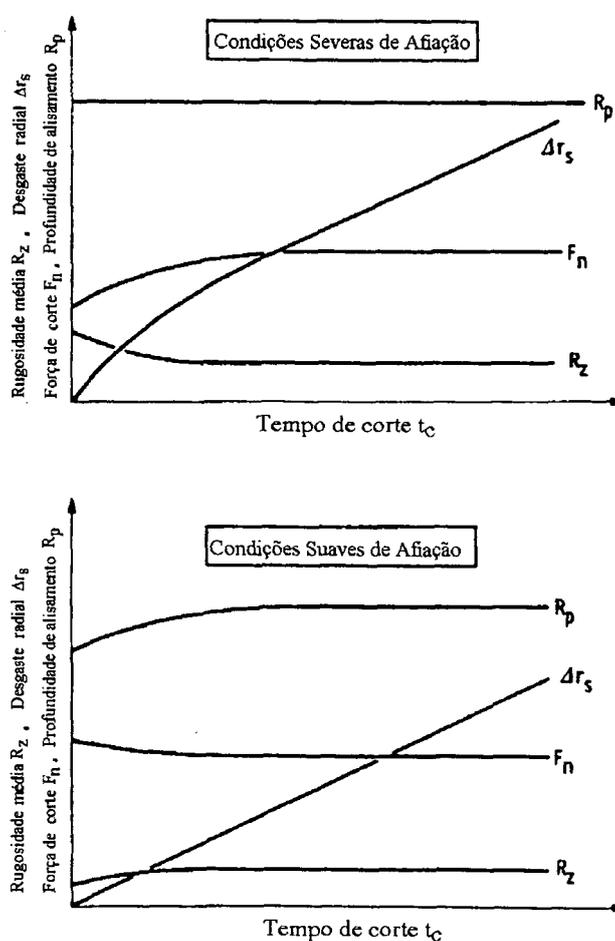


FIGURA 42 - Grandezas características da retificação em função das condições de afiação [36]

Em condições suaves de afiação (figura 42, em baixo) ou seja, com pequenas  $Q'_{sb}$  e  $a_{sb}$ , o ligante é pouco removido e os espaços para cavacos não são grandes o suficiente para a quantidade de cavaco produzida na retificação. Como consequência, tem-se altas forças iniciais de corte, que caem à medida que os cavacos vão produzindo o seu próprio espaço. Devido ao grande embutimento dos grãos no ligante, há uma maior quantidade de gumes, de modo que as rugosidades iniciais são baixas. Ao longo do volume usinado, com a gradual remoção do ligante, diminui a capacidade de fixação dos grãos e também a densidade de gumes, de modo que a rugosidade aumenta até atingir o nível referente a um estado quase estacionário.

Portanto, as condições de afiação ótimas não são muito suaves nem muito severas, mas sim moderadas. Mais do que isso, dependem fundamentalmente da taxa de retificação a que será submetido o rebolo. Condições de afiação muito suaves, adequadas para pequenas taxas de retificação, também podem acarretar o rápido desgaste de um rebolo utilizado sob altas taxas de retificação. Isto ocorre porque os espaços para cavacos ficam tão lotados que, sob a atuação de altíssimas forças normais, grandes áreas de ligante e grupos inteiros de grãos são danificados e se desprendem do rebolo, reduzindo o volume usinado por vida.

Com um ajuste cuidadoso das condições de afiação é uma possível gerar uma topografia do rebolo tal, que ocorrem somente pouquíssimos desvios das forças iniciais em relação ao estado quase estacionário da retificação.

Em geral, uma protusão de grão de 25 a 30% do diâmetro do grão, caracterizada por  $R_p$ , geralmente leva a um comportamento aceitável do processo e do desgaste do rebolo.

### **c) Processo Combinado de Perfilamento e Afição**

No perfilamento de penetração, com rolos diamantados de perfil (figura 30a), é comum estarem envolvidas forças de dressamento excessivas que não raro acabam por danificar tanto o rebolo quanto o rolo diamantado. Porém, através do emprego de um processo combinado de perfilamento e afiação, é possível obter uma nítida redução da força de dressamento e um notável aumento da vida útil do rolo dressador.

Nesse processo, o rolo dressador e a barra de afiação atuam ao mesmo tempo sobre o rebolo, de modo que o rolo passa a agir exclusivamente sobre grãos bem protusos. Como estes grãos são muito mais fáceis de serem removidos, diminuem os esforços sobre o rolo dressador, cuja forma pode ser mantida por mais tempo. Ao final do processo, o rolo dressador é retirado, enquanto que o avanço da barra de afiação é mantido ainda por algum tempo a fim de conferir a desejada protusão aos grãos do rebolo.

#### **2.5.4 - UTILIZAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE PARA RETIFICAÇÃO COM CBN**

Segundo a maioria das referências [4,6,8,9,14,23,37,38] o óleo mineral, sobretudo o aditivado, é o fluido ideal para a retificação com CBN. Os motivos tradicionalmente citados têm sido a afinidade química entre o vapor d'água e a camada protetora de óxido bórico e o maior poder lubrificante do óleo de corte. Para Tönshoff [39], porém, a típica forma de desgaste devido ao aquecimento do CBN em presença de vapor d'água, que se caracteriza por gerar riscos na superfície do grão, só pode ser observada em laboratório e não num processo real de retificação.

Como consequência direta da utilização de óleos minerais têm-se, portanto, maiores relações de remoção G, as menores temperaturas máximas alcançadas pela peça na região de corte e um padrão de tensões residuais geralmente compressivo. O quadro 6, extraído de uma dessas referências, mostra as relações G obtidas com a utilização de diversos fluidos de corte em retificação plana longitudinal.

TIPO DE FLUIDO	RELAÇÃO G		
ÓLEO MINERAL PURO	408	1107	554
EMULSÃO A 5%	278	492	195
EMULSÃO A 2%	204	247	60
FLUIDO SEMI-SINTÉTICO A 2%	250	296	152
FLUIDO SINTÉTICO A 2%	197	277	106
CONDIÇÕES DO TESTE			
MATERIAL	aço ferramenta T-15	aço ferramenta D-2	
VELOCIDADE DE CORTE	28 m/s		
VELOCIDADE DA PEÇA $v_w$	15.25 m/min		
PENETRAÇÃO DE TRABALHO $a_p$	0.050 mm	0.076 mm	
PENETRAÇÃO DE TRABALHO $a_e$	1.270 mm		
ESPECIFICAÇÃO DO REBOLO	Rebolo resinóide de CBN 6 x ¼" Granulometria 140/170 Mesh concentração 100		

**QUADRO 6** - Relações de remoção G para diversos fluidos de corte [6]

Entretanto, pressões ambientalistas e trabalhistas cada vez maiores têm sido exercidas em função do descarte de fluidos de corte usados e da saúde do operador, muito afetada pela maior tendência que óleos minerais têm de formar névoa. Além disso, fabricantes de fluidos sintéticos [40] passaram a alegar que novos fluidos sintéticos teriam maior poder lubrificante do que o óleo mineral puro e emulsões a temperaturas acima de 900°C.

Deste modo, fluidos sintéticos para serviços leves (diluídos de 2 a 5% em água) estão sendo recomendados por esses fabricantes para situações em que se tem pequenas taxas de retificação de materiais duros. Baixas concentrações de fluidos sintéticos evitam que se forme um

filme lubrificante que, nessas condições, fazem os grãos escorregar sobre a peça. Por outro lado, para altas taxas de retificação e velocidades de corte, são ainda preferencialmente utilizados os óleos minerais e fluidos sintéticos para serviços pesados (diluídos de 5 a 10% em água) [40].

Para processos em que são empregadas altas velocidades de corte, próximas de 100 m/s, há indicações de que o sistema de alimentação do fluido de corte tem que ser especialmente projetado. Para a zona de corte recomenda-se que o fluido seja fornecido a uma pressão de 6 bar e que o bocal da tubeira seja dimensionado de forma que sua largura seja igual à largura do rebolo e que a velocidade de saída do fluido, levando-se em conta a vazão fornecida pela bomba, seja aproximadamente igual à velocidade de corte. Isto se justifica pelo fato de em altas velocidades periféricas do rebolo se formar uma barreira de ar que impede a penetração do fluido na região de corte. Além disso, são recomendadas ainda a instalação de duas tubeiras em outras posições. Estas tubeiras devem fornecer fluido a uma pressão de 15 a 20 bar, de modo a assegurar a remoção dos cavacos dos poros do rebolo [41].

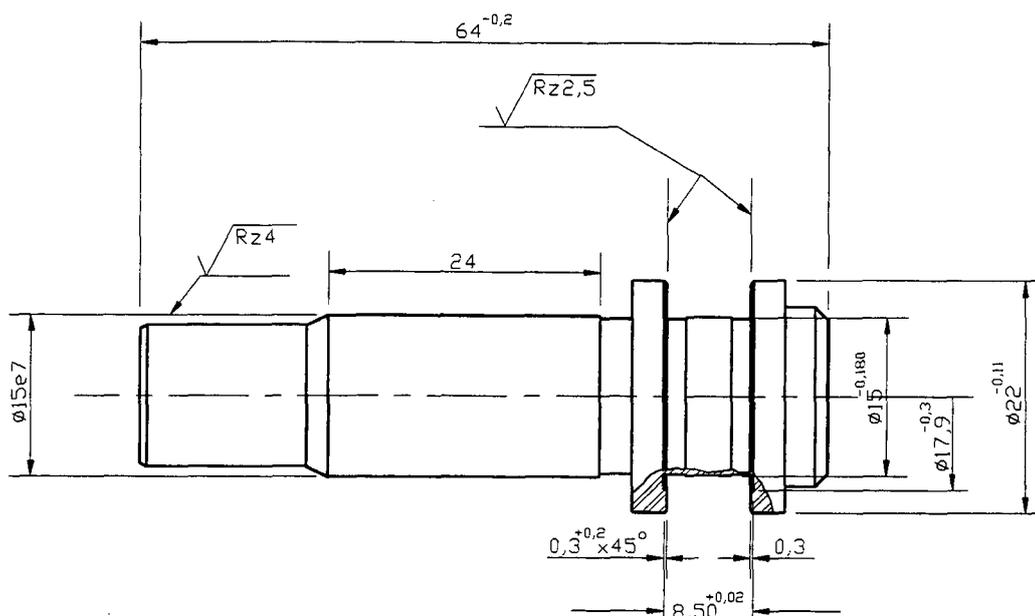
### Capítulo 3

#### OBJETIVOS DO TRABALHO

Um dos objetivos deste trabalho é de estudar a possibilidade de utilização de rebolos de nitreto de boro cúbico em retificadoras convencionais, originalmente projetadas para trabalhar com baixas velocidades de corte, com rebolos de coríndon ou carboneto de silício. Isto se justifica plenamente pela possibilidade de aumentar a produtividade e a qualidade da retificação sem incorrer em gastos excessivos, uma vez que é possível aproveitar máquinas-ferramentas já disponíveis.

O processo testado é o de retificação lateral de dupla face de peças como a bucha de mancal mostrada na figura 43, que é utilizada em bombas de injeção de óleo diesel fabricadas pela Robert Bosch do Brasil Ltda.

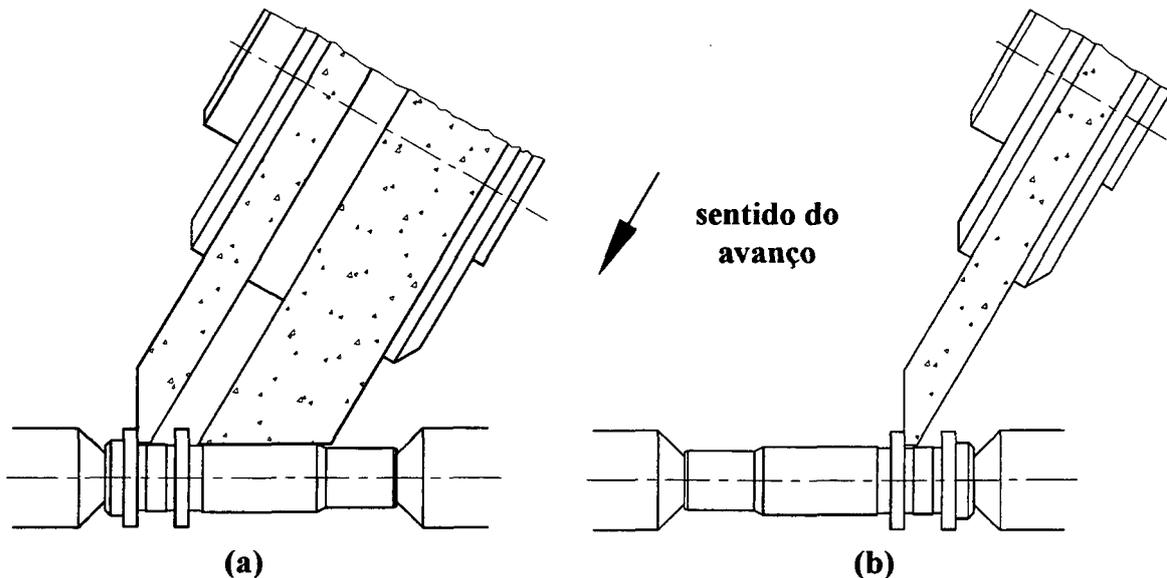
Tal peça, comumente denominada carretel em virtude de sua forma característica, é produzida em torno automático e fresadora a partir de barras de aço C15 Pb K, sendo a seguir cementada, temperada e revenida a 750 HV.



**FIGURA 43 - Bucha de mancal ou carretel**

O processo originalmente desenvolvido pela Robert Bosch para a retificação do carretel é executado como mostra a figura 44, com rebolos de corindon dressados em ângulo. O avanço do cabeçote porta-rebolo é feito a um ângulo de 30 graus em relação a um eixo ortogonal ao da peça. Em virtude da apertada tolerância geométrica requerida entre os flanges do carretel ( $8,50^{+0,02}$  mm) e das tolerâncias relativamente abertas do resto da peça, é feita uma prévia apalpação das parte internas dos flanges. Isto se destina à correção do posicionamento da peça, o que é feito através de um sistema de controle integrado ao motor de passo que aciona o fuso de movimentação da mesa.

A forma como o processo foi projetado determina que as operações de retificação sejam executadas separadamente, isto é, primeiramente retifica-se o corpo e um dos flanges de todo um lote de peças (figura 44a). Em seguida, prepara-se a máquina e procede-se à retificação do outro flange das peças do lote (figura 44b).



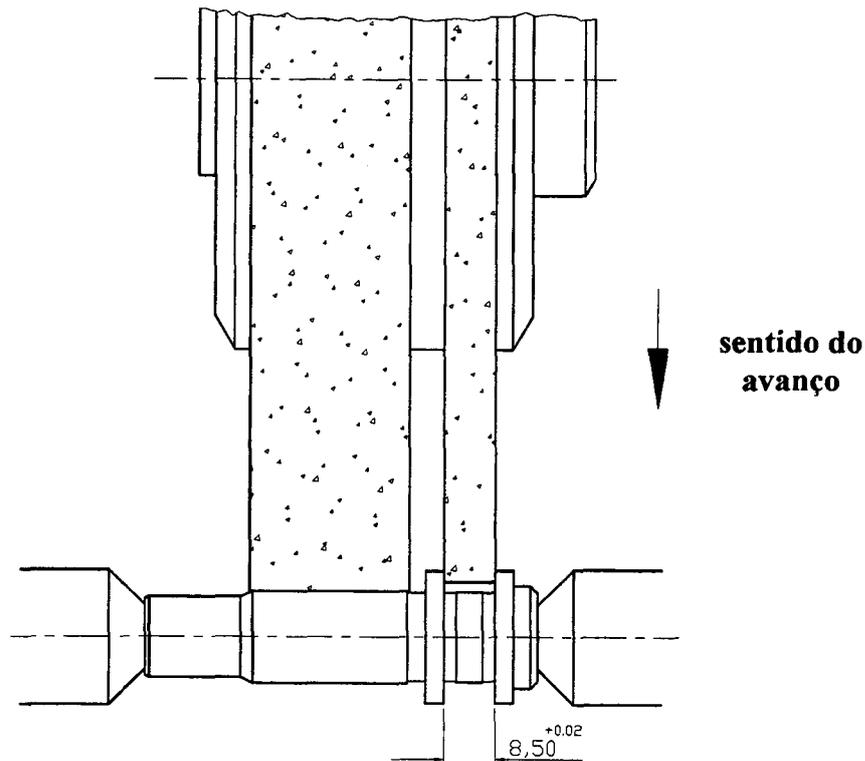
**FIGURA 44 - Processo Bosch de retificação do carretel**

O problema desse procedimento é que ocorre um erro de paralelismo entre os flanges do carretel. Esse erro é não raramente maior do que o permitido em projeto, de modo que há uma grande quantidade de peças produzida fora de especificação ou refugada.

Uma vez que o paralelismo entre os flanges e o perpendicularismo entre eles e o corpo são de grande importância para a aplicação do carretel, decidiu-se executar sua retificação com rebolos de nitreto de boro cúbico numa única fixação e ao mesmo tempo, como mostra a figura 45.

Para a retificação dos flanges deve-se utilizar um dos rebolos dressado de forma que sua espessura corresponda à necessária abertura entre os flanges do carretel, isto é  $8,50^{+0,02}$  mm.

Após o tratamento térmico a peça apresenta a medida de  $8,3^{\pm 0,05}$  mm entre os flanges, de modo que deve-se retirar, em mergulho, aproximadamente 0,1 mm de cada lado, até uma profundidade de cerca de 2 mm. Por conseguinte, são válidas para este processo muitas das afirmações e todas as fórmulas apresentadas no capítulo 2 sobre a retificação cilíndrica externa circunferencial de mergulho.



**FIGURA 45 - Retificação em mergulho do carretel**

A retificação dos flanges passa a constituir, então, uma operação um tanto singular, uma vez que são as quinas que assumem a quase totalidade da remoção do material, sobrando às laterais do rebolo apenas a tarefa de dar o acabamento à superfície. Disto decorre que o volume usinado específico se torna 20 vezes maior que no processo original.

A retificação do corpo do carretel deve ter início já ao final da retificação dos flanges, pois neste caso são retirados apenas 0,3 mm no diâmetro. Como na retificação dos flanges o volume usinado específico por carretel é cerca de dezessete vezes maior, deve-se esperar que o desgaste de quina do rebolo que realiza esta operação se torne um problema, pois provavelmente fará com que seja necessário realizar dressamentos mais frequentemente e sem necessidade no rebolo que efetua a retificação do corpo do carretel.

Portanto, como já numa primeira análise a retificação do corpo do carretel pode ser vista como muito menos crítica do que a retificação dos flanges, será feito um estudo em separado desta. Caso se comprove a viabilidade de sua implantação, fazer-se-ão ajustes para permitir que as duas operações sejam realizadas simultaneamente. Tais ajustes, entretanto, não fazem parte do escopo deste trabalho, devendo ficar a cargo da Robert Bosch do Brasil.

A grosso modo, para saber se é possível implantar o processo de retificação em mergulho com rebolos de CBN, é necessário verificar se a ocorrência de um desgaste muito lento, porém contínuo, nas laterais do rebolo, implica na incapacidade do processo em manter, por tempos suficientemente longos, a medida de  $8,50^{+0,02}$  mm entre os flanges do carretel. Porém, de igual importância é a determinação da relação de remoção G.

Em virtude do elevado custo dos rebolos de CBN e do grande volume específico de material que é necessário retirar dos flanges de um único carretel, já numa primeira análise percebe-se que só a obtenção de altos valores da relação de relação G poderá permitir a implantação do novo processo.

Porém, a obtenção de sucesso neste empreendimento é dificultada pelos seguintes fatos:

- a tendência que os rebolos de CBN têm de apresentar maior desgaste a baixas velocidades de corte;
- a dificuldade de dresser esses rebolos de maneira econômica e tecnológica, sem dispor de sistemas de dressamento específicos no projeto original da retificadora.

Como consequência deste último item, percebe-se que também como objetivos deste trabalho devem ser incluídos o projeto e a construção dos meios necessários para o dresser rápido e reproduzível do rebolo e a determinação das condições de perfilamento e afiação adequadas às exigências do processo.

## Capítulo 4

### MATERIAL E MÉTODOS

#### 4.1 - MATERIAL ENSAIADO

O material ensaiado é o aço C15 Pb K, que é fornecido em barras redondas treiladas a frio. Além do ferro, há em sua composição química (% em peso) os seguintes elementos:

C: 0,10 até 0,20

Si: máx 0,43

Mn: 0,26 até 0,64

P: máx 0,050

S: máx 0,050

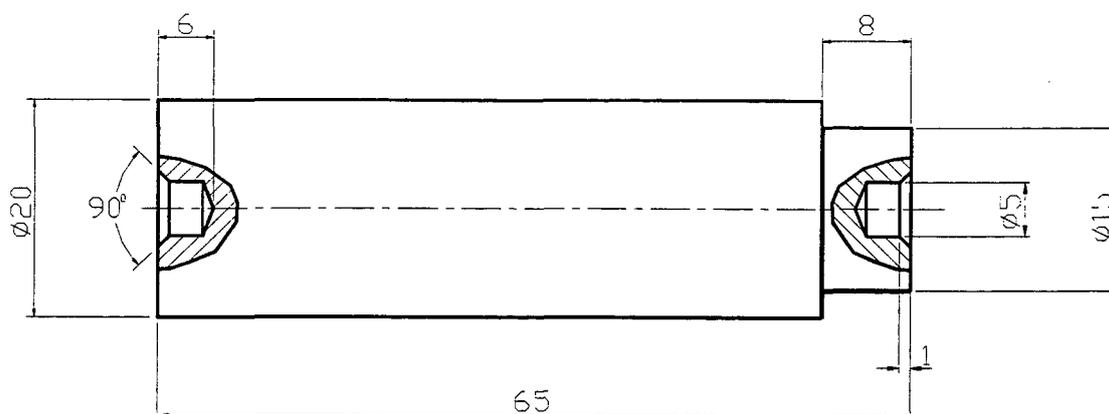
Pb: 0,15 até 0,30

O C15 Pb K é, portanto, um aço de baixo carbono, devendo ser cementado para possibilitar, com o tratamento térmico, a obtenção da exigida dureza de  $750^{\pm 75}$  HV.

Após a usinagem mole do carretel, é feita uma cementação a gás. Com a têmpera e o revenido obtém-se uma camada endurecida de  $0,4^{\pm 0,1}$  mm de espessura. Diz-se que a camada cementada chegou ao fim para uma dureza de 550 HV, embora o material-base tenha uma dureza de cerca de 200 HV apenas.

## 4.2 - CORPOS DE PROVA

A retificadora utilizada para os ensaios não dispunha de um sistema automático de apalpação dos flanges do carretel. Assim, para garantir a retirada de 0,1 mm de cada flange na retificação em mergulho, a correção do posicionamento da mesa teria que ser feita manualmente. Isto poderia levar a tempos de ensaio muito longos, de forma que decidiu-se utilizar corpos de prova, como o da figura 46, na maior parte dos testes.

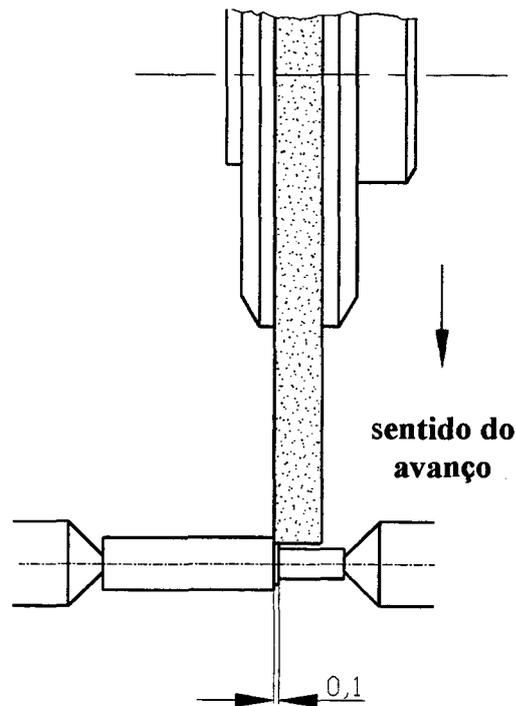


**FIGURA 46** - Corpo de prova utilizado

O corpo de prova, de 20 mm de diâmetro, tem um rebaixo de 8 mm de comprimento numa das extremidades para afastar o perigo de colisão do rebolo com a contra-ponta da retificadora.

Os ensaios de retificação em mergulho são realizados apenas com uma das quinas do rebolo, como mostra a figura 47. Isto é suficiente para concluir sobre o desgaste de quina do rebolo e de sua capacidade de manter a medida desejada.

Emprega-se para cada ensaio uma largura efetiva de 0,1 mm e profundidade de penetração em mergulho de 1 mm no raio. Uma vez executada a operação, o rebolo recua automaticamente. Pode-se, então, movimentar manualmente a mesa em 0,1 mm e iniciar um novo ensaio.



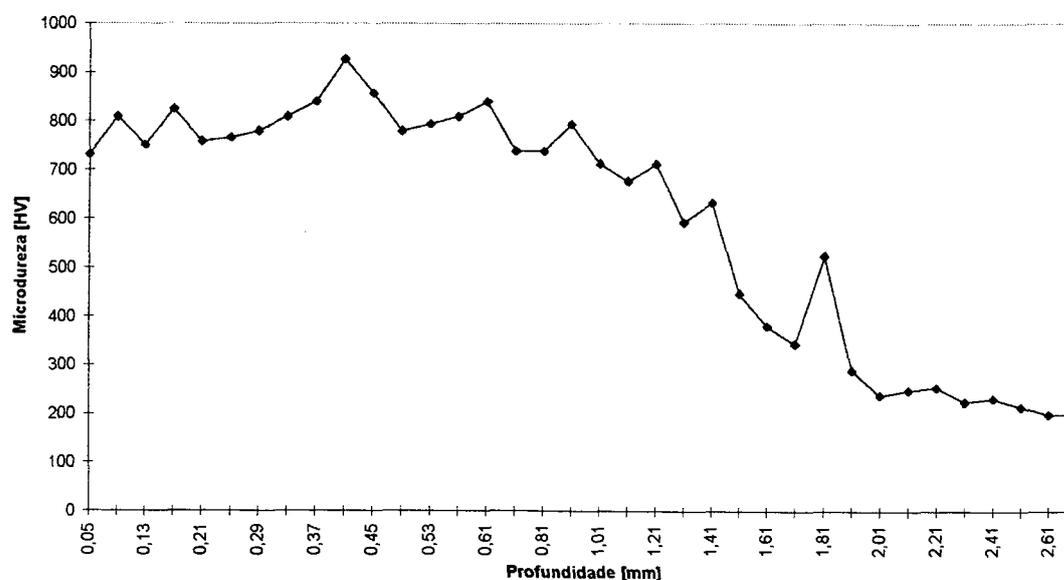
**FIGURA 47 - Retificação em mergulho do corpo de prova**

Como o corpo de prova tem 65 mm de comprimento, dos quais 8 mm são de rebaixo e 10mm são reservados à fixação do grampo, dispõe-se de um comprimento útil de pelo menos 45mm, o que permite um mínimo de 450 ensaios por peça.

Surge, entretanto, uma dificuldade com a substituição de carretéis pelos corpos de prova. Essa dificuldade está relacionada com o fato de que na parte interna dos flanges do carretel, donde são retirados 0,1 mm pela retificação, as superfícies estão livres para receber a camada cementada com facilidade. Deste modo, o tratamento térmico proporciona alta dureza em toda a superfície a ser retificada.

Nos corpos de prova, pelo contrário, excetuando-se a superfície lateral adjacente ao rebaixo e suas imediações, caso fossem mantidas as condições de cementação, ao atingir o diâmetro de 19 mm, o rebolo já encontraria um material mais mole, com dureza muito inferior ao que é retirado do carretel.

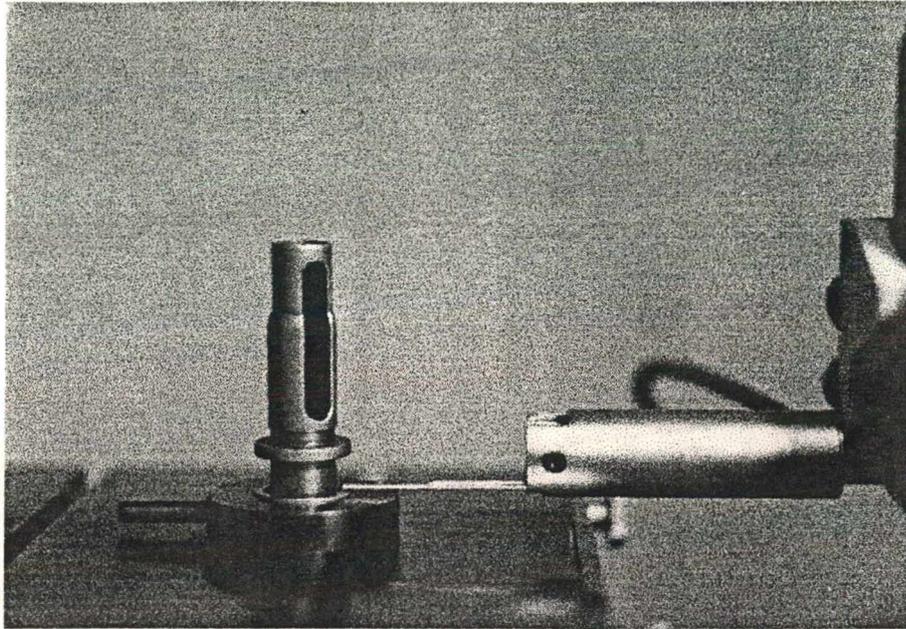
Isto ocorre porque o carbono tem dificuldade para atingir, por difusão, o material do interior da peça. Portanto, pediu-se à Robert Bosch para aumentar o tempo de cementação dos corpos de prova em relação ao processo original, para permitir a difusão do carbono até uma profundidade maior, de 3 mm. Foram mantidas as condições de têmpera e revenido do carretel, realizando-se o tratamento térmico de todos os corpos de prova num mesmo lote. Entretanto, o tempo de cementação aplicado pela empresa foi tal, que conseguiu-se uma espessura de camada cementada de aproximadamente 1,5 mm, como mostra a figura 48.



**FIGURA 48** - Microdureza Vickers do corpo de prova em função da profundidade

Em contrapartida, obteve-se, em certos pontos, uma dureza até superior do que a especificada em projeto para o carretel.

Outro problema é que os corpos de prova não dispõem de um alívio para a penetração do apalpador de medição de rugosidade. Por conseguinte, sua retificação será intercalada com a dos carretéis, cuja medição é mostrada na figura 49.



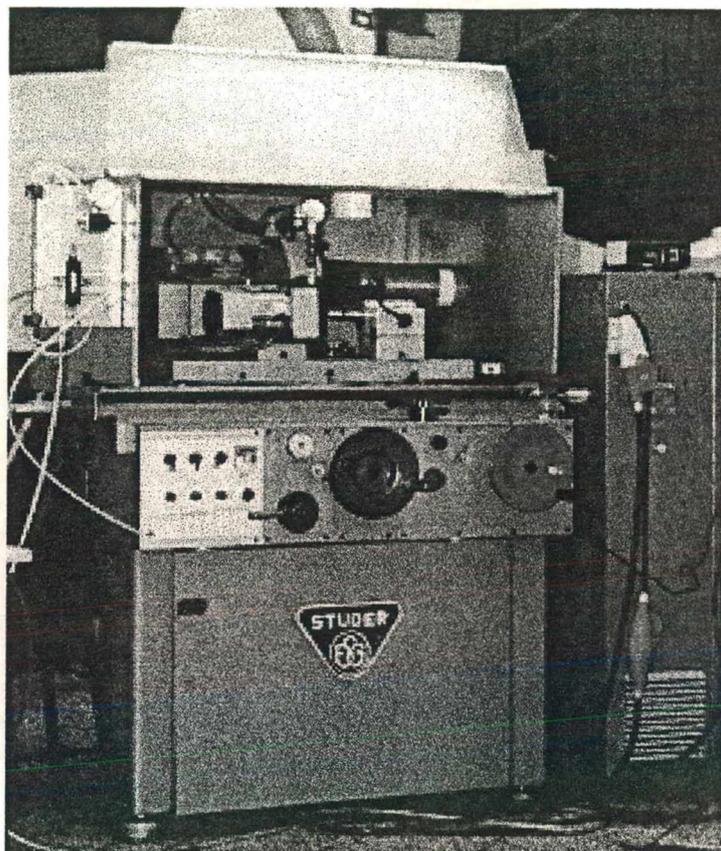
**FIGURA 49** - Medição de rugosidade do carretel

### **4.3 - MÁQUINA-FERRAMENTA**

Como máquina-ferramenta tem-se uma retificadora cilíndrica convencional de marca Studer modelo OC (figura 50). Os acionamentos do fuso da mesa e do fuso do carro porta-rebolo são executados por motores elétricos de corrente contínua, dispondo-se de uma regulagem contínua de valores de avanço através de potenciômetros montados no painel da máquina. O mesmo ocorre com o acionamento do cabeçote porta-rebolo, que dispõe de uma ampla regulagem do número de rotações por minuto.

A máquina não oferece a possibilidade de redução da velocidade em mergulho, isto é, uma etapa de acabamento com  $v_f > 0$ . Apenas é possível determinar um atraso ao sistema de recuo automático do carro porta-rebolo, uma vez que a chave elétrica de fim de curso é acionada. Esse

atraso, referente ao tempo de faiscamento, também pode ser variado de forma contínua por meio da regulagem de um relê temporizador.



**FIGURA 50 - Máquina-ferramenta**

Originalmente, a regulagem do número de rotações do rebole era feita de forma escalonada, através de três pares de polias. Com um rebole de 300 mm de diâmetro, pela mudança de posição da correia era possível obter velocidades de 31, 34 e 37 m/s. Entretanto, aproveitou-se o fato de o motor de acionamento do rebole ser de corrente alternada para instalar um conversor de frequência entre ele e a rede elétrica, e permitir a variação contínua da velocidade de corte. Esse conversor de frequência será visto com mais detalhe no item 4.7.1.

Uma deficiência da máquina para a retificação do carretel era o seu curso em mergulho de apenas 1 mm, correspondendo a uma rotação do volante de acionamento do fuso do carro porta-rebolo. Como o retorno automático do rebolo se dava pelo acionamento da chave elétrica de fim de curso através de um tope fixo no volante, era impossível conseguir o necessário mergulho de 2mm em uma só regulagem. Para contornar este problema, construiu-se um sistema de balancim para tornar a chave elétrica escamoteável. O movimento do balancim é executado por meio de um botão colocado no painel da máquina, de modo que a chave elétrica só é acionada pelo tope ao final da rotação do volante durante a qual o botão é premido.

As elevadas vazões e pressões adotadas para a alimentação de fluido de corte produzem uma grande quantidade de névoa em suspensão no ar, além de respingos em profusão, de modo que a máquina foi encapsulada. A névoa, bastante irritante aos olhos do operador, é constantemente retirada do interior do encapsulamento por sucção através de uma tubulação conectada a um ventilador centrífugo.

Entretanto, notou-se a retenção da névoa no interior do encapsulamento produz depósitos de borra de fluido de corte condensado entre o rotor e o estator do motor de acionamento do rebolo, provocando curtos-circuitos e queima do enrolamento. Isto levou à colocação de uma tubulação ligando a parte traseira do motor, onde está localizada a ventoinha, e o exterior da máquina, de modo que é coletado ar puro para refrigeração do motor.

Para facilitar a operação da máquina e a realização dos ensaios foram instalados medidores de deslocamento digitais nos eixos referentes ao movimento do carro porta-rebolo e da mesa da retificadora.

#### 4.4 - FERRAMENTA

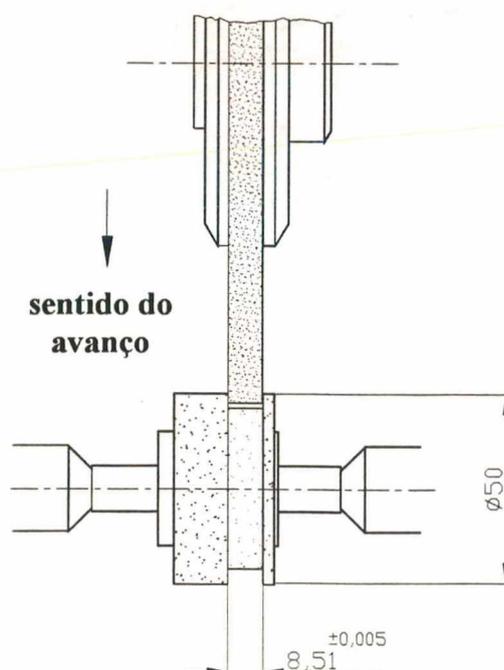
Como ferramenta foi utilizado um rebolo de nitreto de boro cúbico de fabricação da Winter do Brasil Ltda, de especificação 1A1 - 300 - 8,7 - 4 - 127 - B126 KSS 10 J A V240, o que corresponde às seguintes características:

- forma reta (1A1);
- diâmetro de 300 mm;
- largura do revestimento de 8,7 mm;
- espessura do revestimento de 3 mm;
- furo de 127 mm;
- granulometria de 126  $\mu\text{m}$  (B126);
- ligante resinóide (KSS);
- dureza do ligante de classificação mole (J);
- corpo de alumínio (A);
- 24% em volume de grãos de CBN no revestimento (V240).

Como a afiação frontal do rebolo neste trabalho é feita pela penetração radial do bloco de coríndon, este rebolo teve seus reforços laterais rebaixados em torno mecânico, ficando o corpo de alumínio com uma única largura de 7,7 mm até seu flange.

#### 4.5 - ROLOS DRESSADORES

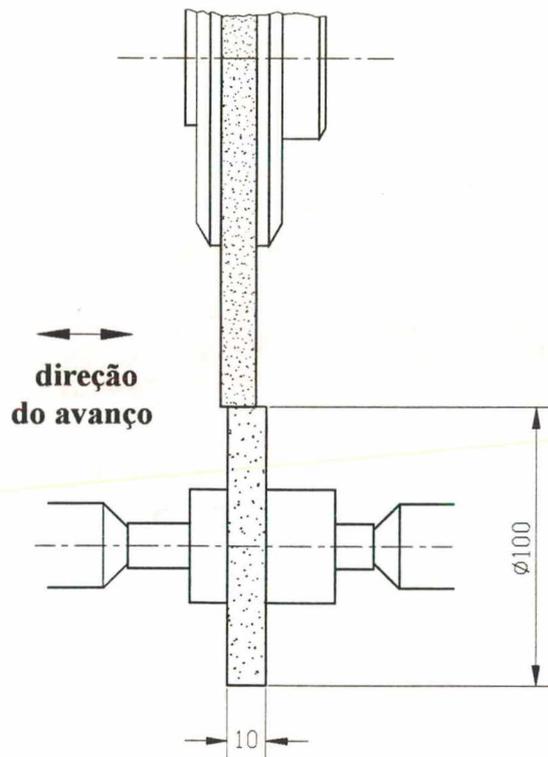
Para perfilamento do rebolo são usados dois diferentes rolos diamantados de ligante metálico, também de fabricação da Winter. Um deles tem 50 mm de diâmetro e um perfil que, como mostrado na figura 51, é utilizado para corrigir o erro de batimento axial e dar ao rebolo a largura de  $8,50^{+0,02}$  mm que deve ser reproduzida nos carretéis. Uma vez usado este dressador, o rebolo não mais é dressado lateralmente nem deve ser desmontado de seu flange, sob pena de serem gerados erros de batimento axial que não mais podem ser corrigidos, caso se deseje manter a medida de largura do rebolo.



**FIGURA 51** - Rolo dressador de laterais

O outro rolo dressador, como mostrado na figura 52, é usado para remover o desgaste de quina do rebolo sempre que necessário. Embora o rolo dressador de laterais também possa

executar esta operação, preferiu-se testar um rolo dressador que, por não ser feito sob encomenda, é muito mais econômico. Além disso, considerando a máxima rotação obtida pelo motor de acionamento do cabeçote porta-peça, são obtidas relações de velocidade de perfilamento mais adequadas, pois o diâmetro deste rolo dressador é de 100 mm.



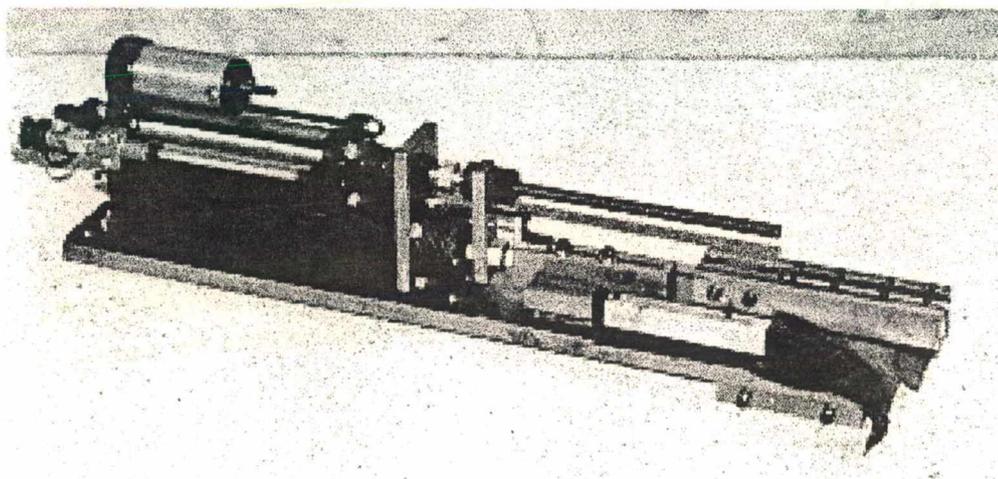
**FIGURA 52** - Rolo dressador para perfilamento frontal do rebolo

O perfilamento do rebolo é executado com o rolo dressador entre pontas, no lugar da peça. Para tal, foram usinados eixos nos quais os rolos são montados e apertados com porcas. Para a montagem do rolo dressador de laterais, o fabricante especificou batimentos axial e radial máximo de 2  $\mu\text{m}$ . Isto foi especialmente difícil de conseguir, uma vez que este rolo foi recebido no LMP com o furo em péssimas condições. Foi necessário proceder a uma cuidadosa ajustagem

para remoção dos erros de forma gerados pelo amassamento das paredes do furo. Após a montagem no eixo, verificou-se que os batimentos axial e radial situavam-se em cerca de 2 e 3  $\mu\text{m}$ , respectivamente, o que foi considerado satisfatório.

#### 4.6 - DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO

Para executar a afiação do rebolo fabricou-se o dispositivo mostrado na figura 53. Sua concepção foi baseada no trabalho de Schleich [36] (item 2.5.3.b), que recomenda um sistema de avanço com força constante, porém equipado com um freio hidráulico para obtenção de uma velocidade constante de afiação.



**FIGURA 53** - Dispositivo de afiação do rebolo

São utilizadas pedras de afiação Winter nº 2 com largura de 25 mm, altura de 13 mm e comprimento de 100 mm.

O movimento de avanço é conduzido sobre uma guia prismática. Para evitar a eventual penetração de partículas abrasivas na guia foi feita uma proteção de pano para a mesma.

Em cima da mesa da máquina-ferramenta, entre as pontas, foi fixada uma outra guia prismática em que se pode prender o dispositivo, bem como regular seu posicionamento em relação ao rebolo. Nessa guia também é fixado o suporte de chapelonas, como se verá no item 4.7.4.

A força com que o bloco de afiação penetra no rebolo é função principalmente da regulagem de uma válvula controladora de pressão inserida entre o cilindro pneumático e a rede de ar comprimido. Porém, essa força também é dependente da regulagem do freio hidráulico. Este freio hidráulico, denominado Hydro-Check, pode ser visto na parte superior do dispositivo, imediatamente acima do cilindro pneumático. O Hydro-Check restringe, através da variação do tamanho de um orifício, a passagem de óleo pelo seu interior e limita, portanto, a velocidade de deslocamento da barra de afiação.

## **4.7 - EQUIPAMENTOS PARA ACOMPANHAMENTO DE PROCESSO E DO ESTADO DO REBOLO**

### **4.7.1 - EQUIPAMENTOS PARA MEDIÇÃO DA CORRENTE CONSUMIDA**

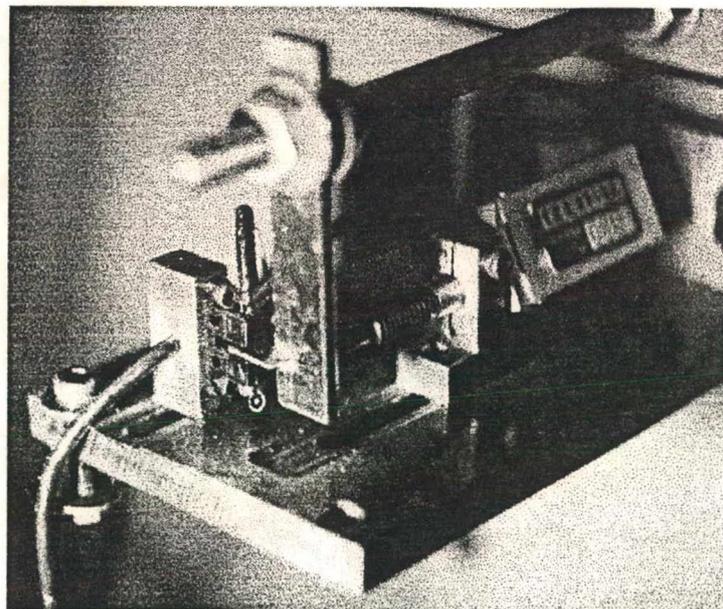
Foi discutido no item 2.5.3.b que o comportamento da corrente consumida pelo motor de acionamento do rebolo é comparável ao da força total de corte, sendo, portanto, um excelente parâmetro para concluir acerca do andamento dos processos de retificação e de afiação.

O conversor de frequência mencionado no item 4.3 também se presta à aquisição de valores de corrente consumida. Os bits que compõem esses dados são enviados no formato RS-

232 até a porta serial de um computador a uma taxa de 1200 por segundo (1200 bauds). Nesse computador foi instalado o software Borland C, que executa uma rotina com a qual, a partir de informações fornecidas pelo manual do conversor [42], pode-se decodificar a seqüência de seus bits de dados para o sistema decimal, de modo a fornecer os valores de corrente consumida durante o processo. O programa também roda um relógio digital que indica o instante de tempo em que os dados são fornecidos. A cada 6 segundos de aquisição são obtidos dez valores.

No computador também está instalado o software Excel, com o qual é possível fazer gráficos que mostram o comportamento da corrente consumida ao longo do volume usinado para uma série de ensaios.

A fim de tornar automático o início da aquisição, bem como garantir que esta se dê exclusivamente quando o rebolo estiver em trabalho de desbaste, foi construído um dispositivo (figura 54) baseado na operação de uma placa de aquisição de dados e de um sensor ótico. Este sensor consiste em um fotodiodo e um fototransistor alinhados, entre os quais existe um espaçamento de cerca de 3 mm.

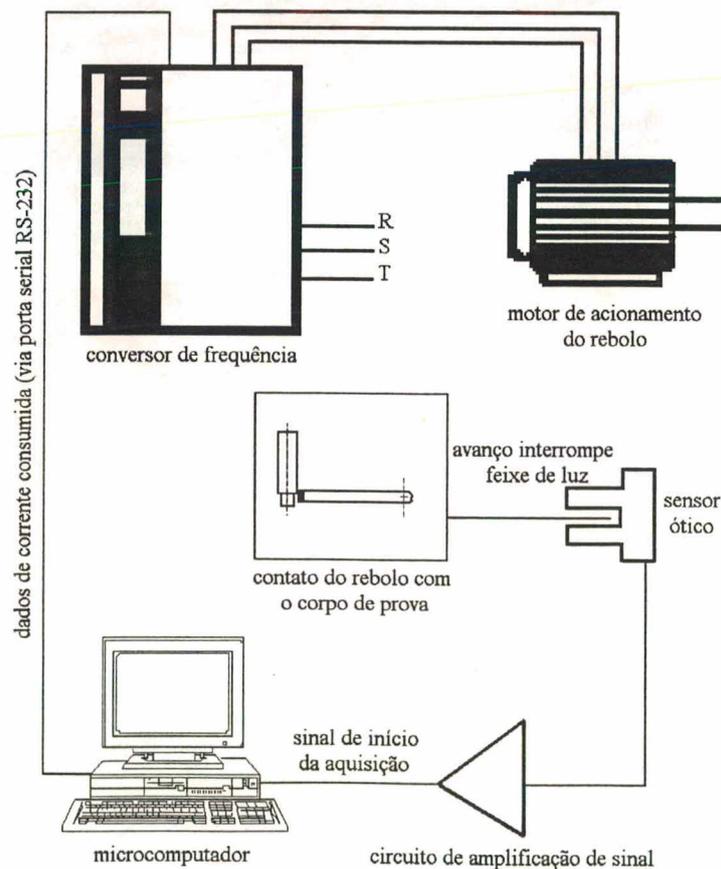


**FIGURA 54** - Dispositivo de início da aquisição de dados

O dispositivo está posicionado na parte traseira da máquina, onde uma chapa metálica é presa ao carro porta-rebolo, movimentando-se com ele. O sensor é fixado a um suporte que permanece estático em relação à base da máquina.

Quando o carro porta-rebolo avança em direção à peça, a chapa metálica fecha a passagem de luz infravermelha entre as duas extremidades do sensor, cujo sinal de tensão entre terminais passa de 0 para 1,5 Volts. Este sinal passa por um circuito amplificador até atingir o valor que caracteriza nível lógico 1, isto é, aproximadamente 5 Volts.

O sinal amplificado é, então, levado até a entrada digital de uma placa de aquisição de dados. Esta placa, que está conectada ao barramento do computador, se comunica com o programa em C, dando início à leitura de dados de corrente consumida (figura 55).



**FIGURA 55** - Aquisição de dados de corrente consumida

O sensor ótico garante grande precisão ao início da aquisição, que se repete dentro de uma faixa de 5  $\mu\text{m}$ .

#### **4.7.2 - EQUIPAMENTOS DE MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE**

É utilizado um rugosímetro para medir a rugosidade dos carretéis, que são periodicamente retificados para acompanhar a influência das grandezas variáveis e do volume usinado sobre o processo, bem como para indiretamente avaliar o estado do rebolo.

Para medição de rugosidade das peças, emprega-se um apalpador tipo estilete. Já para a avaliação do estado do rebolo utiliza-se uma sonda ótica (ver item 4.7.3).

#### **4.7.3 - EQUIPAMENTOS PARA AVALIAÇÃO DA TOPOGRAFIA DO REBOLO**

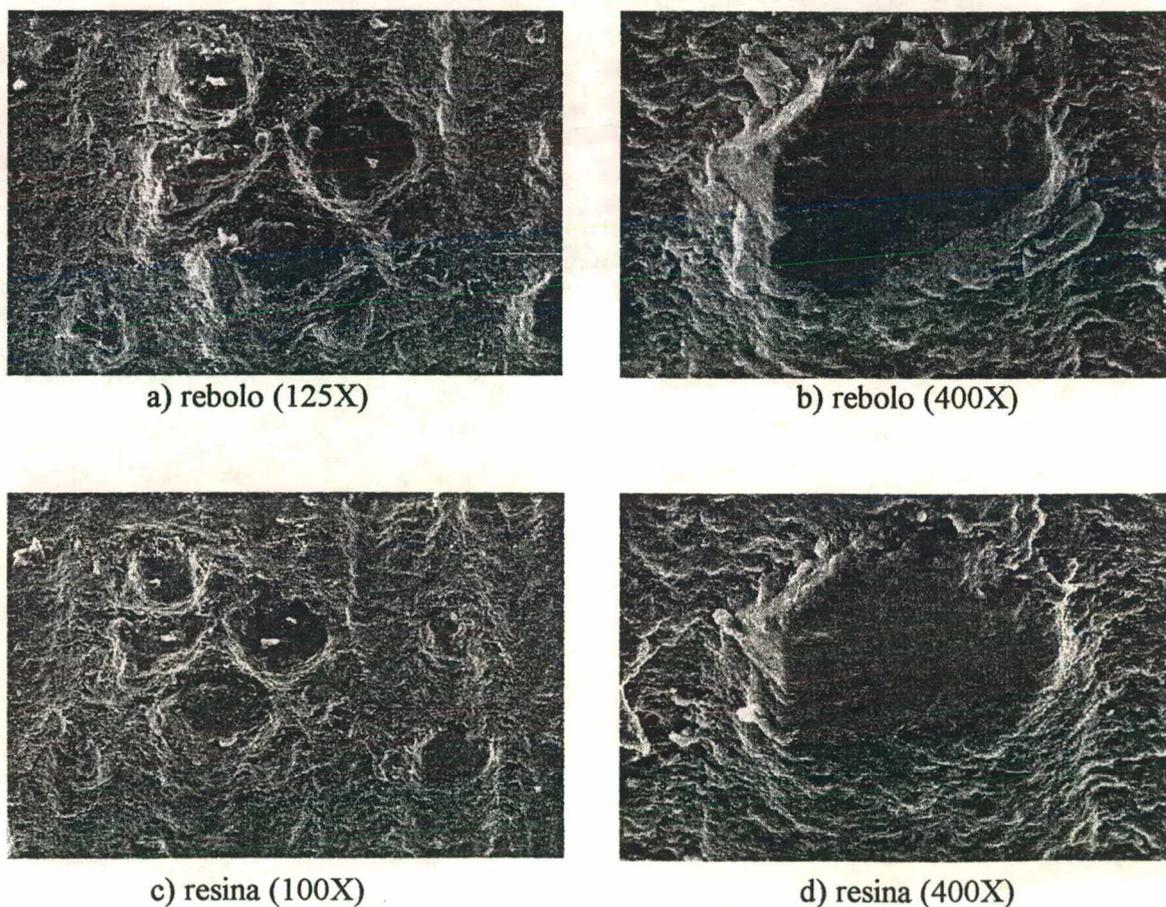
Uma avaliação direta do rebolo só pode ser feita com grande dificuldade, devido ao seu grande tamanho e ao fato de sua retirada da máquina-ferramenta poder gerar erros de batimento após a remontagem. Por isso, emprega-se uma técnica de cópia de sua topografia através da utilização de resinas.

Inicialmente é aplicada uma resina flexível sobre uma parte escolhida do rebolo. Esta resina é facilmente desmoldável após sua cura e representa um “negativo” da superfície do rebolo. Sobre esta primeira resina é aplicada uma outra que, uma vez curada, torna-se rígida. Novamente retirando-se a resina flexível, obtém-se na resina rígida uma cópia bastante fiel da topografia do rebolo. Isto pode ser visto na figura 56, onde se pode comparar as imagens MEV obtidas nas

mesmas regiões um pequeno rebolo de CBN de 20 mm de diâmetro por 10 mm de largura, com granulometria de 151  $\mu\text{m}$  com as de sua cópia em resina rígida.

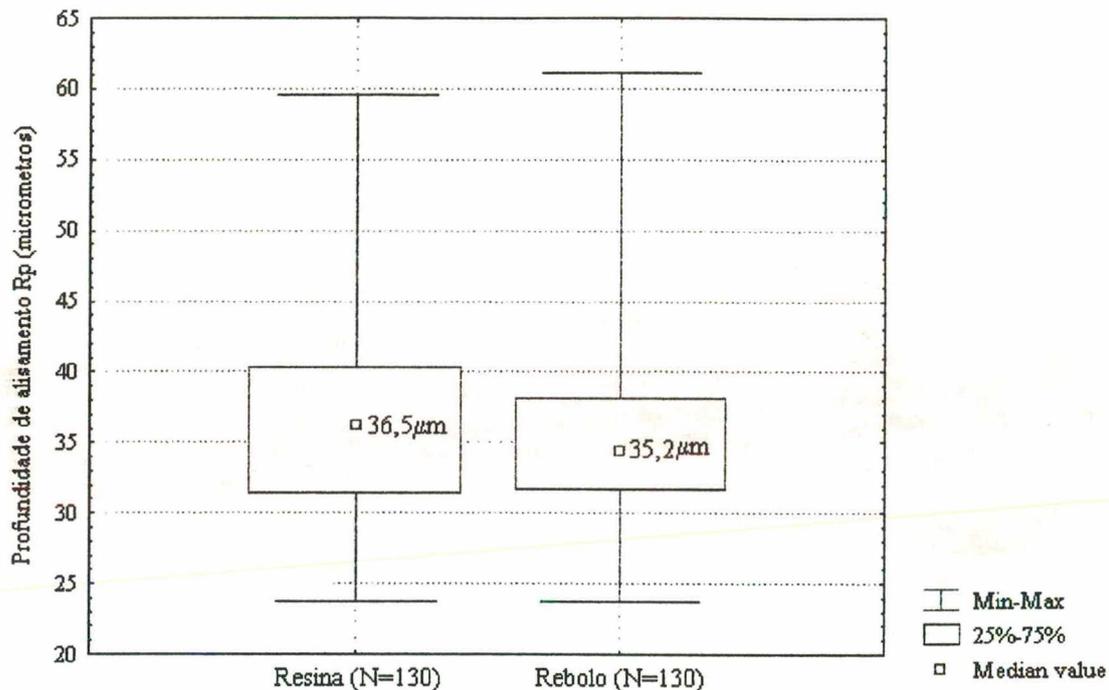
Deve-se evitar a formação de bolhas de ar nas resinas, o que ocorre devido à agitação mecânica necessária à mistura da resina com o catalisador. Isto é feito submetendo-se a resina recém-misturada com catalisador ao vácuo por cerca de três minutos.

As cópias de topografia do rebolo são analisadas tanto por imagens obtidas, como as da figura 56, em um microscópio eletrônico de varredura, como no rugosímetro, através da medição de  $R_p$ .



**FIGURA 56** - Imagens MEV de um rebolo (acima) e de sua cópia em resina (abaixo)

Com a sonda ótica, foram feitas leituras de  $R_p$  no rebolo do qual foram feitas as imagens da figura 56, bem como de sua cópia em resina. A análise dos dados no software Statistica, mostrada na figura 57, fornece uma idéia das médias obtidas para  $R_p$  no rebolo e em sua cópia, bem como das respectivas dispersões em torno desses valores médios.



**FIGURA 57** - Análise estatística dos valores de  $R_p$  para um rebolo de CBN e sua cópia em resina

Os valores foram tomados, tanto no rebolo quanto em sua cópia cada amostra, em duas regiões distintas de 1,0 x 4,0 mm (comprimento de “cut-off”  $\lambda_c$  de 0,8 mm; número de comprimentos de medição  $z$  de 5), sendo feitas 65 medições em cada uma.

Sabe-se que a sonda ótica pode produzir distorções nos valores de rugosidade [43] com relação aos apalpadores mecânicos, com ponta de diamante. Isto ocorre especialmente quando se tem ângulos muito pronunciados, como no caso de rebolos. Entretanto, a sua utilização é inevitável, uma vez que a resina empregada para copiar a topografia do rebolo não tem dureza

suficiente para suportar as altas pressões exercidas pela ponta de diamante, o que pode levar a um considerável aplainamento dos picos de rugosidade.

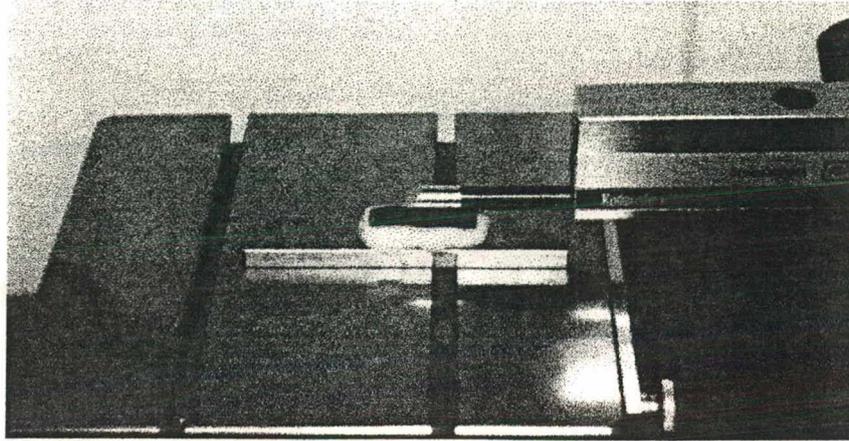
Na análise direta de um rebolo, ocorre ainda um sério problema com a sonda ótica, cujo princípio de funcionamento exige que o material analisado tenha um índice de refração da luz uniforme. Como este não é, certamente, o caso de um rebolo, que é composto de dois materiais bem diferentes, grãos e ligante, pode-se esperar distorções nos valores de rugosidade.

Também neste caso, porém, a utilização de um apalpador mecânico não é possível, pois as altas pressões de contato com os duros grãos de CBN levariam a um desgaste muito acentuado do diamante.

Para a obtenção dos dados de  $R_p$  diretamente do rebolo da figura 56, tentou-se resolver esse impasse aproveitando-se o “sputtering” de ouro que foi realizado sobre o rebolo para a análise do mesmo no microscópio eletrônico de varredura. Todas as medições do rebolo foram efetuadas sobre a área coberta pela camada de ouro de espessura muito fina (cerca de  $350 \text{ \AA}$ ), de forma a tentar obter um único índice de refração para a região analisada.

Como não foi possível realizar medições de  $R_p$  precisamente no mesmo local no rebolo e em sua cópia é, entretanto, impossível afirmar se as diferenças apresentadas na figura 57 entre os valores de  $R_p$  do rebolo e de sua cópia se devem a desvios provocados pelo processo de impressão ou a distorções óticas.

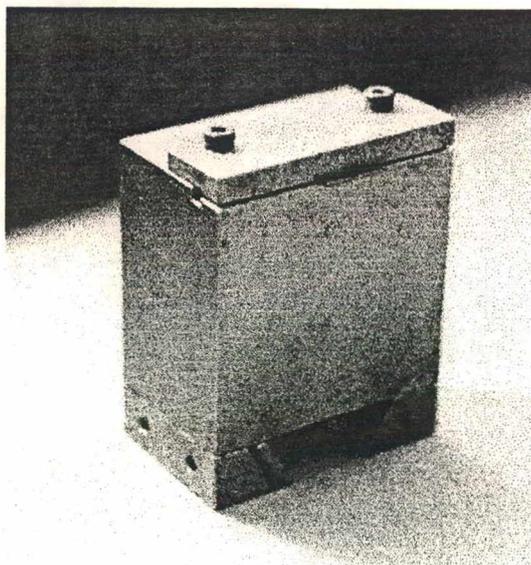
De qualquer maneira, fica demonstrado que através do método de impressão e da medição de  $R_p$  na cópia em resina de uma região do rebolo a ser ensaiado (figura 58) é possível obter uma clara idéia do estado de afiação da ferramenta.



**FIGURA 58** - Medição de  $R_p$  na cópia em resina com a sonda ótica Focodyn

#### **4.7.4 - EQUIPAMENTOS PARA MEDIÇÃO DO DESGASTE DO REBOLO**

O desgaste do rebolo é medido em pequenas chapas de aço rápido, nas quais se reproduz o perfil do rebolo através da retificação com avanço reduzido (cerca de 0,004 mm/s). As chapas metálicas, que serão aqui denominadas chapelonas, são fixadas em um suporte especial (figura 59), de modo a ficar na mesma altura das pontas.

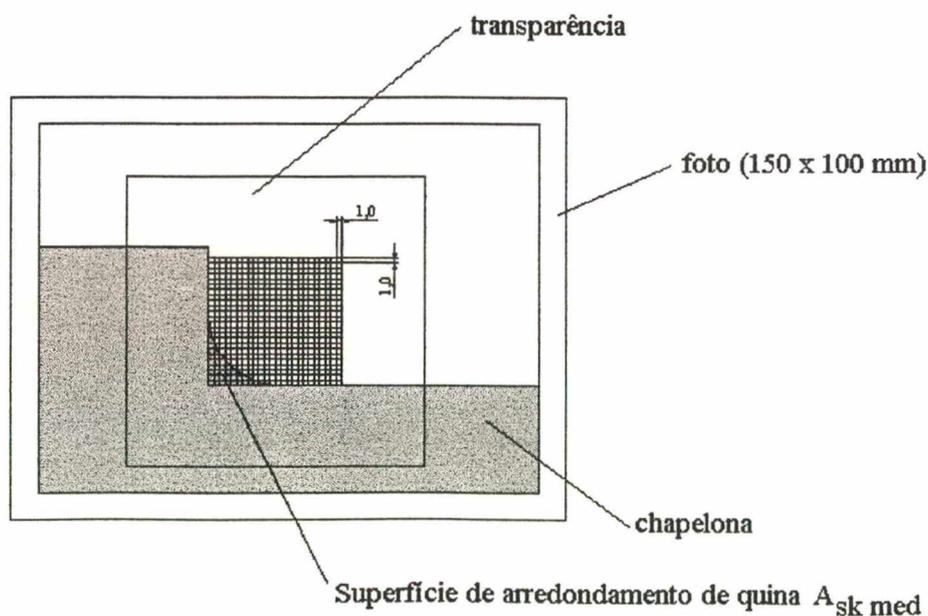


**FIGURA 59** – Suporte das chapelonas

Para a análise das chapelonas interessa a medida entre as laterais do rebolo, bem como o desgaste de quina. A medida da largura do rebolo é feita em um microscópio ótico de medição, cujo aumento é de 30 vezes.

Já a medição do desgaste de quina é feita através de fotos tiradas em um microscópio ótico equipado com uma câmara fotográfica. Conhecendo-se o ampliação total (140X) do microscópio e da revelação da foto, pode-se medir a área de desvio do perfil da quina do rebolo em relação ao ângulo reto. Isto é feito com o auxílio de uma transparência na qual se imprime um quadriculado (figura 60). O arredondamento de quina do rebolo quando este ainda não foi utilizado para retificação dos corpos de prova é equivalente a um desgaste  $A_{sk0}$ . A partir dessa área inicial é que são calculados os valores de desgaste de quina em dependência do volume usinado, isto é:

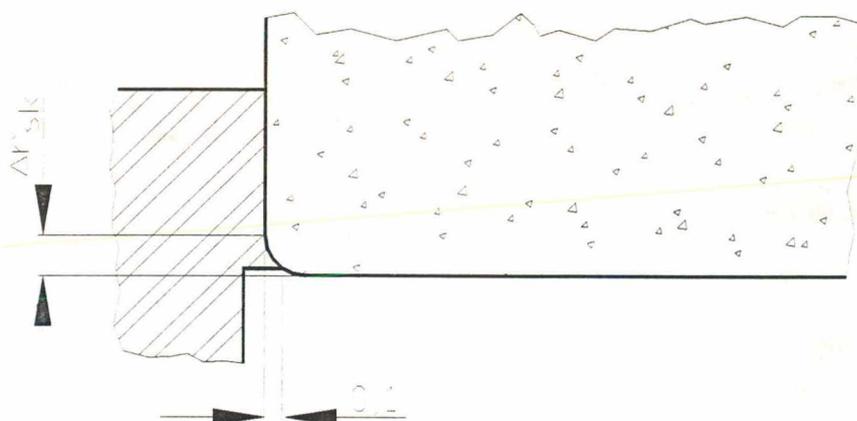
$$A_{sk} = A_{sk\ med} - A_{sk0} \quad (28)$$



**FIGURA 60** - Medição do desgaste de quina

A medição do raio do arredondamento da quina é feito de modo similar, através de um gabarito de círculos impressos em transparência. Porém, como o arredondamento de quina dificilmente gera um raio perfeito, os valores apresentados são aproximados.

Além disso, interessa a que distância, a partir da periferia do rebolo, tem início a parte reta da lateral do rebolo. Isto porque, com o progressivo desgaste de quina, se não houver a devida compensação do curso de avanço em penetração do rebolo, serão gerados erros de planicidade nos flanges do carretel (figura 61). Esta distância corresponde ao desgaste radial de quina, sendo representada por  $\Delta r_{sk}$ .

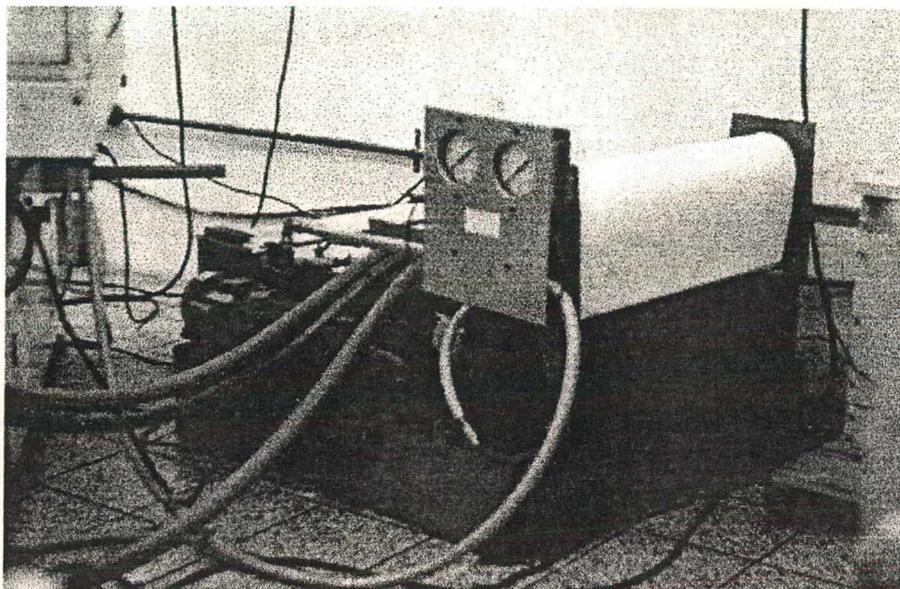


**FIGURA 61** - Erro de planicidade produzido nos flanges do carretel devido ao arredondamento de quina

#### 4.8 - SISTEMA DE FORNECIMENTO DE FLUIDO DE CORTE

Para fornecimento de fluido de corte a altas vazão e pressão é empregada uma bomba centrífuga acionada por um motor de 4 CV. A bomba, assim como o reservatório, com

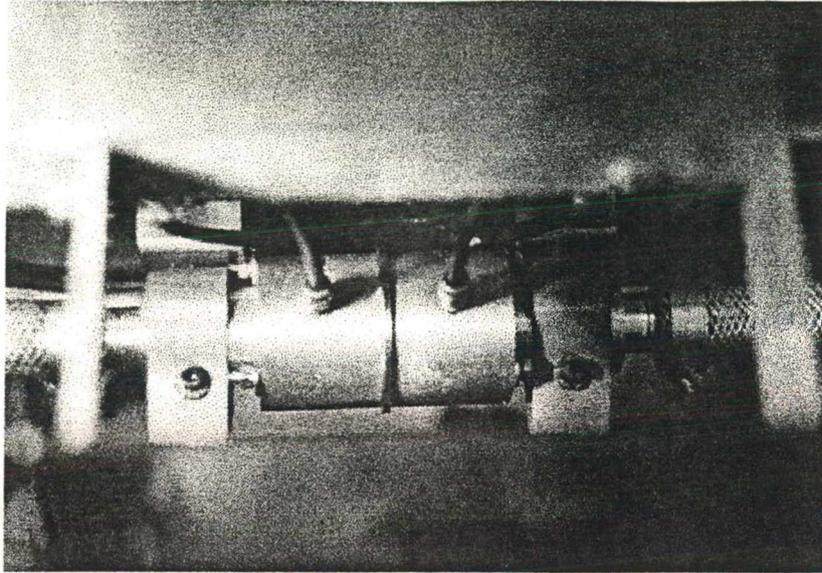
capacidade para 250 litros, podem ser vistos na figura 62. É utilizado papel de filtro em rolo para a separação de partículas.



**FIGURA 62** - Reservatório de fluido de corte

Para ser possível regular a vazão com que o fluido é fornecido, foi construído um medidor de vazão do tipo placa de orifício (figura 63). Neste equipamento, é medida a diferença de pressão do fluido antes e depois de sua passagem por uma restrição. Feito isto, pode-se proceder então ao cálculo de vazão através de equações de mecânica dos fluidos [42], nas quais as condições de contorno são dimensões da placa de orifício e dados do fluido, como por exemplo a sua viscosidade. Contudo, não serão aqui apresentados os cálculos de vazão em função da queda de pressão, pois julgou-se melhor fazer uma calibração para os valores de interesse (item 4.9.1).

Como não se dispunha de um manômetro diferencial, foram utilizados dois manômetros com precisão de 1% e menor divisão de escala de  $0,1 \text{ kgf/cm}^2$ .



**FIGURA 63** - Medidor de vazão tipo placa de orifício

Para a determinação da pressão de alimentação do fluido de corte faz mais sentido calcular a pressão do fluido na saída da tubeira do que tomar a pressão estática através de um manômetro colocado em algum lugar da tubulação. Isto pode ser feito através da equação 29:

$$P_{fi} = P_{estat} + P_{estag} \quad (29)$$

Como a pressão estática na saída da tubeira pode ser igualada a zero (pressão relativa), a pressão de alimentação do fluido de corte pode ser igualada à pressão de estagnação, conforme a equação 30:

$$P_{fi} = P_{estag} = \frac{1}{2} \times \rho \times v_n^2 \quad (30)$$

onde  $\rho$  é a densidade do fluido, na concentração escolhida, correspondendo a  $997 \text{ kg/m}^3$ , e  $v_{fl}$  é a velocidade do fluido de corte na saída da tubeira, que é função do quociente entre a vazão e a área de saída da tubeira, conforme a equação 31:

$$v_{fl} = \frac{Q_s}{A_{tub}} \quad (31)$$

## **4.9 - CALIBRAÇÕES**

### **4.9.1 - CALIBRAÇÃO DA VAZÃO DE FLUIDO DE CORTE**

A calibração do medidor de vazão foi feita através da pesagem do fluido coletado durante 20 segundos de funcionamento da bomba e pela consideração de sua massa específica.

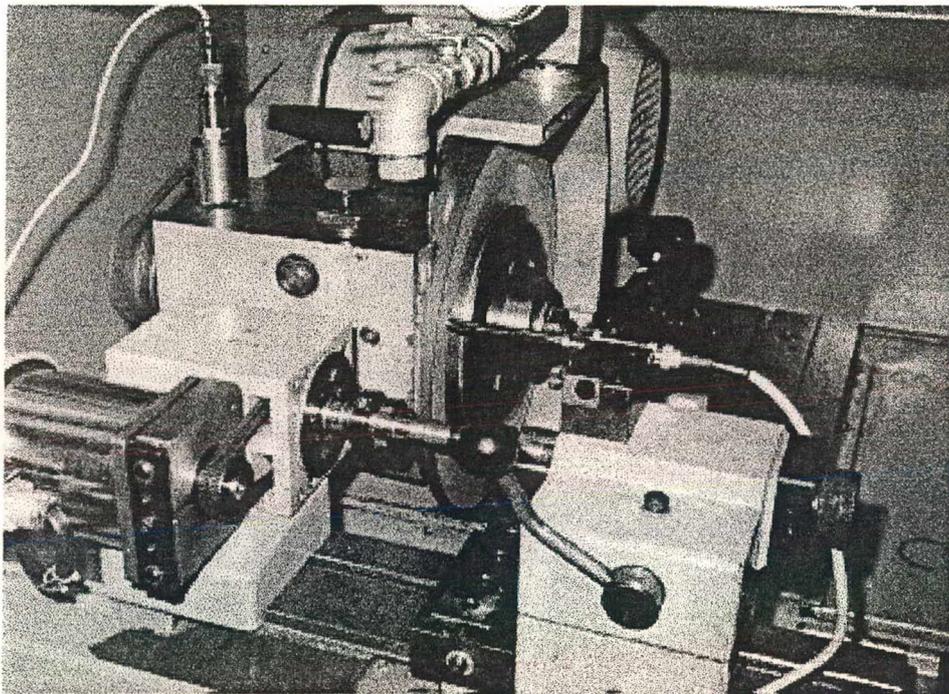
No anexo I são mostrados os dados referentes à calibração dos valores de interesse de vazão do fluido de corte, bem como a correspondente regulagem de pressão dos manômetros.

### **4.9.2 - CALIBRAÇÃO DO NÚMERO DE ROTAÇÕES POR MINUTO DO REBOLO E DO PORTA-PEÇA**

Para calibração do número de rotações por minuto do rebole e do porta-peça foi empregado um sistema de balanceamento no qual se tem um sensor que emite um fecho de luz sobre o rotor cuja rotação se deseja medir. Quando a luz se reflete em uma fita adesiva

fosforescente previamente colocada sobre o rotor e é novamente captada pelo sensor, este conta um pulso, isto é, uma rotação.

A figura 64 mostra a montagem feita para medir o número de rotações por minuto do rebolo. Note-se que sobre o mancal foi colocado um acelerômetro para medição do nível de vibrações do rebolo.



**FIGURA 64** - Medição do número de rotações por minuto do rebolo

No caso do porta-peça, os valores de rpm marcados no painel da máquina-ferramenta, em volta do respectivo potenciômetro de controle, eram muito esparsos e pouco precisos. Assim, foi desenhado um anel graduado para ser colado no seu lugar. Esse anel tem traços finos e pouco espaçados entre si, de forma que após a calibração se tem um bom controle do número de rpm.

Os dados obtidos para os valores de interesse na calibração do número de rpm do rebolo e da peça são mostrados no anexo II.

### 4.9.3 - CALIBRAÇÃO DA VELOCIDADE DE AVANÇO EM MERGULHO E DE DESLOCAMENTO DA MESA

Para calibração da velocidade de avanço do rebolo e de deslocamento da mesa, isto é, da velocidade de avanço do rolo dressador, foi utilizado um medidor digital de deslocamento. Este equipamento possui uma saída que emite uma seqüência de pulsos binários sempre que é feita uma solicitação em uma entrada digital denominada "Request to Send". Isto é feito pela placa de aquisição de dados e por um programa em linguagem C que também traduz a seqüência de pulsos para o sistema numérico decimal.

A execução da rotina de um relógio digital, imediatamente após a leitura de dados referentes a uma determinada posição do medidor de deslocamento, garante que o erro de medição de velocidade seja desprezível para pequenas velocidades de deslocamento ou comprimentos de medição da ordem de grandeza do curso do medidor, isto é, 10 mm.

A figura 65 mostra a montagem realizada para medição da velocidade de deslocamento da mesa.

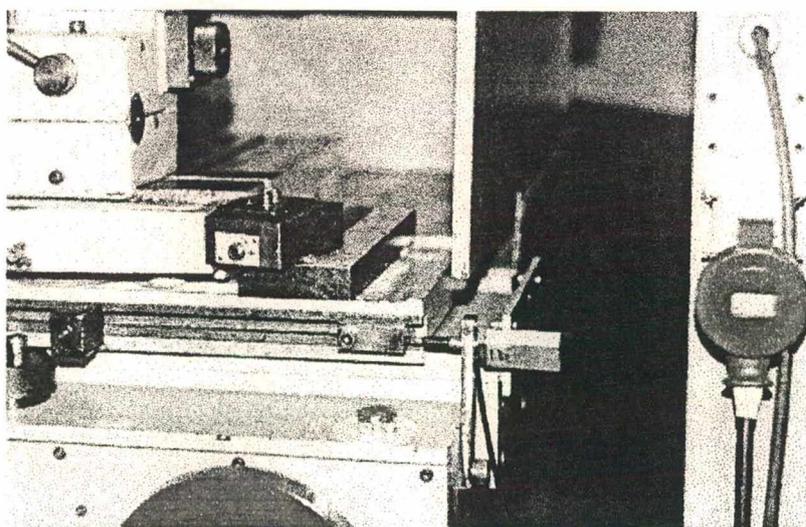


FIGURA 65 - Medição da velocidade de deslocamento da mesa com o medidor digital de deslocamento

A exemplo do que tinha sido feito na calibração do número de rpm do porta-peça, também foram desenhados anéis graduados com a indicação das velocidades de avanço do rebolo e de perfilamento para serem colados no painel da máquina.

Os dados obtidos para os valores de interesse na calibração da velocidade de avanço em mergulho e de avanço da mesa são mostrados no anexo III.

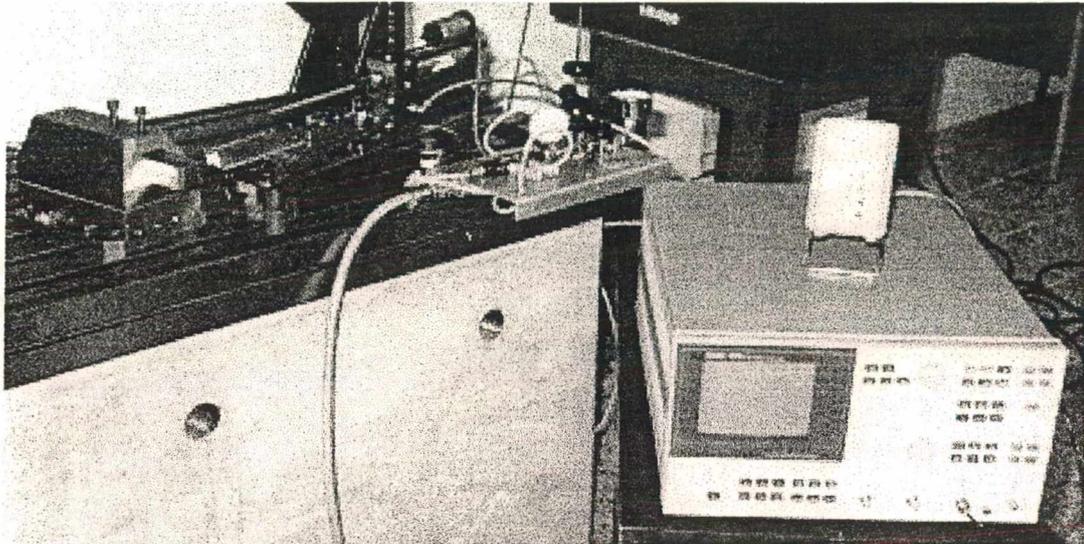
#### **4.9.4 - CALIBRAÇÃO DO DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO**

No caso da afiação de rebolos de dureza mole, praticamente, não é oferecida resistência ao avanço do bloco de coríndon, de modo que a afiação se processa de maneira bastante suave. Isto, porém, não se aplica a rebolos de ligante muito duro, como o bronze, de modo que é interessante determinar a máxima força que é exercida contra o rebolo pelo bloco de coríndon. Com isso, pode-se regular a pressão do dispositivo de afiação para que sejam afastados quaisquer perigos de dano ao rebolo e também para proporcionar uma afiação progressiva, de modo que seja mantida uma alta quantidade de gumes em sua periferia.

A medição dos valores de força para diversas regulagens da válvula controladora de pressão de ar e da abertura do orifício de passagem de óleo no Hydro-Check foi feita estaticamente, empregando-se o eixo X de um dinamômetro piezelétrico de forças de torneamento. Este dinamômetro foi previamente calibrado para determinação do fator de ganho do amplificador, cujo valor foi estimado em 3,89 pC/N para o eixo utilizado.

O amplificador leva os sinais amplificados da plataforma piezelétrica até um analisador de sistemas de controle, onde os valores de força, em Newtons, podem ser lidos.

Uma vez calibrado o dinamômetro piezelétrico, passou-se à calibração do dispositivo de afiação, conforme a figura 66.



**FIGURA 66** - Calibração do dispositivo de afiação

O parafuso que regula a abertura do orifício de passagem de óleo no Hydro-Check foi dotado de uma marcação e um ponteiro para contagem de frações de voltas. As voltas do parafuso são contadas a partir do fim de curso, isto é, da regulagem que corresponde a um completo fechamento da passagem de óleo.

No anexo IV apresentados os dados referentes à força exercida pelo dispositivo de afiação para os valores de interesse de pressão de ar e de abertura do Hydro-Check.

#### 4.10 - MEDIÇÃO DE BATIMENTO

Para medição dos batimentos radial (figura 67) e axial do revestimento do rebolo foi utilizado um relógio comparador de precisão milesimal.

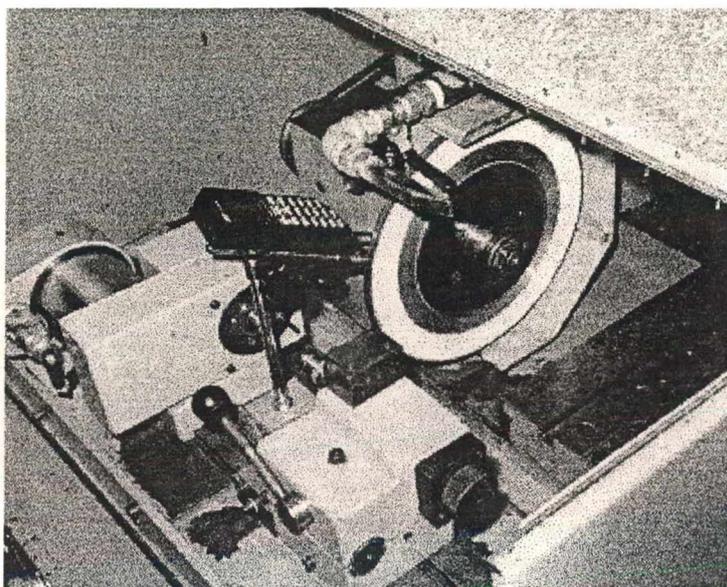


FIGURA 67 - Medição do batimento radial

O rebolo foi marcado a cada 10 graus para localização dos dois trechos em que os conjuntos de dez medidas tomadas mais diferiam entre si. Localizados esses trechos, foram tomadas mais dez medidas de cada, de forma que se pudesse obter uma medida de batimento mais próxima da real. Isto porque as medidas de um mesmo trecho podem variar mais de 25  $\mu\text{m}$  entre si, devido ao fato de o apalpador ora se apoiar sobre o pico de um grão, ora sobre um vale.

Na montagem inicial do primeiro rebolo em seu flange, os batimentos foram considerados excessivos, sendo cerca de 40  $\mu\text{m}$  o radial e de 50  $\mu\text{m}$  o axial. Tentou-se uma remontagem do rebolo em seu flange e no eixo da retificadora. Desta vez o batimento radial foi consideravelmente reduzido, situando-se em torno de 5  $\mu\text{m}$ . Como o fabricante recomenda um batimento axial

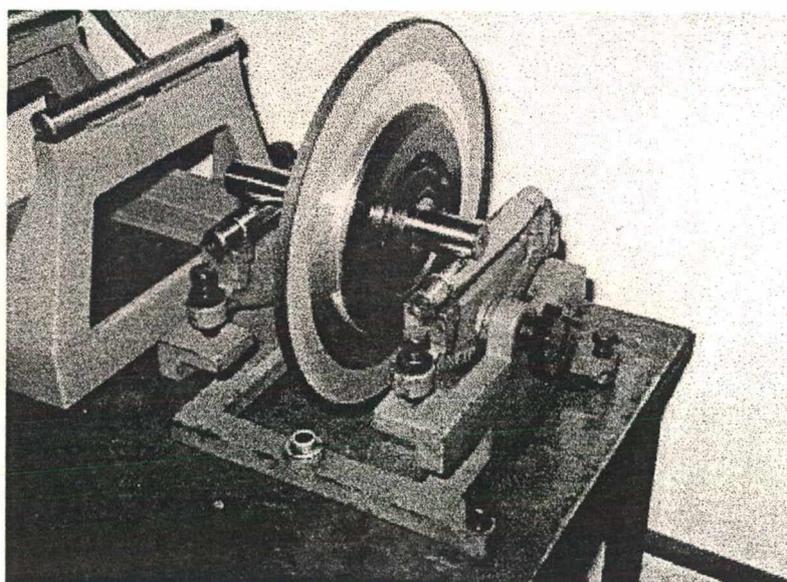
máximo de 20  $\mu\text{m}$  para rebolos a serem usados em operações em mergulho, o valor obtido foi julgado adequado.

O batimento axial, porém, não pôde ser reduzido através do simples ajuste do rebolo em seu flange.

## 4.11 - BALANCEAMENTOS

### 4.11.1 - BALANCEAMENTO ESTÁTICO

Após a montagem definitiva do rebolo no flange, procedeu-se ao seu balanceamento estático. A balança mostrada na figura 68 foi previamente nivelada com um nível de bolha devidamente calibrado.

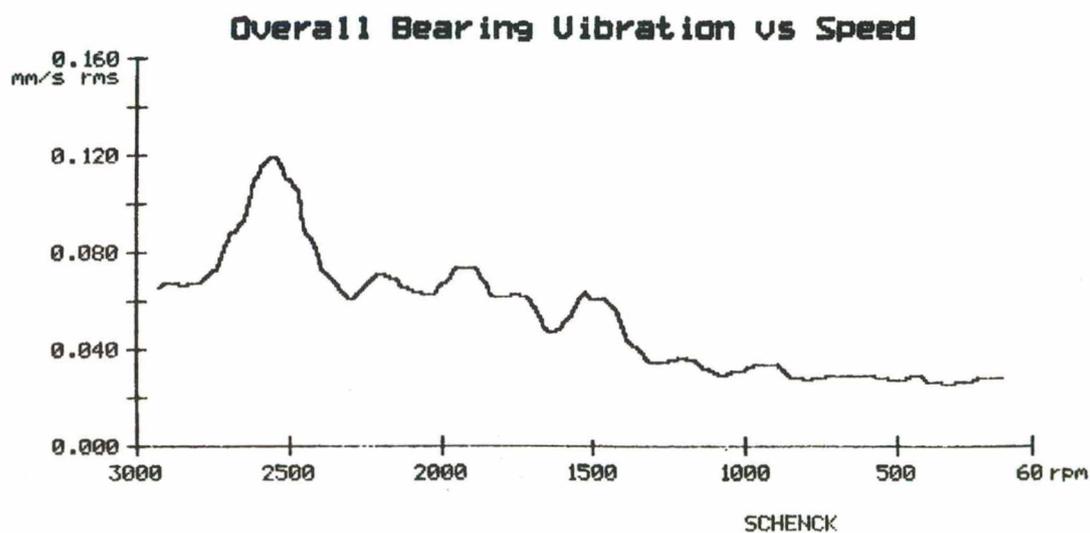


**FIGURA 68** - Balanceamento estático do rebolo

#### 4.11.2 - MEDIÇÃO DO DESBALANCEAMENTO DINÂMICO

A medição do desbalanceamento dinâmico do rebolo foi feita, como mostrado anteriormente na figura 64, pela fixação magnética de um acelerômetro no ponto de maior solitação do mancal do cabeçote porta-rebolo da retificadora.

Uma vez que o balanceamento estático foi cuidadosamente efetuado e o rotor tem pequena espessura, o nível de vibrações (figura 69) para a faixa de velocidades que vai de 30 (1910 rpm) a 38 m/s (2520 rpm) é bastante reduzido. A 40 m/s (2547 rpm) há uma súbita elevação do nível de vibração do mancal, denotando a existência de uma frequência natural da máquina em torno de 42 Hz. Entretanto, além de os níveis de vibração a 40 m/s não serem excessivamente elevados esta é a velocidade mais alta possível de ser mantida por um longo período de tempo sem aquecimento excessivo do mancal.



**FIGURA 69** - Nível de vibrações do mancal do cabeçote porta-rebolo

Tentativas de balanceamento dinâmico a 40 m/s, inclusive, só puderam ser feitas com massas inferiores a um grama e levaram a reduções desprezíveis dos níveis de vibração, de modo que se manteve apenas o balanceamento estático. Já se esperava que o balanceamento dinâmico do rebolo fosse desnecessário, uma vez que este pode ser considerado um rotor fino.

#### 4.12 – AJUSTE DE PARALELISMO

Na figura 70 é mostrada uma parte do procedimento de ajuste do paralelismo da linha imaginária que liga a ponta à contra-ponta com o movimento da mesa.

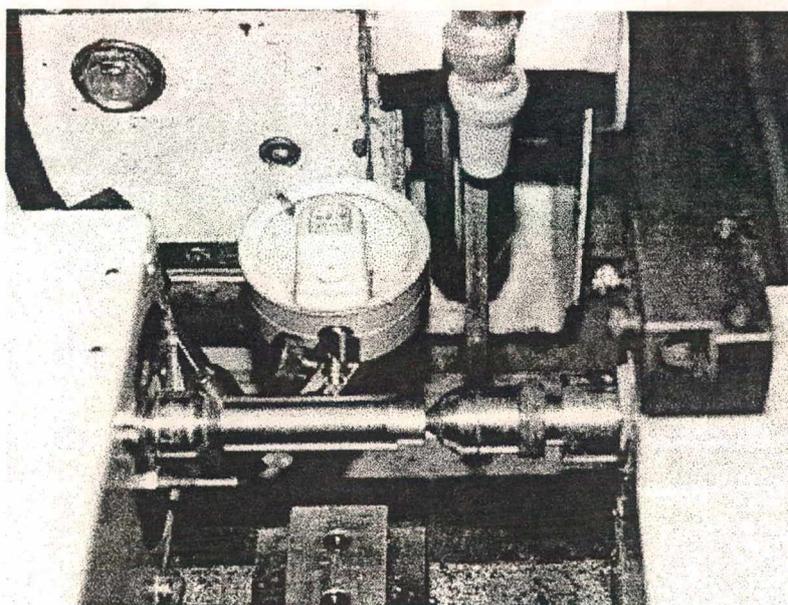


FIGURA 70 – Ajuste do paralelismo da mesa

Para esta tarefa foi usada uma peça retificada padrão, com erro de cilindridade não superior a  $1 \mu\text{m}$  e um relógio comparador de menor divisão de escala de  $0,001 \text{ mm}$ . Desta maneira, supondo-se que o movimento de avanço do carro porta-rebolo seja perfeitamente

ortogonal ao movimento da mesa, o eixo da peça colocada entre pontas será, por sua vez, também ortogonal ao movimento de avanço.

O mesmo procedimento foi repetido com o relógio posicionado verticalmente, podendo-se considerar que as peças entre pontas estarão paralelas em relação à linha de movimentação da mesa.

#### **4.13 - DETERMINAÇÃO DOS VALORES DE GRANDEZAS DO PROCESSO**

##### **a) Velocidade de Corte ( $v_c$ )**

Como mostrado no item 2.5.1, praticamente não existem limites tecnológicos para a utilização do CBN. Os limites, via de regra, são impostos pela resistência do corpo do rebolo e do ligante, bem como pela capacidade da máquina-ferramenta.

No caso da retificadora Studer, ensaios sistemáticos de longa duração só podem ser realizados até um máximo de 40 m/s, em virtude, como já foi dito, do excessivo aquecimento do mancal.

Para os ensaios de retificação serão adotadas apenas duas velocidades de corte. Com a de 32 m/s pretende-se estabelecer um contraponto ao desempenho da velocidade de 40 m/s, que é adotada para tentar obter o menor desgaste possível do rebolo com o equipamento ora disponível no LMP.

### b) Velocidade da Peça ( $v_w$ )

Foi visto no item 2.5.1 que relações de velocidade bastante altas podem aumentar a vida de rebolos de CBN e proporcionar um corte efetivo, sem danificar termicamente as peças produzidas.

Rotação da peça (rpm)	Velocidade da peça (m/min)	
	corpo de prova	Carretel
80	mínima: 4,5 ( $d_w = 18$ mm) máxima: 5,0 ( $d_w = 20$ mm)	Mínima: 4,5 ( $d_w = 18$ mm) máxima: 5,5 ( $d_w = 22$ mm)
162	mínima: 9,2 ( $d_w = 18$ mm) máxima: 10,2 ( $d_w = 20$ mm)	mínima: 9,2 ( $d_w = 18$ mm) máxima: 11,2 ( $d_w = 22$ mm)

**QUADRO 7** - Diferença de velocidades da peça entre o corpo de prova e do carretel

Por conseguinte, neste trabalho serão adotados os valores de 80 e 162 rpm de rotação da peça, donde resulta, para uma velocidade de corte de 40 m/s, relações de velocidades para o carretel entre -214 e -531.

Da utilização de corpos de prova surgem, contudo, diferenças na máxima velocidade da peça, pois o carretel tem um diâmetro 2 mm maior. Deste modo, para o corpo de prova, as relações de velocidade se situam entre -235 e -531.

### c) Taxa de Retificação Específica e Tempo de Faiscamento ( $Q'_w$ e $t_a$ )

O processo atual de fabricação do carretel, descrito no capítulo 3, é concluído em não mais que 25 segundos, sendo 10 segundos de faiscamento. Como o processo de retificação em mergulho dos flanges do carretel tem que ser executado com uma penetração não menor do que 2 mm, para que não se tenha um processo mais demorado, torna-se necessário utilizar taxas de retificação específica que, devido à pequena largura efetiva, são relativamente altas.

Portanto, num primeiro momento, é empregado um avanço em mergulho de 0,1 mm/s, o que para os corpos de prova corresponde a uma taxa de retificação específica média de 6,3 mm<sup>3</sup>/mm.s, e a um tempo de desbaste de cerca de 20 segundos do carretel.

O tempo de faiscamento do processo atual é bastante alto para compensar o desgaste que o rebolo de coríndon sofre durante o desbaste. No processo a ser estudado este problema não existe, apesar da menor quantidade de gumes cinemáticos, o que é inerente a rebolos de CBN. A superfície lateral do rebolo, que dá o acabamento à superfície, não é responsável pela retirada de grandes quantidades de material, e sim a quina. Portanto é de se esperar que a laterais do rebolo praticamente não sofram perda de grãos abrasivos, mantendo a rugosidade das peças a um nível aproximadamente constante com o volume usinado. Entretanto, deve-se garantir que mesmo sem o emprego de faiscamento a rugosidade máxima especificada em projeto não seja excedida.

De qualquer maneira, testar-se-á ambos os processos, com e sem a etapa de faiscamento. Caso se verifique que sem o emprego de faiscamento é possível atingir rugosidades aceitáveis na retificação lateral, essa etapa será abandonada ou reduzida a um mínimo, pelo evidente motivo de ganho de produtividade, uma vez que o tempo de processo é reduzido. No caso de se empregar a etapa de faiscamento, sua duração será fixada em  $t_a = 5s$ .

Uma vez que a retificação lateral apresente bom desempenho, poder-se-á, através de uma adequada definição dos rebolos, realizar a retificação simultânea do corpo e das abas do carretel. Com isto, a velocidade de avanço em mergulho e a taxa de retificação específica podem ser reduzidas e mesmo assim proporcionar a redução do tempo de fabricação, através da eliminação parcial de tempos secundários e de preparação.

Portanto, o rebolo será testado também para uma velocidade de avanço de 0,05 mm/s, correspondendo a uma taxa de retificação específica média de 3,1 mm<sup>3</sup>/mm.s do carretel. Note-se

que surgem pequenas diferenças entre a taxa de retificação específica do carretel e a do corpo de prova. Isto porque para a retificação lateral tem-se que:

$$Q'_w = \frac{\Pi}{4 \cdot t_c} \cdot (d_{w1}^2 - d_{w2}^2) \quad (32)$$

e, enquanto que no carretel a retificação ocorre do diâmetro de 22 mm até o de 18 mm, o corpo de prova é retificado de 20 a 18mm, o que resulta em taxas de retificação específica média de 6,0 e 3,0 mm<sup>3</sup>/mm.s, para as velocidades de avanço de 0,1 e 0,05 mm/s, respectivamente.

#### **d) Relação de Velocidades no Perfilamento ( $q_d$ )**

Para o perfilamento frontal do rebolo, o motor do porta-peça é utilizado em sua rotação máxima, cerca de 1648 rpm, proporcionando uma velocidade periférica do rolo dressador de 8,63 m/s. A velocidade periférica do rebolo será reduzida para 30 m/s, o que corresponde a um relação de velocidades no perfilamento de 0,29.

Como a retificação do carretel deve ser um processo tipicamente de desbaste, será empregado o valor de  $q_d$  de +0,29, correspondendo a um perfilamento concordante.

O perfilamento será realizado com inversão do sentido normal de giro do motor de acionamento do cabeçote porta-peça, através do acionamento de uma chave elétrica que inverte a polaridade da alimentação do motor.

Para o perfilamento lateral serão adotados os mesmos valores de velocidade periférica do rebolo e do rolo dressador e dressamento discordante. Porém, como este último tem a metade do diâmetro do rolo utilizado para o perfilamento frontal, resulta um valor de  $q_d$  de apenas -0,14, o que é um valor bastante baixo.

Entretanto, este será de fato o valor adotado, uma vez que têm-se, de um lado, a limitação da velocidade de giro do porta-peça e, de outro, o fato de a redução exagerada da velocidade periférica do rebolo poder gerar esforços muito elevados sobre o seu revestimento.

#### **e) Velocidade de Avanço do Rolo Dressador ( $v_{fad}$ e $v_{frd}$ )**

Para o processo de perfilamento frontal do rebolo, são utilizados avanços do rolo dressador por rotação do rebolo  $S_d$  de 0,15 e 0,25 mm, o que, com uma velocidade periférica do rebolo de 30 m/s, correspondendo a 31,85 rotações por segundo, leva a velocidades de avanço do rolo dressador de 4,8 e 8,0 mm/s, respectivamente.

Por convenção, o perfilamento frontal do rebolo será, para cada profundidade  $a_{ed}$  regulada, executada mediante quatro passes do rolo dressador sobre o rebolo (2x da esquerda para a direita e 2x da direita para a esquerda).

Quanto ao processo de perfilamento lateral, em virtude da relativamente grande largura de dressamento (0,1 mm de cada lado do rebolo), será utilizado um avanço de apenas 0,004 mm/s.

#### **f) Profundidade de Perfilamento ( $a_{ed}$ )**

Para o perfilamento frontal do rebolo serão testadas as profundidades de 5 e 10  $\mu\text{m}$ . Assim como no item (e), pretende-se variar o grau de fraturamento dos grãos abrasivos, através da cinemática do processo, conforme explicado no capítulo 2.

Uma vez que, no caso da retificação lateral, o objetivo do perfilamento não é realinhar os grãos do rebolo, mas de retirar o arredondamento de quina, o perfilamento será realizado até o cegamento do rebolo, executando-se passes de 5  $\mu\text{m}$  ou 10  $\mu\text{m}$ .

### g) Taxa de Remoção Específica do Bloco de Afição ( $Q'_{sb}$ )

A taxa de remoção específica do bloco de afiação, como mostrado no capítulo 2, pode ser calculada a partir da seguinte equação:

$$Q'_{sb} = 0,95 \cdot q_m^{-1} \cdot \sqrt{c_k \left[ 1 - \frac{R_p}{w_m \cdot q_m \cdot \varepsilon_{krit}} \right] R_p^{5/2} \cdot v_s} \quad (24)$$

Levando em conta a especificação do rebolo, serão adotados os seguintes valores para os parâmetros abaixo (ver quadro 5 - capítulo 2):

Coefficiente de extensão longitudinal  $q_m \rightarrow 1,41$

Densidade de grãos  $c_k \rightarrow 203 \text{ mm}^{-3}$

Largura média da malha  $w_m \rightarrow 0,117 \text{ mm}$

Protusão crítica de grão  $\varepsilon_{krit} \rightarrow 0,44$  (rebolo resinóide de ligante mole)

Medições realizadas em uma cópia em resina de uma região do rebolo (apêndice 6) apontaram um  $R_p$  de 29,1  $\mu\text{m}$  para a topografia inicial da ferramenta, isto é, aquela gerada pela afiação de fábrica.

Para as afiações a serem realizadas no LMP, considerando que o rebolo será empregado em um processo de desbaste o valor-alvo de  $R_p$  será de 35  $\mu\text{m}$ , correspondendo a 28% do tamanho de grão. Quanto à velocidade periférica do rebolo, empregar-se-á o valor de 45 m/s. Portanto:

Velocidade periférica do rebolo  $v_s \rightarrow 45000 \text{ mm/s}$

Profundidade de alisamento  $R_p \rightarrow 0,035\text{mm}$

Como resultado, obtem-se para  $Q'_{sb}$  o valor de  $71,2 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$ . Como a altura da barra de coríndon a ser utilizada é de  $13 \text{ mm}$ , chega-se, conforme a equação 23, a uma velocidade de avanço da barra de afiação  $v_{fsb}$  de  $5,5 \text{ mm/s}$ .

$$Q'_{sb} = h_{sb} \cdot v_{fsb} \quad (23)$$

#### **h) Fluido de Corte**

Como fluido de corte é usado um fluido sintético, a uma concentração de 5%. A concentração é periodicamente controlada por um refratômetro devidamente calibrado, adicionando-se água sempre que a concentração se eleva acima do valor estipulado.

Para os ensaios será empregada a vazão de  $21,5 \text{ l/min}$ . Fabricou-se uma tubeira com área de  $10,4 \text{ mm}^2$ , o que proporciona uma velocidade de saída do fluido da tubeira da ordem de grandeza das velocidades de corte testadas, isto é,  $34,5 \text{ m/s}$ , e uma pressão de estagnação de  $7,7 \text{ bar}$ . Com isto pretende-se uma eficiente penetração do fluido na zona de corte, conforme mencionado no item 2.5.4.

#### **4.14 - METODOLOGIA DE ENSAIOS**

Inicialmente, o rebolo será utilizado na sua condição original, ou seja, com a topografia produzida pelo fabricante. A existência dos batimentos axial e radial deverá comprometer o seu desempenho. Porém, esses ensaios iniciais servirão para fornecer informações preliminares sobre

o processo, do qual não se tem muito conhecimento. De posse dessas informações é que será possível direcionar os ensaios que virão a seguir, de forma que conclusões relevantes possam ser obtidas.

Após os ensaios iniciais, o rebolo será perfilado frontal e lateralmente e em seguida afiado. O processo de dressamento será, então, estudado através do acompanhamento realizado com a técnica de cópia da topografia do rebolo e pelo monitoramento da corrente consumida na retificação. Serão determinados os valores de  $V'_{sb}$  correspondentes ao início da fase estacionária para diferentes condições de perfilamento.

Em seguida, será estudada a influência de variáveis de processo (velocidade de corte, taxa de retificação, velocidade da peça) sobre o desgaste de quina do rebolo e a qualidade superficial obtida.

O processo em mergulho será também avaliado quanto ao desgaste lateral do rebolo. Caso o desgaste de quina não seja excessivo e a largura da ferramenta possa ser mantida dentro de tolerâncias apertadas e por tempos suficientemente longos, será demonstrado que o processo em mergulho pode ser aplicado com sucesso na retificação lateral de dupla face do carretel e outras peças similares.

## Capítulo 5

### DESENVOLVIMENTO E EXECUÇÃO DOS EXPERIMENTOS

#### 5.1 - ENSAIOS INICIAIS

Neste item são apresentados os ensaios realizados para adquirir conhecimento do processo e do comportamento do rebolo e assim detalhar pormenorizadamente toda a experimentação subsequente. De modo a ilustrar os procedimentos adotados a partir do item 5.2, que trata do prosseguimento dos ensaios, os resultados dos ensaios iniciais são aqui antecipadamente mostrados e discutidos.

##### 5.1.1 - ENSAIOS PRELIMINARES COM DRESSAMENTO DE FÁBRICA

Os ensaios preliminares foram executados empregando o rebolo dressado pelo fabricante, bem como com os batimentos axial e radial descritos no item 4.10.

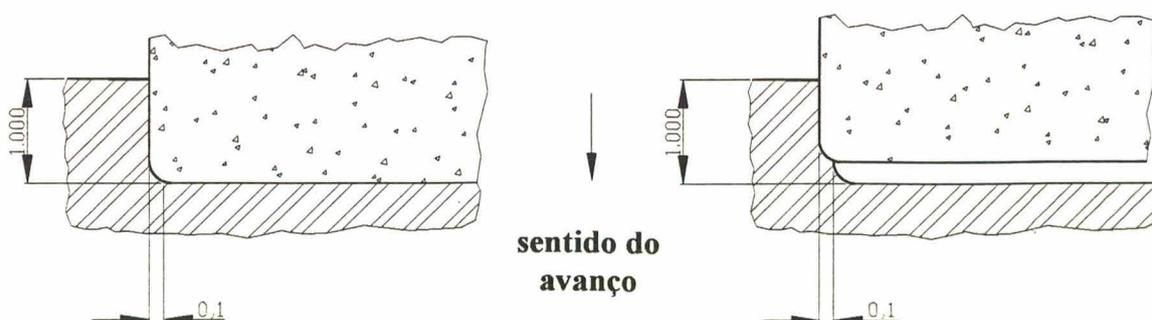
O corpo de prova foi retificado até o diâmetro de 18 mm, retirando-se, como mostrado na figura 47 (capítulo 4), uma largura de material de apenas 0,1 mm por ensaio.

O volume de material removido dos corpos de prova por ensaio pode ser expresso pela equação 33:

$$V_{w\text{ ens}} = \frac{\pi}{4} \cdot (d_{w1}^2 - d_{w2}^2) \cdot b_D \quad (33)$$

Como o diâmetro inicial do corpo de prova é de 20 mm, tem-se um volume usinado  $V_{w\text{ ens}}$  de  $5,97 \text{ mm}^3$  de material por ensaio, ou um volume usinado específico  $V'_{w\text{ ens}}$  de  $59,7 \text{ mm}^3/\text{mm}$  por ensaio.

O volume usinado específico para a largura efetiva de 0,1 mm é, na verdade, um pouco inferior a este valor. O raio de arredondamento de quina faz com que parte do material que seria efetivamente retirado se a quina do rebolo tivesse um ângulo perfeitamente reto, só o seja no ensaio seguinte (figura 71). Entretanto, por motivo de simplicidade, uma vez que o raio de arredondamento varia com o volume usinado, para efeito de cálculos e considerações, será adotado o valor nominal de  $V'_{w\text{ ens}}$ .



**FIGURA 71** - Diferença entre o volume usinado específico efetivo e o calculado

A sequência de operações adotada para os ensaios está mostrada no quadro 8.

OPERAÇÃO	CONDIÇÕES	FINALIDADE
Retificação de chapelona (chapelona <sub>1</sub> )	$v_c = 40$ m/s $n_w$ não se aplica $v_f = 0,004$ mm/s	Medição do desgaste de quina; medição da largura do rebolo
Retificação de carretel (carretel <sub>1</sub> ) $V_w = 12,56$ mm <sup>3</sup>	$v_c = 40$ m/s $n_w = 80$ rpm $v_f = 0,1$ mm/s	Análise de rugosidade
- realização de 200 ensaios no corpo de prova, totalizando um volume usinado de 1193,7 mm <sup>3</sup> ; - a cada 50 ensaios é retificada uma chapelona, totalizando 3 unidades (chapelona <sub>2</sub> a chapelona <sub>4</sub> )	$v_c = 40$ m/s $n_w = 80$ rpm $v_f = 0,1$ mm/s	- estudar a influência do volume usinado sobre o processo; - estudar a influência do raio de quina sobre o desgaste do rebolo
Retificação de novo carretel (carretel <sub>2</sub> ) $V_w = 12,56$ mm <sup>3</sup>	$V_c = 40$ m/s $n_w = 80$ rpm $v_f = 0,1$ mm/s	Análise de rugosidade e da influência do volume usinado na rugosidade
Retificação de nova chapelona (chapelona <sub>5</sub> )	$v_c = 40$ m/s $n_w$ não se aplica $v_f = 0,004$ mm/s	Medição do desgaste de quina; medição da largura do rebolo

**QUADRO 8** - Condições empregadas nos ensaios preliminares

Como o microscópio ótico de medição é um instrumento no qual se tem uma incerteza de medição não muito menor do que o desgaste que se pretende medir, são efetuadas várias medições da largura do rebolo nas chapelonas. Para o cálculo da incerteza do resultado foi estimada uma incerteza de 0,001 mm do sistema de medição e considerado o desvio padrão da média das medidas [45].

Os valores medidos na chapelona<sub>1</sub> e chapelona<sub>5</sub> a uma distância de 0,50 mm a partir do perfil produzido pela sua superfície mais externa foram ambos iguais a  $8,806 \pm 0,002$  mm.

A partir desses resultados, é muito difícil afirmar que ocorreu desgaste macroscópico na lateral do rebolo. Entretanto, mais testes devem ser realizados, especialmente após o perfilamento lateral, quando se terá o rebolo com uma largura única e definida. Isto não é o caso do rebolo com o dressamento de fábrica, uma vez que suas superfícies abrasivas laterais não são paralelas.

Segundo o procedimento de medição da rugosidade adotado neste trabalho, foram realizadas 6 medições em cada carretel, com espaçamento entre si de cerca de 60 graus. A figura 72 mostra uma comparação entre as médias obtidas para os valores de rugosidade  $R_z$  medidos no carretel<sub>1</sub> (antes da retificação dos corpos de prova) e no carretel<sub>2</sub> (após a retificação dos corpos de prova). Também são apresentados na figura os respectivos valores de dispersão, com nível de significância de 95%.

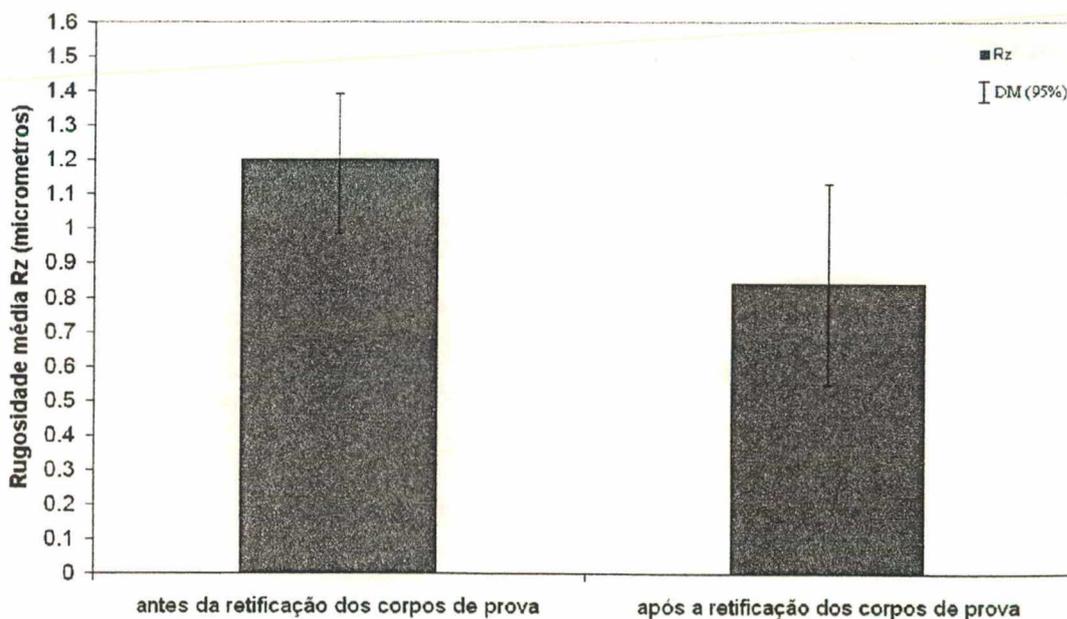


FIGURA 72 - Valores de rugosidade antes e após a retificação dos corpos de prova

A diminuição da rugosidade com o volume usinado pode estar relacionada simplesmente com o arredondamento de alguns gumes mais protusos.

O desgaste de quina do rebolo foi alto. A medição do desgaste de quina, conforme o método explicado pela figura 60 (capítulo 4), mostrou, ao final dos 200 ensaios, um valor de  $A_{sk}$  de  $1,17 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ , o que, segundo a equação:

$$V_{sk} = \pi \cdot D_s \cdot A_{sk} \quad (34)$$

fornece um volume de desgaste de quina total de  $11,04 \text{ mm}^3$ . Considerando que o volume usinado nos ensaios foi de  $1218,8 \text{ mm}^3$ , tem-se, então, uma relação de remoção G de 110.

Porém, o cálculo do desgaste de quina após cinquenta ensaios indicou um valor de  $8,55 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$  para  $A_{sk}$ , de  $8,06 \text{ mm}^3$  para  $V_{sk}$  e uma relação G de apenas 39. Isto indica uma influência do raio de arredondamento de quina no seu desgaste (quadro 9). Menores raios de arredondamento de quina levam à sua fragilização e a um desgaste inicial hiperproporcional, que só se estabiliza com o volume usinado.

Código das chapelonas analisadas	Raio aproximado de arredondamento de quina $r_{sk}$ [mm]	Volume usinado $V_w$ [ $\text{mm}^3$ ] entre as chapelonas	Volume se desgaste de quina $V_{sk}$ [ $\text{mm}^3$ ] entre as chapelonas	Relação G
Ch <sub>1</sub> – Ch <sub>2</sub>	0,08-0,21	311,0	8,06	39
Ch <sub>2</sub> – Ch <sub>5</sub>	0,21-0,22	907,8	2,95	308

**QUADRO 9** - Influência do raio de arredondamento de quina sobre  $V_{sk}$

Portanto, para um certo ajuste das condições de usinagem, existe um raio de quina abaixo do qual o desgaste é muito intenso. Esse raio será denominado raio crítico de arredondamento de quina  $r_{sk \text{ krit.}}$ . O quadro 9 mostra que ocorre um aumento considerável da relação de remoção  $G$  a partir de um raio de quina de cerca de 0,2 mm.

Arredondamentos de quina e desgastes radiais de quina  $\Delta r_{sk}$  desta ordem de grandeza são perfeitamente admissíveis, uma vez que o carretel dispõe de um alívio aproximadamente 1 mm entre o fim da superfície a ser retificada das flanges e o fundo da peça. Basta regular a máquina adequadamente para compensar o desgaste de quina e não permitir que parte do material deixe de ser usinado.

Entretanto, uma relação de remoção  $G$  de 300 não pode ser considerada elevada em função do alto custo da ferramenta superabrasiva e do elevado volume específico de material a ser retificado no carretel. Portanto, testes com um maior número de ensaios devem ser executados antes de uma conclusão definitiva sobre a viabilidade do processo. Além disso, pode-se pesquisar a influência da variação dos parâmetros de usinagem e de dressamento ou até mesmo do emprego de um rebolo mais duro, uma vez que as quinas do rebolo são relativamente frágeis. Sinal disto é a grande quantidade de macrolascamentos observados a olho nu nessa região do rebolo.

Um fato importante a ser mencionado é que verificou-se a incapacidade do conversor de frequência de registrar o aumento da corrente consumida pelo motor de acionamento do rebolo durante a retificação. Os valores lidos não apresentaram diferença em relação aos da rotação em vazio. Isto é compreensível, levando-se em conta a pequena largura ativa do rebolo.

Disto se conclui que, para o estudo da influência do dressamento sobre a topografia do rebolo através da corrente consumida, é necessário executar ensaios com maior largura ativa do perfil do rebolo  $b_D$ .

### 5.1.2 - DRESSAMENTO DO REBOLO

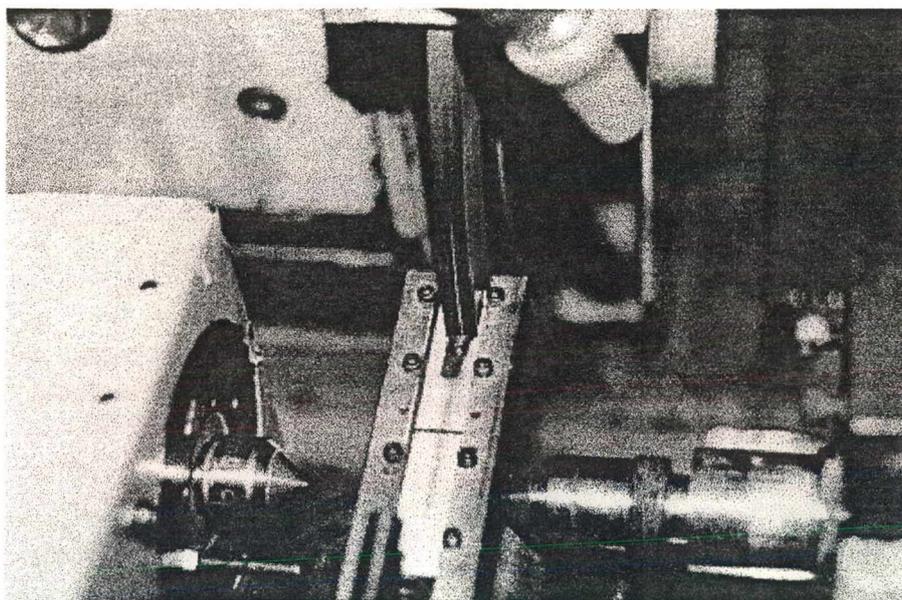
O perfilamento lateral do rebolo com a ferramenta mostrada na figura 51 (capítulo 4) mostrou ser uma tarefa bastante difícil. Mesmo com um avanço de perfilamento  $v_{fd}$  de apenas 5  $\mu\text{m/s}$ , foi ouvido um ruído bastante alto, denotando as altas forças específicas envolvidas na operação.

O perfilamento frontal do rebolo, entretanto, foi executado sem problemas, tendo sido utilizados um avanço  $v_{fad}$  de 8,0 mm/s e penetrações  $a_{ed}$  de 0,01 mm até uma penetração total de dressamento de 0,04 mm, de forma que o rebolo ficou completamente liso.

Como procedimento no perfilamento, adotou-se que para uma mesma penetração de dressamento, o rolo dressador é, através do movimento da mesa, avançado por oito vezes (quatro vezes em cada sentido) vezes sobre o rebolo. Observou-se que um único passe não é suficiente para garantir que todos os grãos de CBN sejam tocados pelos grãos do rolo, pois ainda nos passes seguintes ouve-se distintamente o som do dressamento.

A afiação do rebolo, mostrada na figura 73, também transcorreu normalmente. Como o ligante é mole, tem-se uma penetração tão suave da barra da afiação, que visualmente não é possível notar qualquer alteração da velocidade de avanço  $v_{fcb}$  quando do toque com o rebolo, quando este se encontra totalmente cego. Uma vez que até este ponto não foi determinado o volume de remoção

específico da barra de afiação  $V'_{sb}$  correspondente ao estado estacionário da afiação, foi utilizado um volume removido específico da barra  $V'_{sb}$  de  $1300 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , correspondendo a uma penetração radial da mesma de  $100 \text{ mm}$ . Já a taxa de remoção do bloco de afiação  $Q'_{sb}$  foi regulada no valor calculado no item 4.13g, isto é,  $71,2 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$

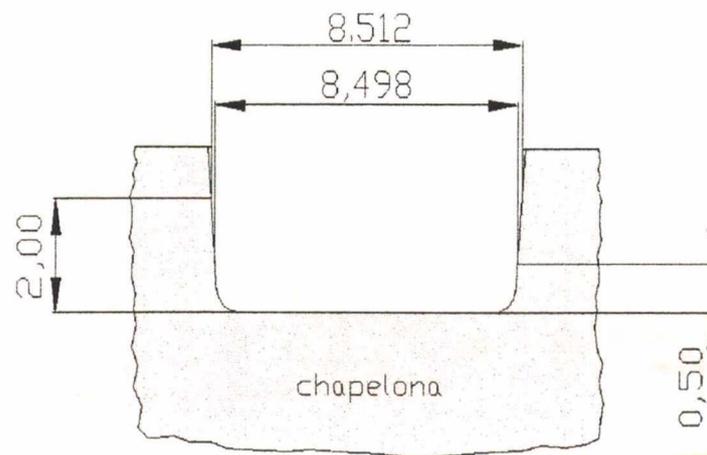


**FIGURA 73 - Afiação do rebolo**

Uma vez concluída a operação, notou-se que os grãos abrasivos das laterais do rebolo permaneceram sem protusão, o que era de se esperar pela equação 27, pois se o ângulo  $\alpha$  entre a velocidade de afiação  $v_{fsb}$  e a sua componente tangencial à superfície  $v_{fsbt}$  é igual a zero,  $v_{fsbn}$  assume um valor nulo.

Antes de proceder à afiação lateral do rebolo, decidiu-se verificar o sucesso da operação de perfilamento lateral com um micrômetro, o que pôde ser feito sem prejuízo deste, pois o rebolo estava completamente cego em suas laterais.

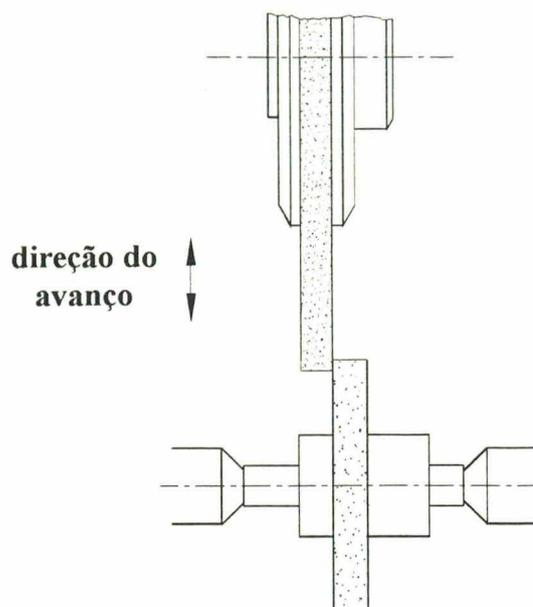
As medições, entretanto, indicaram uma conicidade no perfil do rebolo. A retificação de chapelonas para medição da largura do rebolo confirmou este resultado., uma vez que mediu-se um valor de 8,498 mm logo no início do revestimento e 8,512 mm a 2 mm da periferia do rebolo (figura 74).



**FIGURA 74** - Conicidade do rebolo após o perfilamento com rolos dressadores

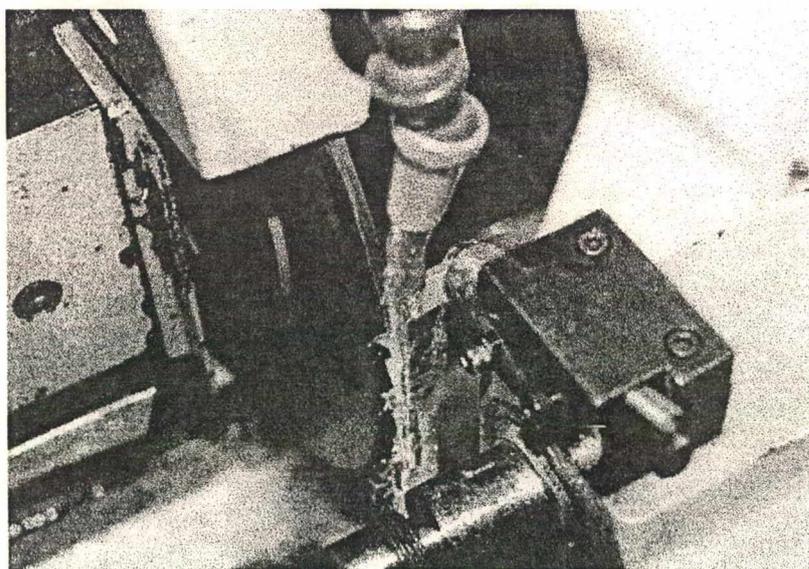
Inicialmente pensou-se que a causa para a conicidade do rebolo tinha sido um desgaste do rolo dressador. Contudo, como a medição direta de ferramentas abrasivas afiadas pode levar à inutilização de um instrumento de medição, decidiu utilizar o outro rolo dressador para reperfilar o rebolo lateralmente. O procedimento adotado pode ser visto na figura 75.

Porém, a retificação de chapelonas continuou a apontar uma insistente diferença de vários micrometros entre as medições de largura do rebolo a diferentes distâncias a partir do superfície mais periférica do mesmo.



**FIGURA 75** - Reperfilamento lateral do rebolo

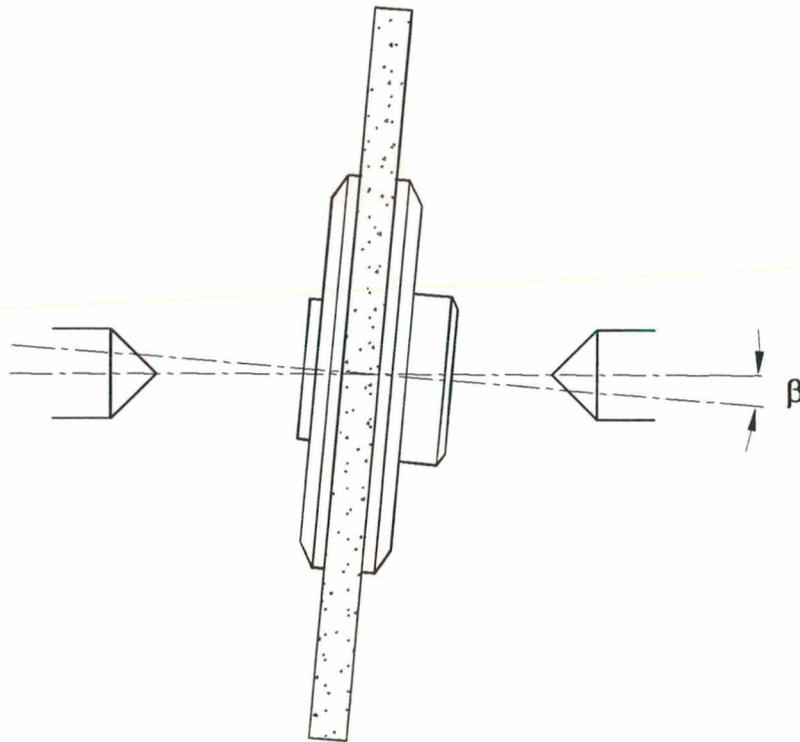
Este problema só foi resolvido quando se executou o perfilamento do rebolo com uma ferramenta estática, do tipo Fliesen, com avanço manual do cabeçote porta-rebolo (figura 76).



**FIGURA 76** - Perfilamento lateral do rebolo com ferramenta tipo Fliesen

Esta ferramenta é totalmente inadequada para perfilar um rebolo de CBN, haja visto o pequeno número de grãos de diamante no seu revestimento. Entretanto, com este procedimento conseguiu-se, enfim, um erro de paralelismo entre as faces laterais do rebolo não maior que 0,002 mm.

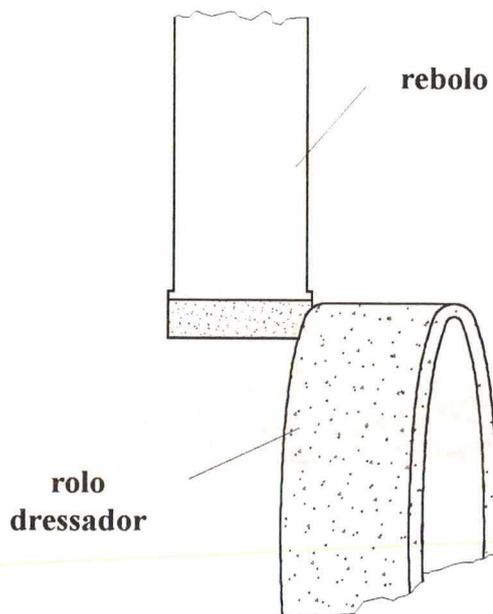
Supõe-se que o perfilamento lateral com rolos dressadores tenha falhado em virtude de erros de geometria da máquina-ferramenta. É possível que a conicidade tenha ocorrido em função da falta de paralelismo entre o eixo de giro do rebolo com o eixo que liga as pontas (figura 77).



**FIGURA 77** - Erro de paralelismo entre o eixo de giro do rebolo e as pontas

Esse erro de paralelismo, que só pode ser verificado pelo fabricante da máquina-ferramenta, uma vez que requer dispositivos especiais, acaba gerando a inclinação da face lateral do rolo

dressador em relação à do rebolo, de modo que é produzido na parte lateral do revestimento do rebolo, não uma linha reta, mas um trecho de uma elipse, como mostra a figura 78.



**FIGURA 78** - Influência do erro de paralelismo entre o eixo de giro do rebolo e as pontas no perfilamento lateral

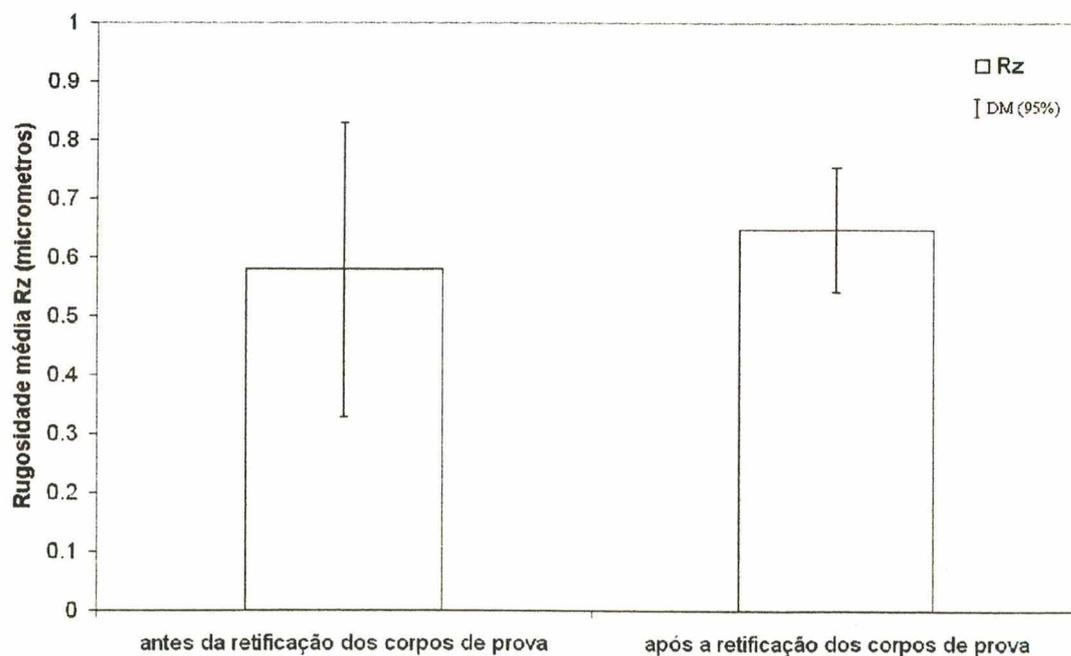
### 5.1.3 - ENSAIOS SEM AFIAÇÃO LATERAL DO REBOLO

Foram realizados ensaios de retificação de corpos de prova sem afiação lateral, de modo a averiguar o papel das laterais do rebolo no processo de retificação.

Os parâmetros de usinagem utilizados, bem como a sequência de operações, foram os mesmos do item 5.1.1. Porém, foram executados apenas cinquenta ensaios, pois o ruído produzido pelo processo foi bem mais intenso, denotando uma maior dificuldade na remoção de material.

Detectou-se a diminuição da largura do rebolo, uma vez que as medidas de largura na chapelona<sub>1</sub> e chapelona<sub>2</sub> a uma distância de 0,50 mm da periferia do rebolo indicaram valores de  $8,398 \pm 0,002$  mm e  $8,393 \pm 0,002$  mm.

Quanto à rugosidade medida nos carretéis (figura 79), foi notada uma visível melhora em relação aos valores apresentados no item 5.1.1. Isto pode ser atribuído ao fato de o rebolo não mais apresentar erros de batimento radial e sobretudo axial e também à quase absoluta falta de afiação dos grãos da lateral do rebolo, que atritam contra as faces já retificadas da peça, retirando quantidades insignificantes de material e, por isso mesmo, produzindo a melhora da qualidade superficial.



**FIGURA 79** - Rugosidades produzidas sem afiação lateral do rebolo

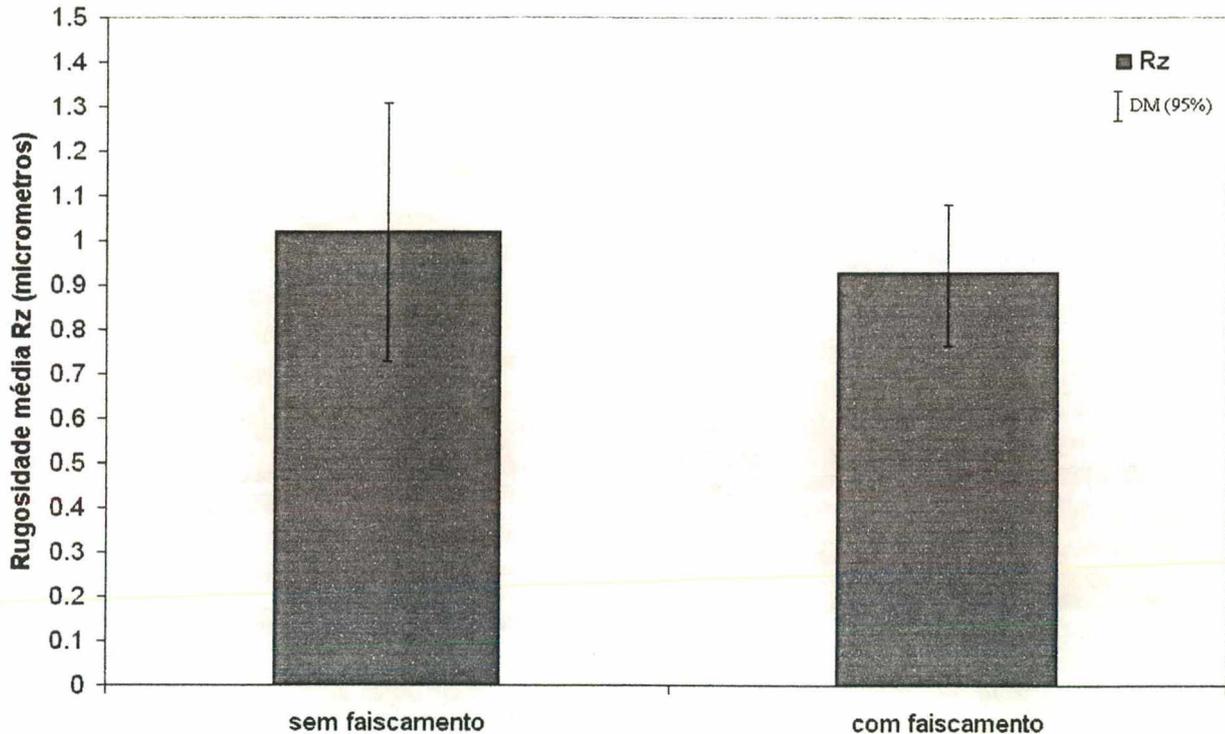
Também o desgaste de quina do rebolo foi alto, uma vez que para um volume usinado de apenas  $323,5 \text{ mm}^3$ , se obteve um valor de  $V_{sk}$  de  $4,43 \text{ mm}^3$  e uma relação G de 73. Esse desgaste está principalmente relacionado com o pequeno arredondamento de quina inicial, que variou de 0,08 a 0,17 mm, aproximadamente, na série. O aumento da relação G em relação aos ensaios com dressamento de fábrica para o mesmo número de ensaios pode ser devido à correção dos batimentos axial e radial após o perfilamento do rebolo

#### **5.1.4 - ENSAIOS DE TEMPO DE FAISCAMENTO**

Como último passo dos ensaios preliminares foi feito um breve estudo da influência do faiscamento sobre a qualidade superficial das peças produzidas. Para tanto, o rebolo foi reperfilado lateralmente, realizando-se, porém, desta vez, a afiação lateral do rebolo, com avanço manual da barra e penetração de 100 mm. Em seguida, procedeu-se, então, à retificação de carretéis sem faiscamento e com faiscamento de 5 segundos.

Os resultados obtidos são apresentados na figura 80, donde se conclui que o faiscamento, produz apenas uma ligeira melhoria da rugosidade (ver anexo V), podendo a princípio ser dispensado, uma vez que aumenta o tempo principal de processo, sem ser, contudo, absolutamente necessário, já que sem faiscamento também são produzidos carretéis com rugosidade dentro dos limites especificados em projeto.

Entretanto, com a diminuição da espessura do revestimento do rebolo e a conseqüente diminuição do número de gumes ativos em sua lateral, é possível que ocorra o aumento dos níveis de rugosidade.



**FIGURA 80** - Comparação entre as rugosidades produzidas com e sem faiscamento

## 5.2 - PROSSEGUIMENTO DOS ENSAIOS

Neste ponto, já se tem domínio suficiente do processo, de modo que já foram feitas todas as modificações necessárias no planejamento inicial apresentado no capítulo 4. Por conseguinte, daqui

por diante os experimentos serão apresentados e descritos pormenorizadamente. Seus resultados serão, porém, apresentados apenas no capítulo 6.

### 5.2.1 - ENSAIOS DE DRESSAMENTO

#### a) Ensaios de Acompanhamento da Afição

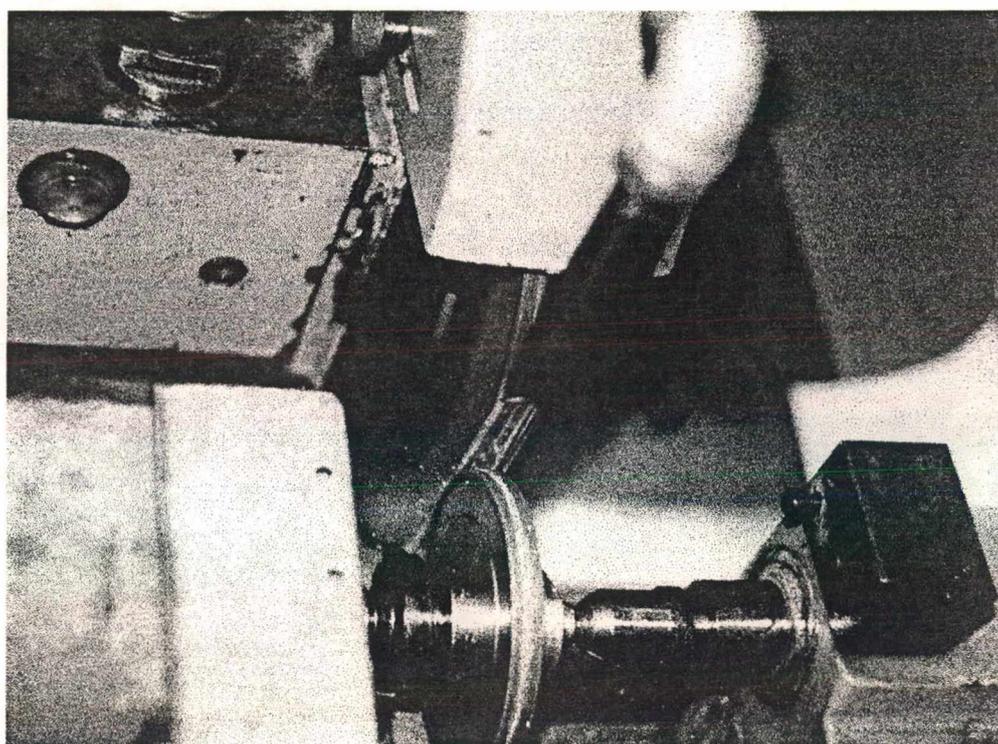
Com estes ensaios pretende-se determinar, através de análise de cópias da topografia do rebolo no rugosímetro e no microscópio eletrônico, o valor de  $V'_{sb}$  que corresponde ao estado estacionário do processo de afiação para o  $Q'_{sb}$  escolhido. Além disto, quer-se investigar se as condições de perfilamento têm alguma influência neste valor de  $V'_{sb}$ .

CONDIÇÃO	PERFILAMENTO	AFIAÇÃO
1	<u>MODERADO</u> $a_{ed} = 0,005 \text{ mm}$ $v_{fad} = 4,8 \text{ mm/s}$ $q_d = +0,29$	$Q'_{sb} = 71,2 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$  $V'_{sb} = 0, 650, 1300, 1950, 2600,$ $3250 \text{ e } 3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$
2	<u>SEVERO</u> $a_{ed} = 0,01 \text{ mm}$ $v_{fad} = 8 \text{ mm/s}$ $q_d = +0,29$	

**QUADRO 10** - Condições dos ensaios de dressamento

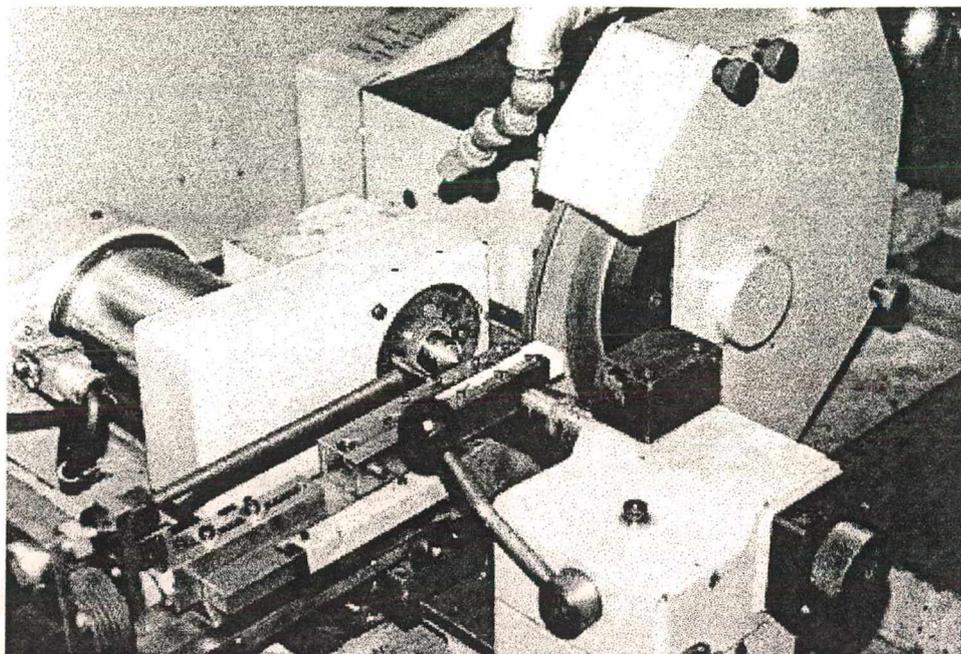
Após o perfilamento frontal (figura 81), realiza-se uma impressão do rebolo para, então, conduzir a afiação a intervalos regulares, executando-se, por vez, uma penetração da barra de afiação

$a_{sb}$  de 50 mm, o que corresponde a um volume removido específico  $V'_{sb}$  de  $650 \text{ mm}^3/\text{mm}$ . São feitas até seis afiações, totalizando uma penetração de 300 mm da barra de coríndon. A cada uma dessas afiações parciais do rebolo, segue-se uma impressão do rebolo para acompanhamento da evolução de sua topografia com o volume removido específico da barra de afiação  $V'_{sb}$ .



**FIGURA 81** – Perfilamento do rebolo

Ao final desta série de ensaios o rebolo foi reperfilado e afiado lateralmente como mostrado na figura 82, sem utilização do avanço pneumático e sim o da mesa. Foi empregado um valor de  $Q'_{sb}$  de  $71,2 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$  e uma penetração de 200 mm da barra de afiação.



**FIGURA 82** - Afição lateral do rebolo

#### **b) Ensaios de Determinação da Influência da Topografia do Rebolo sobre a Retificação**

Com estes ensaios também é possível concluir sobre o estado de afiação do rebolo e determinar qual o valor de  $V'_{sb}$  correspondente ao estado estacionário da afiação, uma vez que é analisada a influência da topografia do rebolo sobre a corrente consumida na retificação. Para tal, o rebolo é dressado segundo algumas das condições do quadro 10 e em seguida submetido ao processo de retificação.

Utiliza-se uma largura efetiva de retificação de 4 mm, de modo a provocar uma variação mensurável de corrente consumida pelo conversor de frequência. Com uma penetração em mergulho de 1mm no raio, são realizados seis ensaios para cada condição, ao fim dos quais é feita uma

impressão da topografia do rebolo para análise em MEV. Como na retificação é utilizada apenas metade da largura do rebolo, é possível comparar, lado a lado, a topografia inicial do rebolo com a que foi alterada pelo processo de retificação

O pequeno número de ensaios para cada condição se justifica para que não se produza um desgaste grande a ponto de mascarar os resultados da condição seguinte. Mesmo assim, após cada condição, é retirada no perfilamento uma espessura total de 50  $\mu\text{m}$  do revestimento do rebolo.

### 5.2.1 - ENSAIOS DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS DE USINAGEM

Conforme o quadro 11, nestes ensaios são variadas as condições de usinagem para determinação da influência separada de cada uma delas no desgaste de quina do rebolo e na rugosidade produzida nos carretéis. Voltam a ser utilizadas uma penetração em mergulho de 1mm no raio e largura efetiva do rebolo de 0,1. A sequência das operações é mostrada no quadro 12.

Parâmetros	Série de ensaios			
	1	2	3	4
$v_s$ (m/s)	40	40	40	32
$n_w$ (rpm)	78	162	80	78
$V_f$ (mm/s)	0,1	0,1	0,05	0,1

**QUADRO 11** - Ensaios de variação de parâmetros de usinagem

OPERAÇÃO	FINALIDADE
Retificação de chapelona (chapelona <sub>1</sub> )	Medição do desgaste de quina; medição da largura do rebolo
Retificação de carretel (carretel <sub>1</sub> )	Análise de rugosidade
- Realização de 450 ensaios em corpos de prova totalizando um volume usinado de 2685,8 mm <sup>3</sup> ; - as chapelonas são retificadas após os primeiros 50, 150, 250 e 350 ensaios (chapelona <sub>2</sub> a chapelona <sub>5</sub> )	- Estudar a influência do volume usinado sobre o processo; - Estudar a influência do raio de quina sobre o desgaste do rebolo; - verificar a ocorrência de desgaste lateral;
Retificação de novo carretel (carretel <sub>2</sub> ).	Análise de rugosidade e da influência do volume usinado na rugosidade
Retificação de chapelona (chapelona <sub>6</sub> )	Medição do desgaste de quina; medição da largura do rebolo

**QUADRO 12** - Sequência de ensaios

## Capítulo 6

### APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

#### 6.1 – ENSAIOS DE DRESSAMENTO

##### 6.1.1 – ENSAIOS DE ACOMPANHAMENTO DA AFIAÇÃO

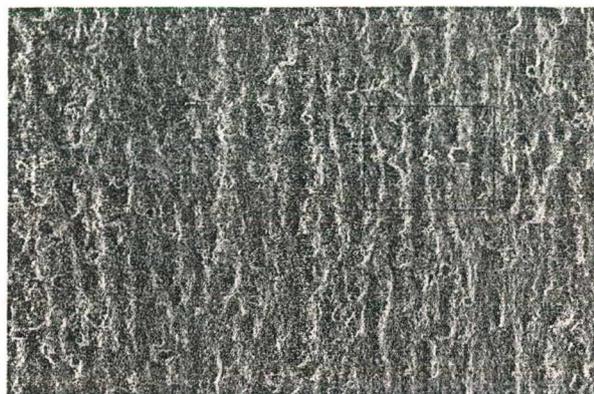
Na figura 83 são mostradas imagens de microscópio eletrônico produzidas a partir de amostras em resina e que representam três estágios de afiação do rebolo perfilado sob condições severas.

Pode-se notar nas figuras 83a e 83b que com um volume removido do bloco de afiação de  $1300 \text{ mm}^3/\text{mm}$  há poucos gumes suficientemente protusos no revestimento do rebolo. É ainda muito difícil determinar o sentido da afiação (de baixo para cima) através das porções de ligante que não são removidas e permanecem na parte posterior dos grãos, dando-lhes sustentação.

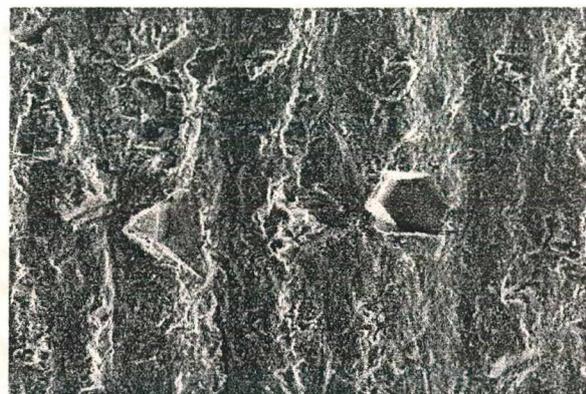
Nas figuras 83c e 83d é possível verificar um considerável aumento da protusão de alguns grãos. Muitos, entretanto, permanecem bastante embutidos no ligante. Apenas ao final de um volume removido de  $3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (figuras 83e e 83f) a maioria dos grãos apresenta uma considerável elevação de seus gumes em relação ao nível do ligante.

A partir de um volume  $V'_{sb}$  de  $2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$  surgem os primeiros sinais da diminuição da sustentação de alguns grãos no ligante, através do aparecimento de cavidades (assinaladas com círculos) com a típica forma tetragonal dos grãos de CBN. Com um volume  $V'_{sb}$  de  $3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , a quantidade de grãos arrancados do ligante não aumenta visivelmente, de modo que

esta quantidade removida da barra da afiação não provoca uma excessiva frouxidão dos grãos de CBN. O arrancamento de alguns grãos mais protusos neste estágio de afiação parece ser um fenômeno isolado e inevitável.



(a)  $V'_{sb} = 1300 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (25X)



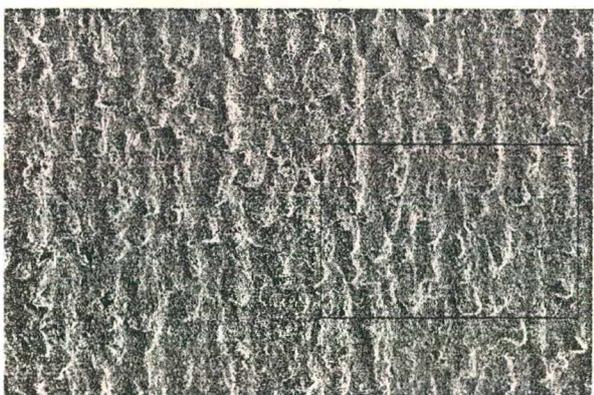
(b)  $V'_{sb} = 1300 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (100X)



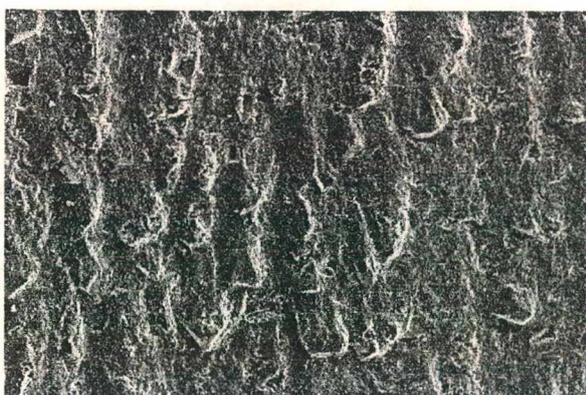
(c)  $V'_{sb} = 2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (25X)



(d)  $V'_{sb} = 2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (50X)



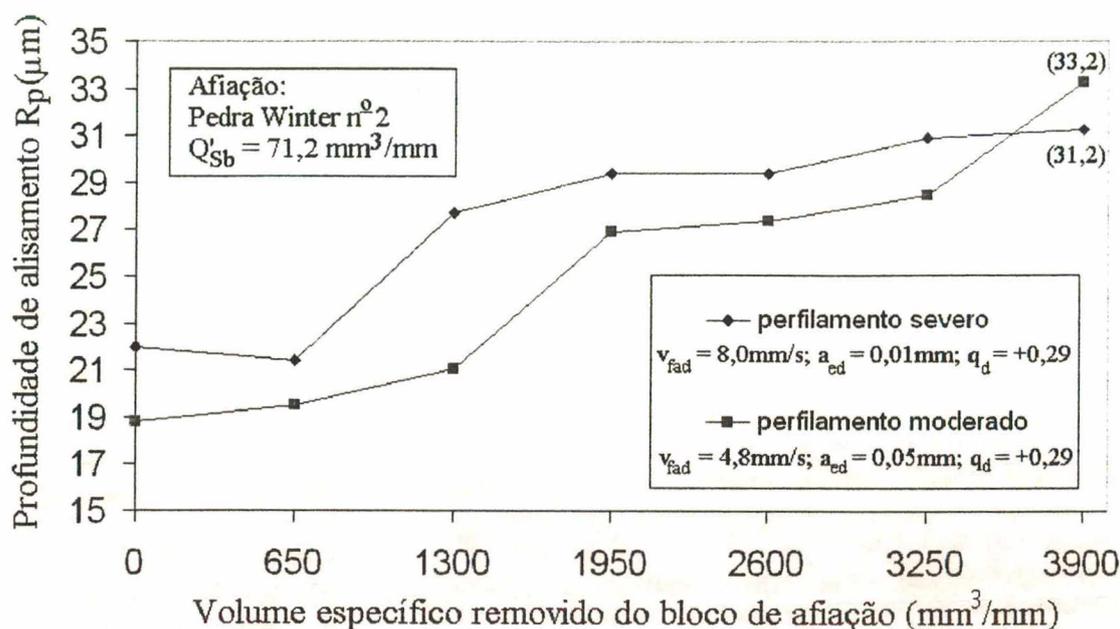
(e)  $V'_{sb} = 3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (25X)



(f)  $V'_{sb} = 3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (50X)

**FIGURA 83** – Evolução da topografia do rebolo com a afiação

Na figura 84 estão mostrados os valores médios de  $R_p$  obtidos a partir das cópias da topografia do rebolo em diversos estágios da afiação.



**FIGURA 84** – Profundidade de alisamento em dependência do volume usado

Sobre esses resultados é preciso que se diga que para cada cópia em resina do rebolo foi realizado um número menor de medidas do que originalmente se desejava. Isto se deveu ao fato de a sonda Focodyn disponível no Laboratório de Superfícies Usinadas apresentar um comportamento anômalo quando de sua verificação através de um padrão de rugosidade.

As medições acabaram sendo executadas numa das salas de metrologia da Robert Bosch, dispondo-se de um tempo incomodamente curto esta tarefa. Deste modo, para cada amostra foram realizadas apenas 17 medidas na direção de corte do rebolo e ao longo de uma largura de 2mm. Na figura 85 podem ser vistos os perfis G produzidos pela medição das amostras em resina correspondentes ao rebolo apenas perfilado (a) sob condições severas e afiado (b) com  $V'_{sb}$  de  $3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .

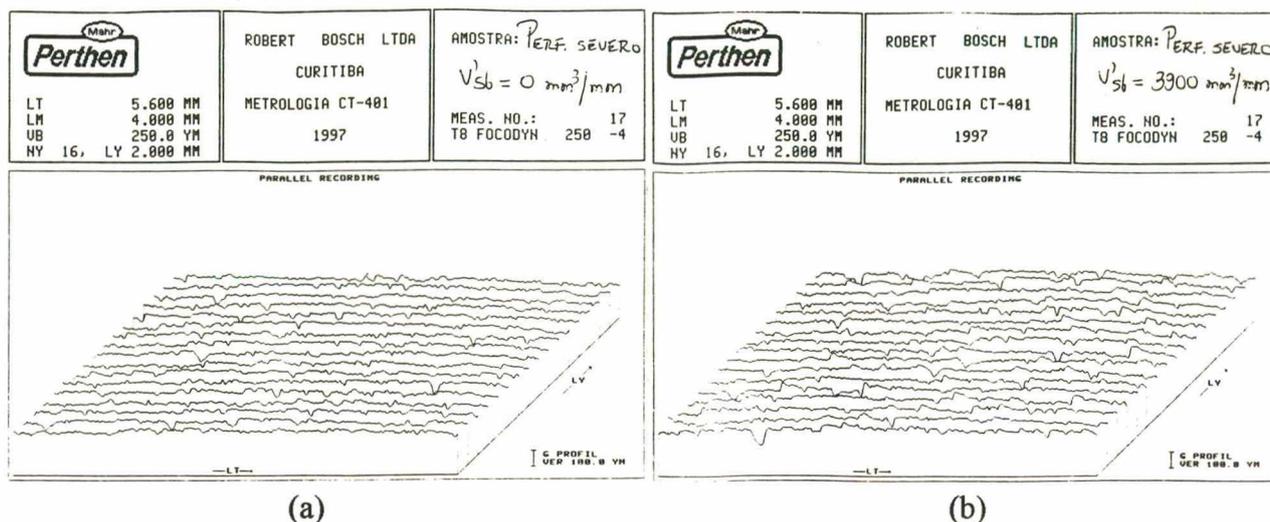


FIGURA 85 – Perfil G de amostras em resina do rebolo

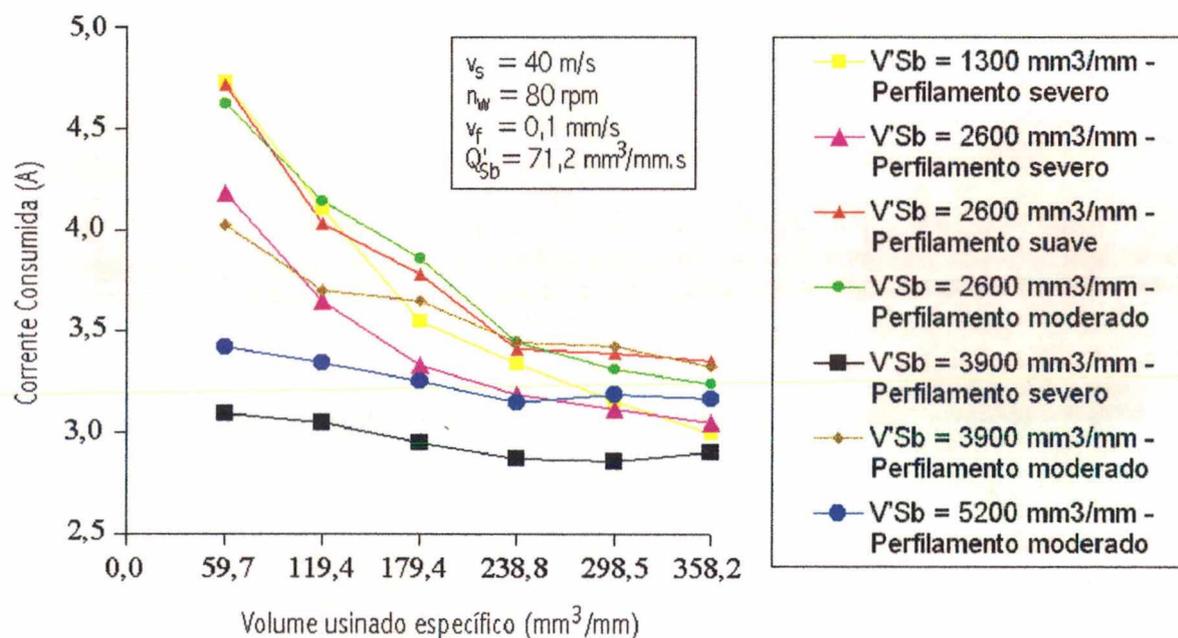
Para o perfilamento severo o estado inicial do rebolo é mais rugoso e a taxa inicial (até  $V'_{sb} = 1300 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ) de crescimento de  $R_p$  é mais alta do que para o perfilamento moderado. Isto indica que o perfilamento severo tende a gerar uma topografia mais aberta do rebolo, na qual os grãos de coríndon da pedra de afiação conseguem penetrar com mais facilidade e remover maiores quantidades de ligante.

Ainda que o valor-alvo de  $35 \mu\text{m}$  de  $R_p$  não tenha sido atingido, a afiação do rebolo sob condições severas seguiu o comportamento esperado, apresentando um crescimento inicial rápido e em seguida uma forte tendência de estabilização.

Porém, os valores de  $R_p$  medidos na cópia do rebolo perfilado sob condições moderadas e afiado com um  $V'_{sb}$  de  $3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$  apresentaram um salto inesperado, elevando-se acima dos níveis obtidos para o rebolo perfilado sob condições severas. O erro-padrão de  $5,23 \mu\text{m}$  do conjunto de medidas que forneceram este valor não difere muito daqueles apresentados pelos conjuntos de medidas das outras amostras, que se situam entre  $3$  e  $9 \mu\text{m}$ . Entretanto, em virtude do relativamente pequeno número de medidas e do fato de um rebolo possuir uma estrutura pouco regular, pode-se desconfiar bastante deste resultado, que será abordado novamente no próximo item.

### 6.1.2 – ENSAIOS DE DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA TOPOGRAFIA DO REBOLO NA RETIFICAÇÃO

Na figura 86 podem ser vistos os valores de corrente consumida na retificação em mergulho de corpos de prova com largura efetiva de 4 mm e várias condições de dressamento do rebolo.



**FIGURA 86** – Corrente consumida na retificação em dependência do volume usinado específico e do dressamento

Os perfilamentos severo e moderado seguem as condições mostradas no quadro 10 (capítulo 5) e que são reproduzidas no quadro 13. Por curiosidade, foi adicionada mais uma condição, dita suave, cuja única diferença do perfilamento moderado é a inversão do sentido de giro do rolo dressador, o que determina que esse seja um perfilamento discordante.

O resultados obtidos trazem uma série de implicações no que tange o processo de dressamento do rebolo. Entretanto, primeiramente deve-se considerar que o rebolo se encontra suficientemente afiado quando ocorrem variações insignificantes das forças envolvidos no processo com o volume de material usinado.

Condições utilizadas no perfilamento	Classificação do perfilamento		
	Suave	Moderado	severo
Velocidade de avanço $v_{fad}$ (mm/s)	4,8	4,8	8,0
Penetração de trabalho $a_{ed}$ (mm)	0,005	0,005	0,01
Relação de velocidades $q_d$	-0,29	+0,29	+0,29

**QUADRO 13** – Condições de perfilamento testadas

Fica evidente que o perfilamento conduzido com pequenos valores de  $a_{ed}$  e  $v_{fad}$  acaba levando à necessidade de remoção de um maior volume da barra de afiação para que o rebolo esteja convenientemente afiado. Isto pode ser claramente visto pelo comportamento da corrente consumida no processo de retificação com o rebolo perfilado sob condições moderadas.

Apenas quando o rebolo perfilado sob condições moderadas é afiado com um  $V'_{sb}$  de 5200 mm<sup>3</sup>/mm é que ocorrem variações desprezíveis da corrente consumida com o volume usinado. Enquanto que para condições severas de perfilamento o rebolo pode ser considerado afiado até o estado estacionário com um  $V'_{sb}$  de 3900 mm<sup>3</sup>/mm, com este valor o rebolo perfilado moderadamente experimenta um forte declínio dos esforços de usinagem logo no início do processo de retificação.

Comparando-se, porém, os valores de corrente consumida do rebolo perfilado sob condições moderadas e afiado até 5200 mm<sup>3</sup>/mm com os do perfilado sob condições severas e afiado até 3900 mm<sup>3</sup>/mm, nota-se que os primeiros tendem a um valor superior. Disto pode-se concluir que o perfilamento moderado, por ser um processo mais conservativo, produziu um maior número de gumes ativos no revestimento do rebolo.

Também é possível que com o perfilamento moderado tenham sido gerados grãos mais arredondados, cuja característica é a de produzir maiores forças de corte. Porém, o maior volume de barra de coríndon necessário à afiação do rebolo perfilado moderadamente indica que as maiores forças de corte são devidas principalmente ao maior número de gumes ativos, uma vez que, nesse caso, é maior o número de parcelas correspondentes aos volumes individuais removidos por cada grão até a devida afiação do rebolo.

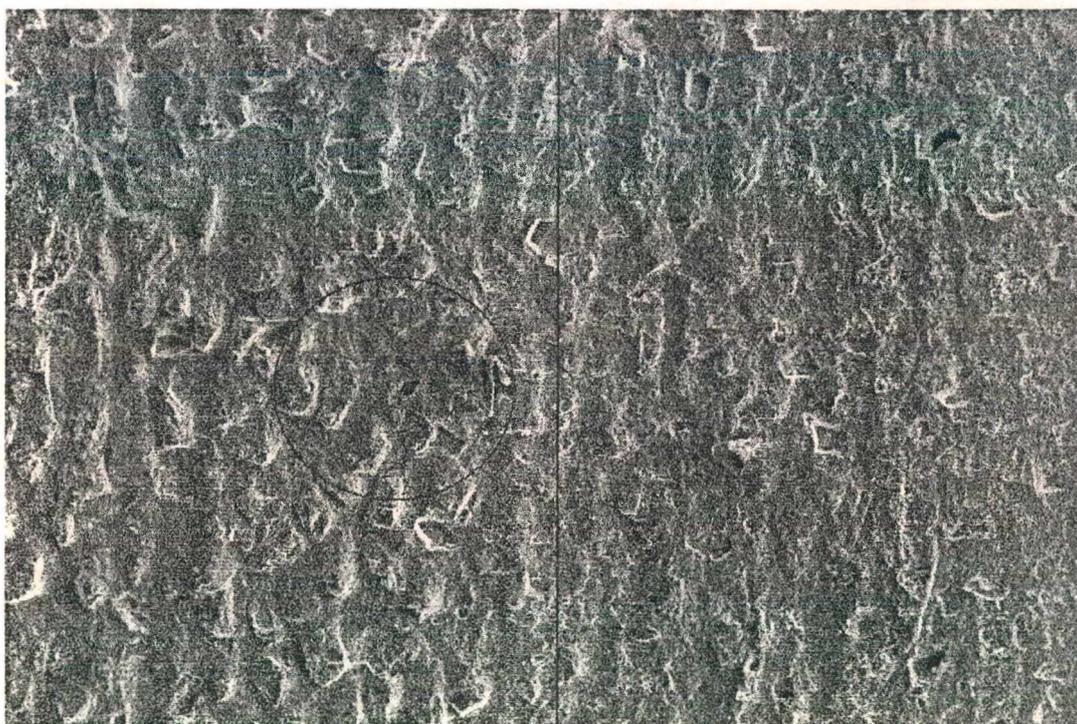
A partir das curvas referentes aos perfilamentos moderado e suave e volume removido do bloco de afiação de  $2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , depreende-se que a inversão do sentido de giro do rolo dressador, para a relativamente baixa relação de velocidades utilizada, pouca ou nenhuma influência teve no processo de afiação do rebolo e nos esforços envolvidos na retificação.

A figura 87 mostra como o rebolo perfilado sob condições severas e afiado até  $3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$  do bloco de afiação experimenta poucas modificações em sua topografia com o volume usinado específico. Do lado esquerdo tem-se o rebolo após a retificação de um volume específico de  $358,2 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , enquanto que do lado direito permaneceu apenas afiado pelo bloco de afiação.

Já o lado esquerdo da figura 88 mostra como o rebolo, perfilado sob condições moderadas e afiado apenas até um volume específico de  $2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$  da barra de afiação, foi afiado em processo. Em virtude dos altos esforços resultantes do corte do duro material da peça, é possível que se tenha o arrancamento de alguns grãos juntamente com porções do ligante adjacente a eles. Há, nesta imagem, indícios (ver cavidade no interior do círculo) de que este fenômeno de fato ocorreu.



**FIGURA 87** – Modificação da topografia do reboiler com o volume usinado  
( $V'_{sb} = 3900 \text{ mm}^3/\text{mm}$  – perfilamento severo)



**FIGURA 88** – Modificação da topografia do reboiler com o volume usinado  
( $V'_{sb} = 2600 \text{ mm}^3/\text{mm}$  – perfilamento moderado)

Isto pode ser ainda observado através da comparação das curvas da figura 86 referentes ao comportamento do rebolo perfilado severamente e afiado com 1300 e 2600 mm<sup>3</sup>/mm do bloco de coríndon. Ainda que as correspondentes curvas não tenham chegado ao regime permanente ao final da remoção de 358,2 mm<sup>3</sup>/mm de material do corpo de prova, pode-se notar que o rebolo menos afiado ( $V'_{sb} = 1300 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ) apresenta uma queda muito mais acentuada dos esforços de retificação, chegando até a níveis mais baixos de corrente consumida que o rebolo afiado com 2600 mm<sup>3</sup>/mm. Atribui-se isto à danificação de porções do rebolo e ao arrancamento de numerosos grãos em virtude de elevadas forças de corte. As curvas de corrente consumida referentes ao rebolo perfilado moderadamente e afiado com 2600 e 3900 mm<sup>3</sup>/mm do bloco de coríndon apresentam comportamento análogo.

Estima-se que os danos sejam mais significativos no caso de rebolos com ligantes mais duros do que para o rebolo utilizado, cujo ligante, além de ter classificação mole, ainda possui uma composição especialmente desenvolvida pelo fabricante para fácil dressamento.

Levando-se em conta que a afiação com a barra de coríndon mal chega a produzir um aumento digno de menção da corrente consumida em vazio (2,6 A) pelo motor de acionamento do rebolo, é possível perceber a importância de conduzir o dressamento de forma tecnológica.

A isto deve ser adicionado o fato de que um rebolo tecnologicamente afiado dificilmente provocará a queima ou a introdução de excessivas tensões residuais trativas nas primeiras peças usinadas após o dressamento.

## **6.2 – CONSIDERAÇÕES SOBRE O DRESSAMENTO FRONTAL DO REBOLO E O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO LATERAL**

Não obstante a relevância de um trabalho sistemático de pesquisa envolvendo o

dressamento do rebolo, como o que foi feito até agora, para a retificação lateral a importância desse processo é mínima, senão nula. Isto se deve à pequena largura efetiva  $b_D$ , de 0,1 mm, que se restringe às quinas do rebolo e à grande fragilidade destas quando com arredondamentos menores que 0,2 mm.

Em outras palavras, quinas produzidas com pequenos arredondamentos pelo dressamento do rebolo são instantaneamente desgastadas pelo processo de retificação, de maneira que o que passa a dominar o comportamento do processo são tão somente a estrutura do rebolo e as condições de usinagem.

Tentativas de dressamento das quinas do rebolo, através de grandes penetrações totais de dressamento chegam a produzir uma fragilização tal dessa região da ferramenta que sobrevêm macrolascamentos que podem se estender até as laterais do rebolo e um desgaste de quina extremamente intenso. Através desse desgaste, mesmo retificando com taxas de retificação específica moderadas ( $3,1 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$ ), após volumes usinados específicos de apenas  $358,2 \text{ mm}^3/\text{mm}$  resultam desgastes radiais de quina  $\Delta r_{sk}$  de cerca de 0,35 mm.

Deste modo, é recomendado para o processo de retificação lateral que o dressamento seja executado o menos freqüentemente possível e em hipótese alguma com o objetivo de reduzir o desgaste radial de quina a valores inferiores a 0,2 mm.

### **6.3 – ENSAIOS DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS DE USINAGEM**

No quadro 14 estão reproduzidas as condições de trabalho empregadas nesta fase do trabalho.

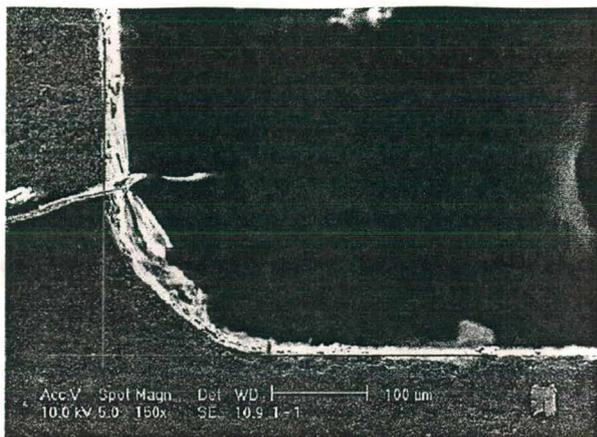
Parâmetros de usinagem	Série de ensaios			
	1	2	3	4
$v_s$ (m/s)	40	40	40	32
$N_w$ (rpm)	80	162	80	80
$V_f$ (mm/s)	0,1	0,1	0,05	0,1
Condições de dressamento	Perfilamento: $v_{fad} = 4,8$ mm/s; $a_{ed} = 0,005$ mm; $a_{ed ges} = 0,05$ mm; $q_d = +0,29$ Afição: $Q'_{sb} = 71,2$ mm <sup>3</sup> /mm.s; $V'_{sb} = 5200$ mm <sup>3</sup> /mm			
Alimentação do Fluido de corte	$p_s = 7,7$ bar; $\dot{Q}_s = 21,5$ l/min			

QUADRO 14 – Condições de trabalho dos ensaios

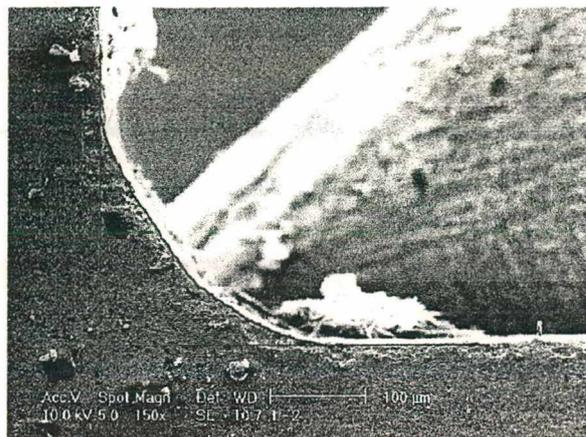
### 6.3.1 – RESULTADOS DE DESGASTE DE QUINA DO REBOLO

Para a obtenção desses resultados, foi necessário alterar a técnica de medição de área mencionada no item 4.7.4. Isto se deveu ao fato de as fotografias das chapelonas tiradas no microscópio ótico terem pouca definição, o que, somado à existência de adesões no contorno da chapelona, provocou uma certa dúvida na determinação na área desgastada do rebolo, em especial após um certo volume usinado, quando o desgaste do rebolo se torna muito mais lento do que o registrado inicialmente.

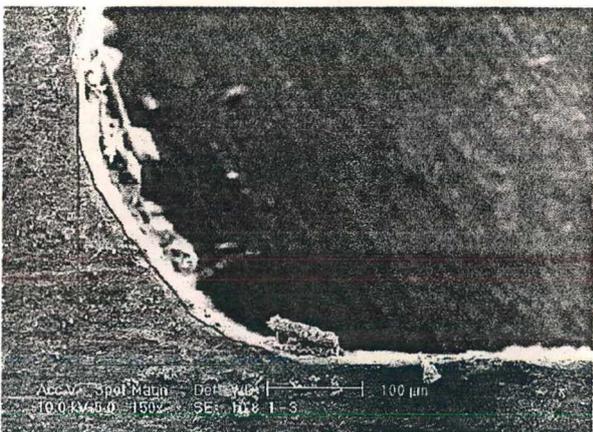
A solução encontrada foi a de produzir imagens das chapelonas no microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 150X, e aproveitar essas imagens digitalizadas para medir o desgaste radial de quina  $\Delta r_{sk}$  e calcular os valores de  $A_{sk med}$  em um microcomputador equipado com o software AnaliSYS 2.11. A título de ilustração dos resultados obtidos, na figura 89 são mostradas as imagens obtidas para as chapelonas da série 1, juntamente com as respectivas delimitações de área para cálculo de  $A_{sk med}$ .



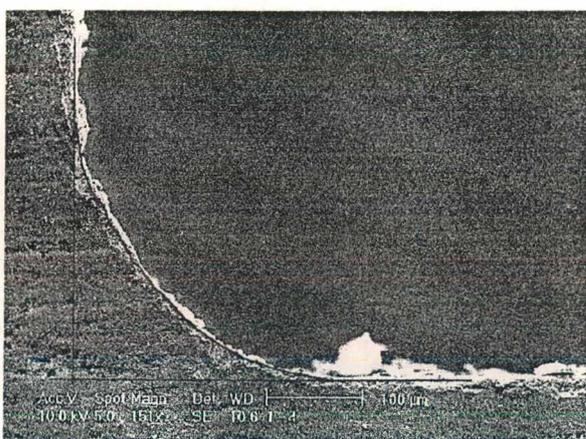
a) chapelona<sub>1</sub> – série 1  
( $V_w = 0 \text{ mm}^3$ )



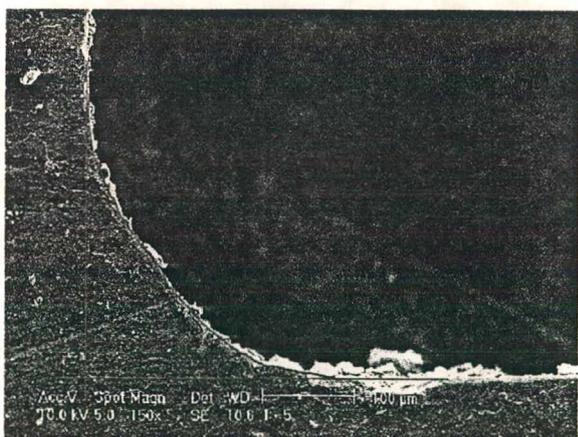
b) chapelona<sub>2</sub> – série 1  
( $V_w = 311 \text{ mm}^3$ )



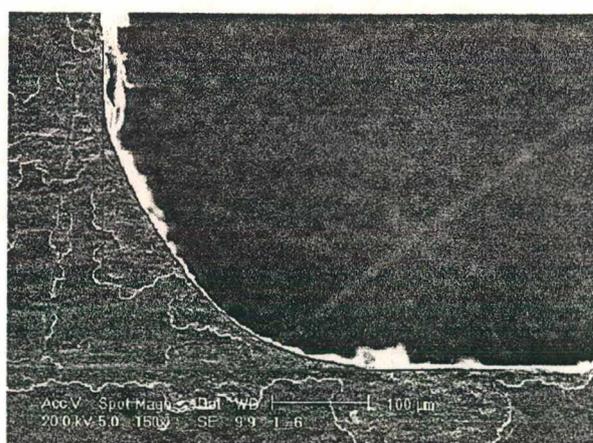
e) chapelona<sub>3</sub> – série 1  
( $V_w = 908 \text{ mm}^3$ )



d) chapelona<sub>4</sub> – série 1  
( $V_w = 1505 \text{ mm}^3$ )



e) chapelona<sub>5</sub> – série 1  
( $V_w = 2102 \text{ mm}^3$ )



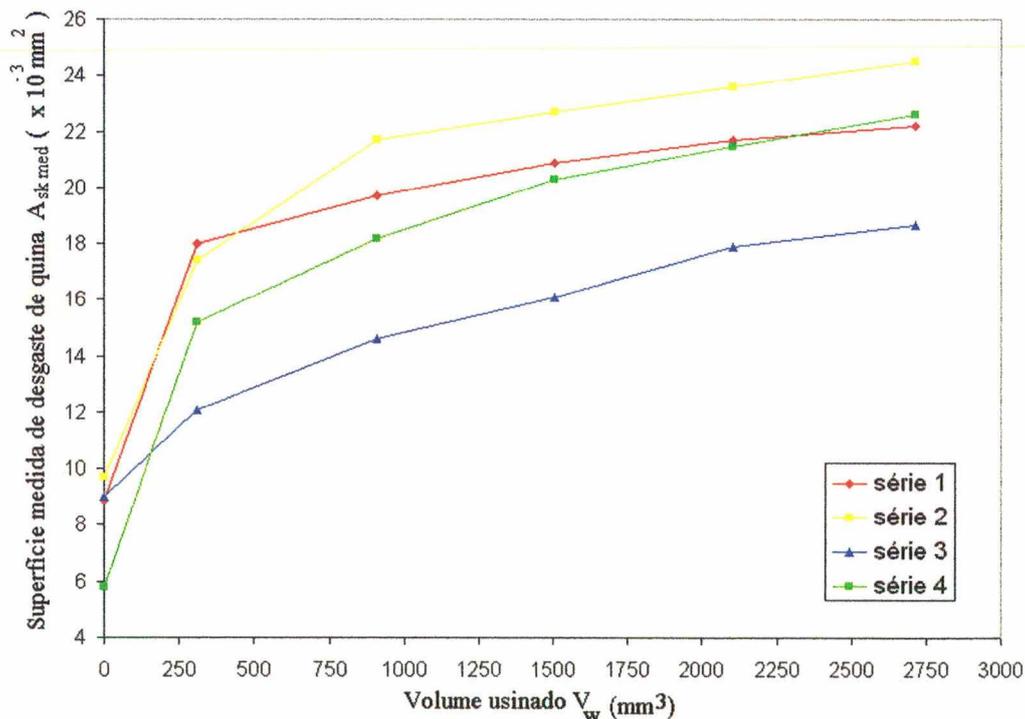
f) chapelona<sub>6</sub> – série 1  
( $V_w = 2711 \text{ mm}^3$ )

**FIGURA 89** – Medição digital do desgaste de quina em imagens MEV das chapelonas

Nas imagens mostradas, as faixas claras fora de foco correspondem em geral à espessura da chapa, que é captada em virtude do efeito tridimensional que o MEV proporciona. Essas faixas claras não são consideradas para efeito de cálculo de área.

Entre as faixas claras e as escuras, que correspondem efetivamente à parte superior da chapelona, existe uma tênue transição de tons. Nesta região está localizado o arredondamento da borda da chapa. A região delimitada pelas linhas traçadas na interface entre esta região e a faixa clara é que foi considerada para efeito de cálculo do desgaste.

Na figura 90 são apresentados os valores de área desgastada para as quatro séries de ensaios. Preferiu-se não subtrair a parcela  $A_{sk0}$  (que corresponde à área medida na chapelona<sub>1</sub>), uma vez que o desgaste inicial do rebolo é substancialmente dependente de seu valor. Em consequência os resultados são apresentados em termos de  $A_{sk\ med}$  e não de  $A_{sk}$ .



**FIGURA 90** – Desgaste do rebolo sob diversas condições de usinagem

Observando-se a inclinação da curva de desgaste da série 3 pode-se notar o já esperado efeito de diminuição do desgaste com a redução da taxa de retificação específica. Com a diminuição dos esforços de corte a quina do rebolo se desgasta a uma taxa muito menor, de modo que é necessário que se remova um volume de material nove vezes maior do que nas séries 1 e 2 para atingir o mesmo desgaste de quina.

O grande desgaste inicial verificado sob as condições da série 4, isto é, com menor velocidade de corte, deve ser encarado com parcimônia, uma vez que partiu-se de uma área  $A_{sk0}$  muito pequena e, conseqüentemente, mais propensa ao desgaste. Ao atingir um valor de  $A_{sk\ med}$  de  $19,2 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ , entretanto, o desgaste se torna aproximadamente linear e pode-se notar que rendimento do rebolo é inferior ao proporcionado com velocidade de corte de 40 m/s. Este comportamento está em concordância com a teoria básica da retificação, segundo a qual maiores velocidades de corte, mantida a taxa de retificação específica, proporcionam a diminuição da espessura do cavaco e, com isso, diminuem os esforços individuais sobre os grãos abrasivos.

Da comparação entre as séries 1 e 2, nas quais a superfície inicial de desgaste é praticamente a mesma, vem a constatação de uma considerável influência da velocidade na peça no desgaste da ferramenta. Como mencionado no item 2.5.1, essa influência está relacionada à diminuição da espessura de usinagem com a diminuição da velocidade da peça e vem a confirmar os resultados obtidos em trabalhos com rebolos de CBN [18,19,20].

No quadro 15 podem ser vistos os volumes desgastados do rebolo e as relações de remoção em dependência do volume usinado para as 4 séries de ensaios. De um modo geral, pode-se observar o aumento da relação de remoção  $G$  com o aumento do volume usinado, o que é explicado pela maior resistência da quina da ferramenta, que tende a uma estabilização, da mesma maneira que ocorre com uma ferramenta de geometria definida, recentemente afiada.

Intervalos de $V_w$ ( $\text{mm}^3$ )	Série 1		Série 2		Série 3		Série 4	
	$V_{sk}$ ( $\text{mm}^3$ )	G	$V_{sk}$ ( $\text{mm}^3$ )	G	$V_{sk}$ ( $\text{mm}^3$ )	G	$V_{sk}$ ( $\text{mm}^3$ )	G
0 – 311	8,57	36	7,26	43	2,92	106	8,87	35
311 – 908	1,61	371	4,05	147	2,32	257	2,82	212
908 – 1505	1,13	528	0,94	635	1,45	412	1,99	456
1505 – 2102	0,75	796	0,85	702	1,69	353	1,11	537
2102 – 2711	0,47	1296	0,85	716	0,76	801	1,05	680

**QUADRO 15** – Relações de remoção em dependência do volume usinado

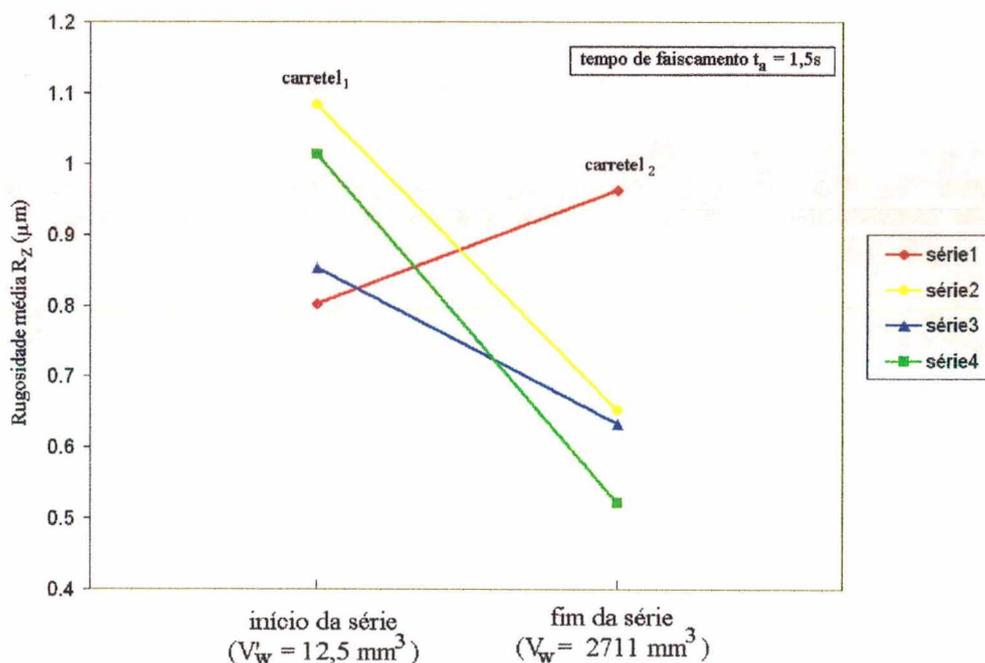
Deste comportamento de desgaste, conclui-se que a quina do rebolo dressado experimenta todas as formas de desgaste em seqüência, desde o desgaste por ruptura total, com a retirada de porções inteiras de grãos e ligante, passando pelos desgastes em que dominam os processos de ruptura parcial e microlascamentos, até chegar ao desgaste predominantemente abrasivo (ver figura 14 – capítulo 2).

As maiores relações de remoção são atingidas pela série 1 e não pela série 3, como seria de se esperar, uma vez que nesta última é utilizado um menor avanço em mergulho. Isto se deveu ao fato de o desgaste inicial do rebolo nesta série ter sido bastante reduzido, o que fez com a quina permanecesse com um pequeno arredondamento e uma certa instabilidade.

Note-se que em virtude da utilização de corpos de prova, ocorreu um arredondamento além do 0,1 mm que foi por convenção considerado como largura efetiva do rebolo. Isto já era esperado, como mostra a figura 71 do capítulo 2. Entretanto, o desgaste provocado nas regiões adjacentes a essa largura efetiva estão também incluídas no cálculo de  $V_{sk}$  e da relação G.

### 6.3.2 – RESULTADOS DE RUGOSIDADE

Na figura 91 estão mostrados os resultados de rugosidade obtidos nos ensaios. De um modo geral, a tendência da rugosidade foi, para cada série, de diminuir com volume usinado. Apenas na série 1 houve uma ligeira elevação de  $R_z$ . Suspeita-se que isto possa ter ocorrido em função de uma falha no sistema de retorno automático da ferramenta, o que provocou o aumento do tempo de faiscamento ao final a retificação do carretel<sub>1</sub>.

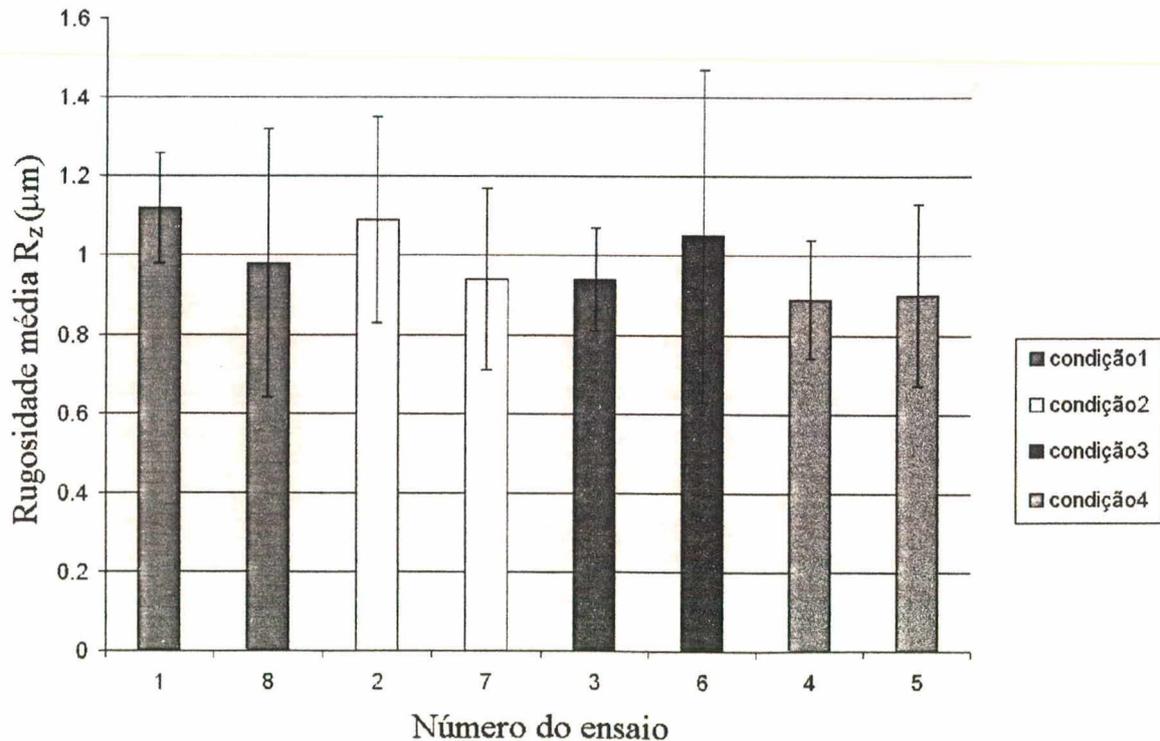


**FIGURA 91** – Resultados de rugosidade obtidos nas séries de ensaios

As séries de ensaios foram conduzidas uma após a outra, seguindo a ordem numérica. Portanto, sempre ocorre a elevação da rugosidade de uma série para outra, o que pode ser atribuído à diminuição do arredondamento de quina após o dressamento.

Curiosamente, também este comportamento, de melhoria da qualidade superficial com o arredondamento de quina, é análogo ao que ocorre com ferramentas de geometria definida. Entretanto, não se pode excluir que o perfilamento provoque uma fratura da quina, expondo grãos muito vivos, cuja característica é a de produzir superfícies com piores acabamentos superficiais. Após um considerável volume de material usinado a tendência é a de os grãos serem retidos com mais firmeza na quina do rebolo, de modo que seu arredondamento poderia proporcionar a diminuição de rugosidade.

Ensaio adicionais foram executados para verificar a influência apenas das condições de processo sobre o resultado da retificação (figura 92). Empregaram-se para esses experimentos as mesmas condições das séries 1, 2, 3 e 4, porém sem proceder à retificação de corpos de prova, mas apenas de carretéis.



**FIGURA 92** – Resultados dos ensaios adicionais de rugosidade

Utilizou-se um rebolo com a quina já desgastada, de modo a reduzir a influência do volume usinado nos resultados. Mesmo assim, foram retificados dois corpos de prova para cada condição, na ordem indicada no quadro 16, que foi adotada também numa tentativa de reduzir a influência do volume usinado nos resultados.

Parâmetros de usinagem	Condições dos ensaios			
	1	2	3	4
$v_s$ (m/s)	40	40	40	32
$N_w$ (rpm)	80	162	80	80
$V_f$ (mm/s)	0,1	0,1	0,05	0,1
Ordem de retificação de carretéis	1; 8	2; 7	3; 6	4; 8

**QUADRO 16** – Ensaio adicionais de estudo de rugosidade

Observando-se as condições 1, 2 e 3, pode-se concluir, dadas as pequenas diferenças entre as médias e as relativamente altas dispersões dos dados, que o nível de rugosidade das peças é pouco dependente da velocidade de avanço e de rotação da peça. Apenas segundo a condição 4, em que é empregada uma menor velocidade de corte, se obteve uma redução digna de menção da rugosidade, o que está em desacordo com a teoria da retificação. Essa redução de rugosidade (ver anexo V), só pode ser explicada pela menor vibração do mancal do cabeçote porta-rebolo a 32 m/s (2038 rpm) do que a 40 m/s (2547 rpm), como mostra a figura 69, no capítulo 4.

### 6.3.3 – MEDIDA LATERAL DO REBOLO

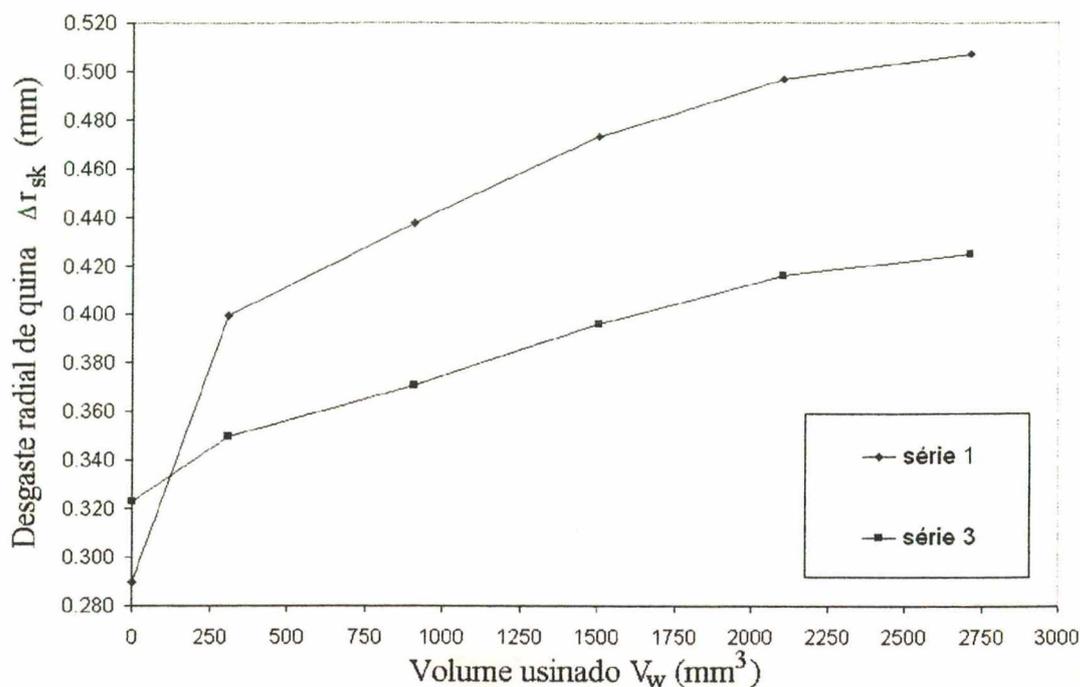
Ao final dos ensaios constatou-se que não houve desgaste lateral do rebolo, o qual se manteve com a largura obtida após o último perfilamento, isto é,  $8,385 \pm 0,002$  mm. Atribui-se este êxito à afiação procedida conforme descrito no item 5.2.1.a.

### 6.3.4 – CONSIDERAÇÕES SOBRE A APLICABILIDADE DO PROCESSO

Como foi visto na figura 61 (capítulo 4) o critério de fim de vida entre dressamentos do rebolo é o parâmetro denominado desgaste radial de quina ( $\Delta r_{sk}$ ), que pode assumir o valor máximo de aproximadamente 1,3 mm. Este valor corresponde ao alívio que se tem a partir do final dos flanges até o corpo do carretel (ver figura 43 – capítulo 3), o qual, entre os flanges, não se deseja retificar. Com o progressivo desgaste de quina do rebolo, a não compensação de  $\Delta r_{sk}$  acaba levando a erros de planicidade e paralelismo à parte interna dos flanges. Por outro lado, compensando-se o desgaste de quina com uma maior penetração em mergulho da ferramenta, resultam tempos de processo mais longos, que só podem ser evitados mediante dressamento do rebolo.

Pela figura 61 nota-se também que o ponto onde é medido o desgaste radial de quina corresponde à região onde se tem a interface da quina com a lateral do rebolo .

Na figura 93 é mostrado o comportamento do desgaste radial de quina com o volume usinado para as séries 1 e 3.



**FIGURA 93** – Evolução do desgaste radial de quina em dependência do volume usinado

Para as duas séries de ensaios, percebe-se claramente que a taxa com que o desgaste radial de quina aumenta cai progressivamente com o volume usinado, não se observando até o final dos quatrocentos e cinquenta ensaios realizados, um comportamento linear de desgaste. Há que se considerar que, com o aumento de  $\Delta r_{sk}$ , também a quantidade de material removida pela interface da quina com a lateral do rebolo cada vez mais se afasta da regulada penetração de 1 mm do rebolo no corpo de prova. Porém, a redução em termos percentuais do volume específico de material removido por essa interface é muito menor que a redução percentual da taxa com que aumenta o valor do desgaste radial de quina. Deste modo, conclui-se que a quina do rebolo se torna de fato relativamente mais dura e estável com o aumento de  $\Delta r_{sk}$ .

Para a série 1, com  $2102\text{mm}^3 < V_w < 2711\text{mm}^3$ , tem-se um valor médio de  $\Delta r_{sk}$  de 0,5 mm. Como a penetração em mergulho utilizada foi de 1 mm, isto significa que em média,

durante os cem ensaios desse período, a interface da quina com a lateral do rebolo atuou no corpo de prova entre os diâmetros de 20 e 19 mm.

Então, o volume usinado específico efetivamente removido por essa região pode ser calculado por:

$$V'_w = (\pi/4) \times (20^2 - 19^2) \times 100$$

donde se obtém um valor de 3063 mm<sup>3</sup>/mm.

Admitindo-se um diâmetro inicial do rebolo de 300 mm, como o desgaste radial de quina no período foi de 0,01 mm, pode-se calcular o volume desgastado específico nessa região do rebolo por:

$$V'_{sk} = (\pi/4) \times (300^2 - 299,98^2)$$

donde resulta um valor de 9,42 mm<sup>3</sup>/mm.

Assim, é possível calcular uma relação de remoção G de 325 (= 3063 ÷ 9,42) para a interface da quina com a lateral do rebolo.

Então, como cada carretel possui um volume específico de material a ser usinado de 125,6 mm<sup>3</sup>/mm, para uma relação G de 325, um desgaste radial de quina de 0,01 mm será obtido para a retificação de apenas 24,4 (= 3063 ÷ 125,6) carretéis.

Nessas condições, supondo-se que a relação de remoção não mais aumente com  $\Delta r_{sk}$ , através do emprego de um rebolo com uma espessura útil de revestimento de 2,5 mm, conclui-se, uma vez desprezada a diminuição de volume de abrasivo com o diâmetro do rebolo, que poderiam ser retificados no máximo 6100 (= 250 x 24,4) carretéis.

Ora, considerando o alto custo do rebolo superabrasivo, esta é uma quantidade muito pequena de peças, de modo que o processo resultaria inviável economicamente.

Além disso, caso se desejasse dresser o rebolo após a retificação de mil carretéis, seria necessário remover uma espessura de 0,41 mm ( $= 0,01 \text{ mm} \times (1000 \div 24,4)$ ) do rebolo para levá-lo à condição inicial de desgaste radial de quina. Isto seria uma operação bastante demorada, uma vez que não se recomenda retirar, por passe do rolo dresser, mais de 0,01 mm do rebolo.

Esse baixo aproveitamento está inequivocamente ligado à pouca resistência da quina aos esforços de corte e ao grande volume específico de material que é necessário remover para a retificação em mergulho de um único carretel.

Menores taxas de retificação específica, como as da condição 3 levam a tempos muito longos de processo, de modo que sua adoção, na tentativa de produzir um aumento da relação de remoção, dificilmente pode ser considerada.

Contudo, como há sinais de que a taxa de aumento de  $\Delta r_{sk}$  diminui rapidamente com o volume usinado, há uma possibilidade de que a relação G assumira valores mais favoráveis para um maior arredondamento de quina.

Então, deve ser realizada uma quantidade muito maior de ensaios para determinar com precisão a máxima relação G que é possível obter de rebolos de CBN e qual o valor de desgaste radial de quina em que se obtém finalmente um comportamento linear de desgaste do rebolo. Para um rebolo igual ao utilizado nos testes e as mesmas condições de usinagem empregadas na série 1, esse valor deverá ser próximo de 0,5 mm.

Para um rebolo mais duro é possível que a resistência da quina aumente a ponto de permitir sua estabilização para menores valores de  $\Delta r_{sk}$ . A vantagem disto seria a possibilidade de reduzir a penetração em mergulho e o tempo de processo, uma vez que seria necessário compensar um menor desgaste radial de quina. Além disso, poderiam ser obtidas relações de remoção maiores que as observadas na utilização do rebolo de ligante mole.

A partir da determinação da relação  $G$  proporcionada pelo rebolo de ligante mais duro é que se poderá obter dados conclusivos sobre a viabilidade de implantação do processo de retificação lateral de dupla face em máquinas-ferramentas convencionais. Espera-se que seja possível obter relações  $G$  com a mesma ordem de grandeza do valor de 14500 citado pela literatura no emprego de rebolos resinóides de CBN a 60 m/s e sob taxas de retificação específica de  $1,5 \text{ mm}^3/\text{mm}$  [32]. Contudo, deve-se aceitar que menores velocidades de corte e maiores taxas de remoção de material levem a comparativamente piores rendimentos do rebolo.

Em função do prazo estipulado para a conclusão e entrega desta dissertação de mestrado, o desenvolvimento e execução desses testes fica como sugestão para novos trabalhos.

## Capítulo 7

### CONCLUSÕES

No decorrer deste trabalho, constatou-se a dificuldade de se executar o perfilamento lateral do rebolo através do emprego de um rolo dressador. Este rolo dressador, fabricado sob encomenda com medidas estreitas, deveria ter produzido uma medida definida e uniforme no rebolo. Entretanto, foram verificados elevados esforços de corte e tendência de produzir lascamentos na quina do rebolo.

Além disso, foi gerada uma conicidade no revestimento do rebolo que o tornaram inadequado à produção das peças com a medida desejada. Os motivos para isto não foram determinados com clareza, uma vez que é impossível realizar medições diretas no rolo dressador sem danificar o instrumento de medição empregado para tal. Suspeitou-se que o erro de paralelismo entre as laterais do rebolo tenha ocorrido devido a erros de geometria da máquina, pois, ainda que o desgaste do rolo dressador não possa ser totalmente descartado, esta última hipótese parece sucumbir ante ao fato de que mesmo um dressador estático, tipo Fliesen, foi capaz de produzir o desejado paralelismo entre as laterais do rebolo.

Com relação ao processo de afiação, não foi observada qualquer dificuldade no emprego do dispositivo construído com essa finalidade. Sua utilização num ambiente fabril pode ser implementada sem maiores problemas para a operação da máquina-ferramenta, através de sua fixação na parte superior ou traseira desta.

A penetração da barra de afiação, mesmo para o rebolo totalmente cego, é bastante suave, não se observando a diminuição da velocidade de avanço da barra, nem o aumento da corrente consumida pelo motor de acionamento do rebolo. Isto é atribuído ao fato de o rebolo possuir um ligante bastante mole. Estima-se que ligantes mais duros provoquem um aumento da dificuldade de dressamento do rebolo.

Foi apresentada uma metodologia de estudo e avaliação do dressamento de rebolos de nitreto de boro cúbico. Quando executadas em conjunto, as técnicas de impressão do rebolo e de aquisição de corrente consumida fornecem uma poderosa ferramenta de avaliação do processo de dressamento e do estado do rebolo em dependência do volume usinado.

A julgar pelos menores esforços de corte decorrentes de perfilamentos severos, grandes valores de avanço axial e penetração de dressamento geram no rebolo um número de gumes cinematicamente ativos relativamente menor.

Já a adoção de relações de velocidade de dressamento positivas (perfilamento concordantes) combinadas com pequenos avanço axial e penetração de dressamento não revelaram diferenças significativas de topografia em relação a perfilamentos realizados sob idênticas condições, porém com relações de velocidade negativas (perfilamentos discordantes). Entretanto, sabe-se apenas que isto é verdadeiro para as relativamente baixas ( $\pm 0,29$ ) relações de velocidade no dressamento utilizadas.

Sobre o dressamento, mostrou-se como o grau de severidade do perfilamento afeta o volume de material que deve ser removido da pedra de coríndon para a afiação do rebolo até o estado estacionário. Foi visto como esse volume, que foi determinado para duas condições distintas de perfilamento, determina as forças iniciais do processo e possivelmente também a qualidade da topografia gerada pelo dressamento. Encontraram-se indícios de que altas forças de

corte iniciais podem gerar arrancamentos de porções do rebolo, de modo que em processos de retificação em mergulho faz sentido a realização de um dressamento tecnológico.

Com relação ao processo de retificação lateral notou-se a importância de se proceder a uma afiação das laterais do rebolo. A falta de protusão dos grãos nessa região da ferramenta gera um forte atrito com a superfície usinada e a perda de dimensão da largura do rebolo. Porém, em função das muito pequenas quantidades de material removido pelos grãos laterais, esta afiação pode ser realizada de modo conservativo, isto é, visando a obtenção de protusões menores do que as normalmente necessárias para processos de desbaste em mergulho.

Estando o rebolo devidamente afiado em suas laterais, não foi observada a diminuição de sua largura. Isto indica que a totalidade do trabalho de desbaste é conduzida pelas quinas do rebolo, sobrando às laterais da ferramenta a remoção de quantidades desprezíveis de material.

O desgaste de quina é inevitável, sendo extremamente intenso e rápido para pequenos desgastes radiais de quina. Em virtude disto, o processo de dressamento não pode ter uma influência digna de menção sobre o processo, que é fundamentalmente determinado pela estrutura do rebolo, desgaste radial de quina e condições de usinagem.

A rugosidade produzida nas peças é pouco dependente das condições de processo adotadas, possuindo uma forte relação com o volume de material usinado após o dressamento. Mesmo sem a utilização de uma fase de faiscamento, os requisitos de acabamento superficial das peças são plenamente satisfeitos pelo processo.

Após a fase crítica de desgaste, cujo fim é caracterizado pela formação extremamente rápida de um raio de arredondamento crítico na quina da ferramenta, tem-se o aumento progressivo da relação de remoção  $G$  com o volume usinado. A partir dessa fase, o desgaste pode ser em parte controlado pela adoção de condições adequadas de processo, dentre as quais se destacam a adoção de velocidades de corte mais altas e de velocidades da peça mais baixas do

que as normalmente empregadas. A utilização de menores taxas de retificação específica apresenta um efeito ainda maior sobre o desgaste de quina. Porém, a sua utilização dificilmente pode ser considerada, devido ao aumento do tempo de processo e conseqüente elevação dos custos referentes ao número de horas-máquina e horas-operador.

Mesmo com as condições de usinagem que apresentaram melhor desempenho, o processo certamente não resultará técnica e economicamente viável caso se deseje trabalhar com desgastes radiais de quina muito inferiores a 0,5 mm.

A baixa produtividade apresentada pelo processo, para valores de  $\Delta r_{sk}$  até 0,5 mm, está ligada à baixa resistência da quina aos esforços de corte e ao fato de o processo de retificação em mergulho do carretel se basear na remoção de um relativamente grande volume de material através da utilização de uma pequena largura do rebolo.

Entretanto, pelo comportamento de desgaste apresentado pelo rebolo, acredita-se que com valores de  $\Delta r_{sk}$  próximos de 0,5 mm, a relação de remoção se eleve até um valor estacionário, caracterizando uma estabilização da quina da ferramenta (ver adendo no final deste trabalho).

Não obstante, a probabilidade de êxito na implantação do processo será certamente proporcional aos recursos da máquina-ferramenta utilizada. A utilização de velocidades de corte superiores a 60 m/s é recomendada.

Acredita-se também que aumentos adicionais da relação de remoção possam ser obtidos mediante a alteração das características do rebolo, como, por exemplo, a sua dureza. A utilização de rebolos mais duros também poderá proporcionar o aumento da resistência da quina e fazer com que se obtenha altas relações de remoção para menores valores de desgaste radial de quina. Deste modo, também o tempo de processo pode ser diminuído, uma vez que a penetração em mergulho adicional, necessária à compensação do desgaste de quina, é reduzida.

A comprovação dessas hipóteses ficaram como sugestão para trabalhos a serem desenvolvidos num futuro próximo.

## Capítulo 8

### SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

Recomenda-se uma reavaliação do rolo dressador de laterais, através da execução de um perfilamento de um rebolo de coríndon seguido da retificação de chapelonas ou carretéis em uma retificadora cuja geometria esteja perfeita. Sugere-se que isto seja executado pela Winter do Brasil ou pela própria Robert Bosch.

Conforme foi mencionado no capítulo 6, para a comprovação da viabilidade da aplicação do processo de retificação lateral no carretel, será necessário proceder, após o dressamento do rebolo, a uma quantidade muito maior de ensaios do que os quatrocentos e cinqüenta executados neste trabalho para cada conjunto de condições de usinagem. Objetiva-se com isso atingir e determinar com precisão a máxima relação de remoção que é possível se obter da ferramenta.

Além disso, estava prevista a realização de testes com um rebolo de dureza média. Contudo, a decisão de empregar esta ferramenta e o seu recebimento no LMP foram demasiadamente tardios em função do prazo de conclusão desta dissertação. Deste modo, abre-se uma perspectiva para a realização de um estudo acerca dos efeitos da dureza do ligante no desgaste do rebolo ou, mais especificamente, na evolução do recuo de quina.

Também não se deve desprezar a importância da realização de ensaios com a utilização de fluidos de corte de maior poder lubrificante, como emulsões com altas concentrações de óleo, ou mesmo de óleo mineral puro.

Para trabalhos envolvendo a retificação em mergulho, sugere-se a realização de estudos mais profundos sobre a influência dos processos de perfilamento e afiação na rugosidade e na quantidade de material removido até o fim de vida da ferramenta.

Em um nível mais avançado de estudos abrangendo processos de retificação em mergulho, interessa remover, no dressamento, volumes de revestimento abrasivo tão pequenos quanto possível, desde que os gumes sejam realinhados de modo a produzir novamente níveis de rugosidade aceitáveis.

Esta técnica denominada “Touch dressing”, permite ainda a redução ou a total supressão da afiação, podendo ser, sem maiores problemas, aplicados a rebolos cerâmicos de CBN, dada a natural porosidade dessas ferramentas.

Para rebolos resinóides de CBN, nos quais a porosidade é muito baixa, a completa eliminação da afiação pode ser problemática. Ainda assim, empregando-se o “Touch dressing”, o processo de afiação pode ser consideravelmente reduzido, da mesma maneira que os tempos improdutivos. Além disso, uma alternativa a ser estudada é a adoção de uma afiação em processo do rebolo, através da elevação gradual da taxa de retificação até o valor empregado normalmente. A vantagem desse procedimento é que se torna possível engajar os grãos no processo de corte em profundidades crescentes e promover a remoção gradual do ligante até o nível necessário para a completa afiação do rebolo.

Para a implementação desse trabalho requer-se basicamente o desenvolvimento de um sistema de detecção do contato entre o rebolo e o rolo dressador através de sensores de emissão acústica. Medidores de posição de precisão sub-micrométrica seriam recomendáveis para a regulagem da penetração de dressamento. Para máquinas-ferramentas cujo sistema de avanço é comandado eletricamente, por relês, existe ainda a possibilidade de se efetuar a parada do avanço do cabeçote porta-rebolo através desse sistema de detecção.

**REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

- [1] KÖNIG, Wilfried. **Fertigungsverfahren Band 2: Schleifen, Honen, Läppen**. 1. Auflage Auflage. Düsseldorf: VDI-VERLAG, 1980.
- [2] KÖNIG, Wilfried. **Fertigungsverfahren Band 2: Schleifen, Honen, Läppen**. 2. Auflage Auflage. Düsseldorf: VDI-VERLAG, 1989.
- [3] STEMMER, Caspar E. **Ferramentas de corte II**. Florianópolis: Editora da UFSC, 1992.
- [4] NUSSBAUM, Guillaume Ch. **Rebolos & Abrasivos: tecnologia básica**. São Paulo: Ed. Ícone, 1988.
- [5] LAUER-SCHMALTZ, H, KÖNIG. W. Technologische Voraussetzungen für das Hochgeschwindigkeitsschleifen mit Diamant- und CBN-Schleifscheiben. **Industrie Anzeiger**, Nr. 46, p. 30-34, Juni 1980.
- [6] TABESH, Allan D. Important characteristics of successful applications of CBN production grinding. **Abrasive Engineering Society**, p. 68-94, 1990.
- [7] KREBS. **CBN - Innenschleifkörper in keramischer Bindung**. Catálogo de fabricante.
- [8] PUNG, Robert C. **Engineering guide lines for superabrasive grinding**. Diacraft Inc.
- [9] SCHREIBER, Rita R. Tough stuff. **Manufacturing Engineering**, p. 51-55, Feb. 1991.
- [10] STEMMER, Caspar E. **Ferramentas de corte I**. 3ª edição. Florianópolis: Editora da UFSC, 1993.
- [11] BIANCHI, Eduardo Carlos. **Ação da geometria teórica do cavaco no desgaste de rebolos de CBN com ligante resinóide**. São Carlos, 1992. Tese (Doutorado em

Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

- [12] OLIVEIRA, J. F. G. **Análise do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação.** São Carlos, 1988. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.
- [13] BRINKSMEIER, Ekkard. Schleifen mit Bornitridschleifen beeinflusst Eigenschaften der Randzone funktionsgerecht. **Maschinenmarkt.** Würzburg, v. 92, n. 16, p. 260-262, Feb. 1985.
- [14] HETZ, F., TÖNSHOFF, H. K.. Influence of the abrasive on fatigue in precision grinding. **Journal of Engineering for Industry,** v. 109, p. 203-205, Aug. 1987.
- [15] YOKOGAWA, Kazuhiko, YOKOGAWA, Munehiko. Improvements in work surface integrity and material fatigue strength by the CBN wheel process. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.,** v. 26, n. 3, p. 201-206, Sept. 1992.
- [16] KÖNIG, W., FERLEMANN, F. CBN-Schleifscheiben für 500 m/s Schnittgeschwindigkeit. **Industrial Diamond Review,** p. 242-251, Apr. 1990.
- [17] FERLEMANN, F., KÖNIG, W. A new dimension for high-speed grinding. **Metalworking,** p. 237-241, May 1991.
- [18] YOKOGAWA, Kazuhiko, YOKOGAWA, Munehiko. Optimum grinding condition of CBN grinding wheel determined from an analysis of grinding mechanism. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.,** v. 21, n. 3, p. 191-197, Sept. 1987.
- [19] YOKOGAWA, Kazuhiko, YOKOGAWA, Munehiko. Optimum grinding conditions of CBN grinding wheel determined from ground surface integrity. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.,** v. 22, n. 1, p. 25-31, Mar. 1988.

- [20] YOKOGAWA, Kazuhiko, YOKOGAWA, Munehiko. Effects of grinding conditions on the life of CBN wheels. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.**, v. 22, n. 4, p. 315-321, Dec. 1988.
- [21] YOKOGAWA, Kazuhiko, YOKOGAWA, Munehiko. Effects of the abrasive retention of CBN wheels on grinding performance. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.**, v. 20, n. 4, p. 231-238, 1986.
- [22] YADZIK, H., WILLIAMS, J. The in-process dressing characteristics of vitrified bonded CBN grinding wheel. **Journal of Engineering for Gas Turbines and Power**, v. 115, p. 200-204, Jan. 1993.
- [23] KRAFFT, Fritz G., GRIEB, Paul. Grinding with plated - CBN wheels. **American Machinist**, v. 126, n. 4, p. 122-125, Apr. 1982.
- [24] KLOCKE, F., KÖNIG, W. Appropriate conditioning strategies increase the performance capabilities of vitrified-bond CBN grinding wheels. **Annals of the CIRP**, v. 44, p. 305-310, Jan. 1995.
- [25] GE SUPERABRASIVES. **Borazon CBN**. Catálogo de fabricante.
- [26] OGAWA, Koji. **Optimum truing and dressing of CBN wheels and grinding characteristics of CBN wheels**. Noritake Company Ltd.
- [27] BARNARD, John M. Crushable CBN and Diamond wheels. **Industrial Diamond Review**, p. 31-34, Jan. 1989.
- [28] SALJÉ, E., R. MACKENSEN H. G. v. Dressing of conventional and CBN grinding wheels with diamond form Rollers. **Annals of the CIRP**, vol 33, p. 205-209, Jan. 1984.
- [29] BARNARD, John M. The use of Cubic Boron Nitride in the production grinding field (Part 2). **Aircraft Engineering**, v. 61, n. 7, p. 24-27, July 1989.

- [30] CARIUS, Alan C. How to maintain CBN wheels. **American Machinist**, p. 79-82, Oct. 1984.
- [31] TÖNSHOFF, H. K., HEUER, W. Conditioning of CBN wheels. **Industrial Diamond Review**, p. 139-142, May 1993.
- [32] YOKOGAWA, Kazuhiko, YONEKURA, Masaharu. Effects of "TSUKIDASCHIRYO" of resinoid bonded borazon CBN wheel on grinding performance. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.**, v. 17, n. 2, p. 113-118, 1983.
- [33] GE SUPERABRASIVOS. **Como fazer retífica plana com rebolos de Borazon CBN**. Catálogo de fabricante.
- [34] SALJÉ, E., HARBS, U. Wirkungsweisen und Anwendungen von konditionierverfahren. **Annals of the CIRP**, vol. 39, p. 337-340, Jan. 1990.
- [35] SALJÉ, E. Strahlschärfverfahren für CBN- und Diamantschleifscheiben. **VDI-Z**, n. 15/16, p. 621-623, Aug. 1983.
- [36] SCHLEICH, Heinrich. **Schärfen von Bornitridschleifscheiben**. Aachen, 1982. Doktor-Ingenieurs genehmigte Dissertation. Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischem Technischen Hochschule Aachen.
- [37] MAHAR, R. L. A second look into CBN. **Manufacturing Engineering**, p. 95-96, October 1983.
- [38] MAHAR, R. L. Technology, systems approach spur CBN grinding. **Machine and Tool Blue Book**, p. 43-46, October 1986.
- [39] TÖNSHOFF, H. K., ALTHAUS, P. G.; NÖLKE, H. H. Der Einfluß des Kühlschmierstoffes auf das Verschleißverhalten. **Tribologie + Schmierungstechnik**, 32. Jahrgang, p. 293-298, 1985.

- [40] RAUTH, K. Robert, Vahle, H. R. Synthetic fluids solve real CBN grinding problems. **Cutting Tool Engineering**, p. 38-41, June 1988.
- [41] BARNARD, John M. The use of Cubic Boron Nitride in the production grinding field (Part 2). **Aircraft Engineering**, v. 61, n. 7, p. 24-27, July 1989.
- [42] DANFOSS DRIVES AND CONTROLS. **VLT 2000 – Convertidores de frecuencia**. Manual do fabricante.
- [43] FEINPRÜF PERTHEN GmbH. **Perthometer S8P - Surface measuring instrument for the acquisition, graphical presentation and documentation of surface profiles**. Göttingen, 1991. Manual do fabricante.
- [44] DELMÉE, Gérard J. **Manual de medição de vazão**. São Paulo: Ed. Edgard Blücher, 1982.
- [45] FUNDAÇÃO CERTI. **Incerteza de medição**. Florianópolis, 1996. Apostila de curso.

## ANEXO I

## CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE FORNECIMENTO DE FLUIDO DE CORTE

O sistema de fornecimento de fluido de corte foi calibrado de modo a proporcionar uma vazão de aproximadamente 22 litros por minuto. Este valor foi determinado como sendo o máximo que a máquina-ferramenta pode suportar, sem que ocorram vazamentos. Na verdade essa vazão só pode ser atingida porque foram instaladas duas tubulações adicionais de retorno do fluido ao reservatório.

Pressão dos manômetros do medidor de vazão Entrada: 8,20 bar Saída: 7,65 bar		
média da vazão (l/min)	S	DM (n=6, 95%)
21,56	0,046	0,12

Os valores de vazão, para um total de seis repetições, foram obtidos através da coleta e pesagem da quantidade de fluido fornecido pela bomba durante o tempo cronometrado de 20 segundos.

O fluido foi previamente levado à concentração de 5% do óleo sintético e homogeneizado, através do funcionamento da bomba durante 5 minutos. Amostras de um litro de fluido de corte forneceram, em média, um valor de densidade de 997 kg/m<sup>3</sup>.

**ANEXO II**

**CALIBRAÇÃO DO NÚMERO DE ROTAÇÕES POR MINUTO**

**DO REBOLO E DO PORTA PEÇA**

**ROTAÇÃO DO PORTA-PEÇA**

<b>Rotação Nominal (rpm)</b>	<b>Média das medidas (n=6) (rpm)</b>	<b>ES (rpm)</b>	<b>S</b>	<b>DM (95%) (rpm)</b>
80*	80	0	1,673	±4
180*	162	-18	1,211	±3
1600**	1648	48	24,680	±63

Observações:

\* medidas efetuadas com o corpo de prova

\*\* medidas efetuadas com o rolo dressador para perfilamento frontal

**ROTAÇÃO DO REBOLO**

<b>Velocidade nominal <math>v_s</math> (m/s) (<math>d_s = 300\text{mm}</math>)</b>	<b>Rotação nominal <math>n_s</math> (rpm)</b>	<b>Rotação real <math>n_s</math> (rpm)</b>	<b>Velocidade real <math>n_s</math> (rpm)</b>	<b>ES Rotação (rpm)</b>	<b>ES Velocidade <math>v_s</math> (m/s) (<math>d_s = 300\text{mm}</math>)</b>
30,0	1910	1905	29,9	-5	-0,1
32,0	2037	2027	31,8	-10	-0,2
40,0	2547	2532	39,8	-15	-0,2
45,0	2865	2844	44,7	-21	-0,3

**ANEXO III**  
**CALIBRAÇÃO DAS VELOCIDADES DE AVANÇO**  
**EM MERGULHO E DE AVANÇO DA MESA**

**VELOCIDADE DE AVANÇO EM MERGULHO**

<b>Velocidade nominal <math>v_f</math> (<math>\mu\text{m/s}</math>)</b>	<b>Média das medidas <math>v_f</math> (<math>\mu\text{m/s}</math>) (n=6)</b>	<b>ES (<math>\mu\text{m/s}</math>)</b>	<b>S</b>	<b>DM (95%) (<math>\mu\text{m/s}</math>)</b>
7,5	3,9	-3,6	0,149	$\pm 0,4$
50,0	50,9	0,9	0,135	$\pm 0,4$
100,0	98,7	-1,3	0,346	$\pm 0,9$

**VELOCIDADE DE AVANÇO DA MESA (DIREITA PARA ESQUERDA)**

<b>Velocidade nominal <math>v_f</math> (mm/s)</b>	<b>Média das medidas (mm/s) (n=6)</b>	<b>ES (mm/s)</b>	<b>S</b>	<b>DM (95%) (mm/s)</b>
5,7	4,9	-0,8	0,107	$\pm 0,3$
6,5	5,6	-0,9	0,112	$\pm 0,3$
9,5	7,9	-1,6	0,053	$\pm 0,1$

**VELOCIDADE DE AVANÇO DA MESA (ESQUERDA PARA DIREITA)**

<b>Velocidade Nominal <math>v_f</math> (mm/s)</b>	<b>Média das Medidas (mm/s) (n=6)</b>	<b>ES (mm/s)</b>	<b>S</b>	<b>DM (95%) (mm/s)</b>
5,7	4,8	-0,9	0,090	$\pm 0,2$
6,5	5,7	-0,9	0,147	$\pm 0,4$
9,5	8,0	-1,5	0,009	0

## ANEXO IV

## CALIBRAÇÃO DO DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO

As forças exercidas pelo dispositivo de afiação foram medidas para uma pressão fornecida ao cilindro pneumático de  $2,2 \text{ kgf/cm}^2$ , que corresponde ao menor valor necessário a um movimento suave, sem “stick-slip”, para uma ampla faixa de velocidades de avanço do dispositivo.

Medições da força exercida pelo dispositivo a pressões superiores a esta indicaram um acréscimo de 20 N na força para cada  $0,1 \text{ kgf/cm}^2$  de pressão, mantida a regulagem do parafuso que restringe a passagem de óleo no Hidrocheck.

A regulagem do Hidrocheck é dada em número e frações de voltas do parafuso a partir da posição correspondente ao fechamento completo da passagem de óleo.

Pressão do ar ( $\text{kgf/cm}^2$ )	Regulagem do Hidrocheck (nº de voltas)	Velocidade $v_{f\text{sb}}$ (mm/s)	Força líquida (N) (n = 3)	S	DM (95%) (N)
2,2	7,2	20,4	160	0,577	$\pm 2$
2,2	7,0	12,9	150	0,577	$\pm 2$
2,2	6,9	10,3	148	1,000	$\pm 4$
2,2	6,8	8,2	142	0,000	0
2,2	6,7	7,0	140	1,527	$\pm 7$
2,2	6,6	5,9	137	1,000	$\pm 4$
2,2	6,5	5,6	136	0,577	$\pm 2$

Os valores de velocidade de avanço do dispositivo são apenas orientativos, uma vez que o parafuso que restringe a passagem de óleo no Hidrocheck não permite uma regulagem de  $v_{f\text{sb}}$  suficientemente precisa para o nível de exigência requerido num trabalho de pesquisa. Assim, a velocidade de avanço era conferida e ajustada antes da utilização do dispositivo. Nessas

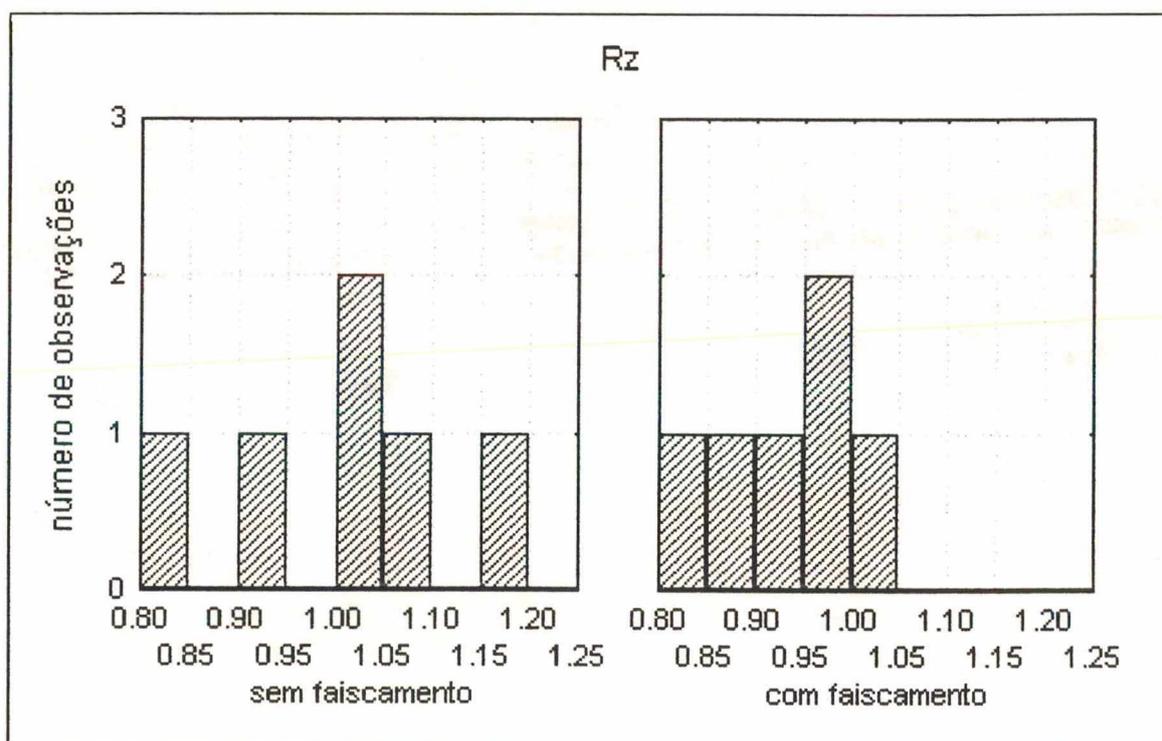
o ocasiões, fazia-se uso de um relógio comparador de curso de 50 mm e um cronômetro para o cálculo da velocidade na distância a ser percorrida pela barra no processo. Eram feitas numerosas medições, de modo a garantir variações menores que 5%.

## ANEXO V

### ANÁLISE ESTATÍSTICA

#### A) INFLUÊNCIA DO FAISCAMENTO NA RUGOSIDADE

Segundo o teste W de Shapiro-Wilk, os dados obtidos permitem ser razoavelmente aproximados da distribuição normal.

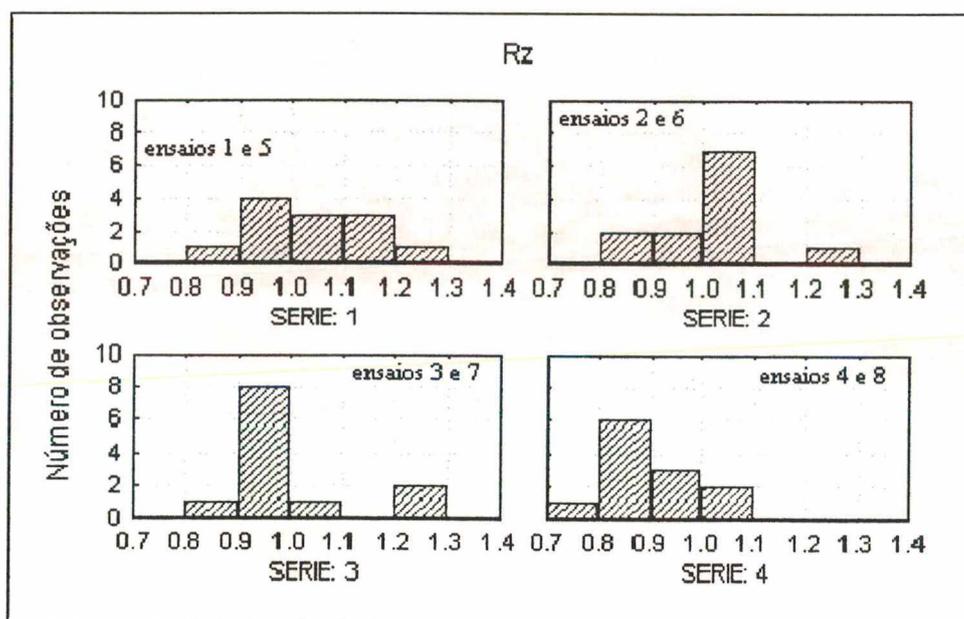


O teste t realizado com base nesses dados, só permite detectar uma influência significativa do faiscamento na rugosidade a um nível de significância de 0,112. Então, a hipótese de que o faiscamento traz uma alteração da qualidade superficial só pode ser aceita com o grau de confiança requerido (95%) para um teste unilateral ( $p = 0,112 \div 2$ ).

## B) INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE PROCESSO NA RUGOSIDADE

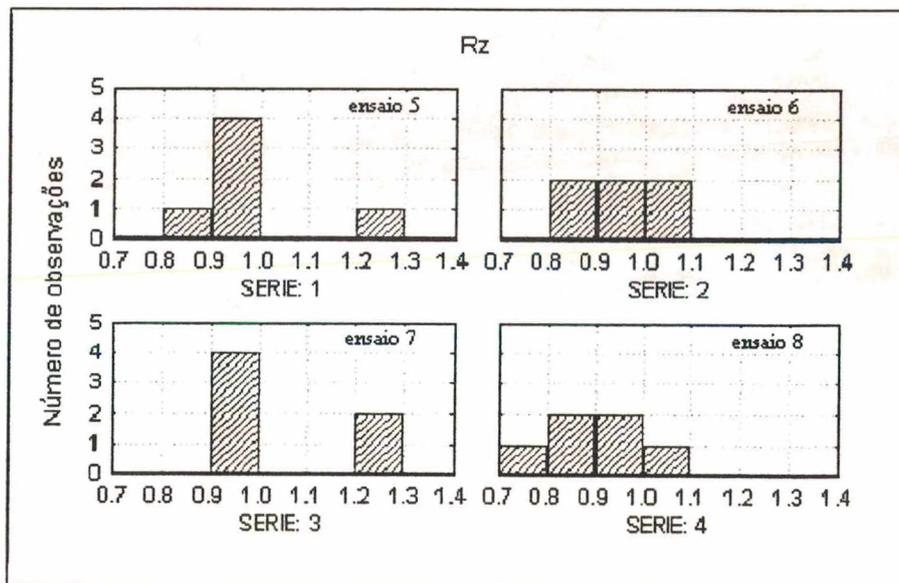
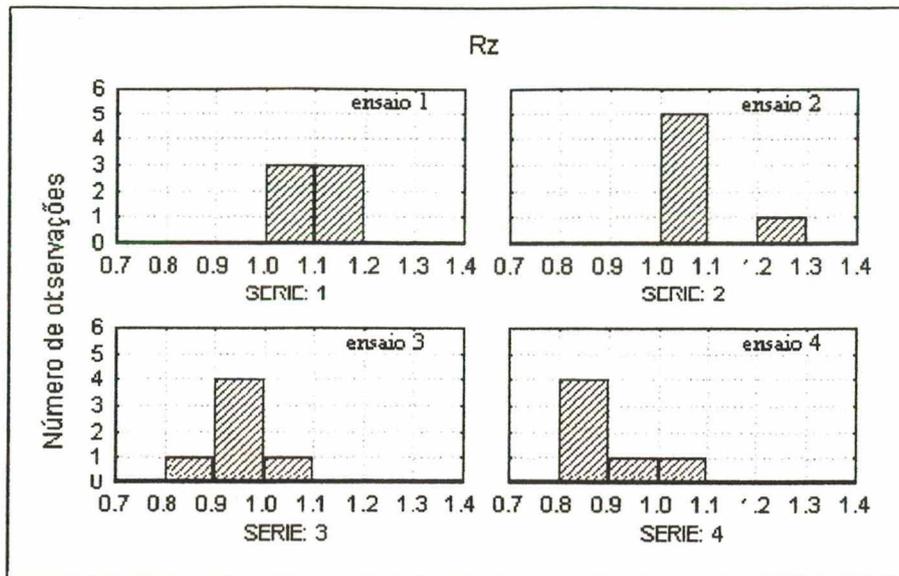
A análise desses dados deve ser feita por métodos não paramétricos, uma vez que não se pode aceitar a sua normalidade. São usados os testes de Kruskal-Wallis, que é equivalente ao teste F, e o teste U de Mann-Whitney.

Da análise dos dados de todos os ensaios agrupados por série, como mostrado abaixo, são detectadas diferenças significativas entre todas as séries com relação à série 4.



Quanto aos ensaios 1 a 4 considerados separadamente, pode-se afirmar que existem diferenças entre as condições das condições 1 e 2 em relação à condição 4.

Já para os ensaios de 5 a 8, só se pode aceitar que a condição 4 produz melhoria da qualidade superficial em relação à condição 3, e mesmo assim a um nível de significância de 0,06.



## **ANEXO VI**

### **EQUIPAMENTOS UTILIZADOS**

#### **DINAMÔMETRO PIEZELÉTRICO**

- Fabricante: Kistler Instrumente AG
- Tipo: 9263 A
- Número de série: 128525

#### **AMPLIFICADOR DE SINAIS**

- Fabricante: Kistler Instrumente AG
- Modelo: 5011

#### **ANALISADOR DE SISTEMAS DE CONTROLE**

- 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

## **MEDIDORES DE DESLOCAMENTO DIGITAIS**

- Medidor de deslocamento MESCO

modelo mc 2030

incremento digital: 0,001 mm

curso: 30 mm

- Medidor de deslocamento MITUTOYO

modelo:

542-201 LGA-110 – transdutor

542-001 LG-D1 – unidade de tratamento de sinais e mostrador

incremento digital: 0,001 mm

curso: 10 mm

## **RUGOSÍMETRO**

- Fabricante: Feinpüf Perthen GmbH

- Modelo: Perthometer S8P - PRK

## **PICK-UPS DO RUGOSÍMETRO**

- Sonda ótica FOCODYN

- Sonda tipo estilete FRW 750

### **MICROSCÓPIO ÓTICO DE MEDIÇÃO**

- Fabricante: Nippon Kogaku
- Marca: Nikon Measurescope
- Ampliação: 30X
- Menor divisão de escala: 0,001 mm

### **MICROSCÓPIO ÓTICO**

- Fabricante: Carl Zeiss Jena
- Modelo: Neophot 30

### **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: BCE-1840
- Potência de acionamento: 4 CV

- Pressão (mín./máx.): 70/149 mca
- Vazão máxima 6,3 m<sup>3</sup>/h

### **CÂMARA DE VÁCUO**

- Fabricante: Struers
- Marca: Epovac Struers

### **RESINAS**

- Fabricante: SIKA Chemie GmbH
- Resina flexível: Palesit 370 Harz / Palesit Haerter N
- Resina Rígida: Biresin G40 Harz / Biresin F1 Haerter

### **BOMBA DE VÁCUO**

- Fabricante: Edwards
- Modelo: E2M18 (2 estágios)

### **COMPONENTES DO DISPOSITIVO DE AFIAÇÃO**

- Fabricante: Schrader Bellows
- Cilindro pneumático: 3400-0060-105 (Ø1 ½")
- Hidrocheck modelo B171-11012

### **CONVERSOR DE FREQUÊNCIA**

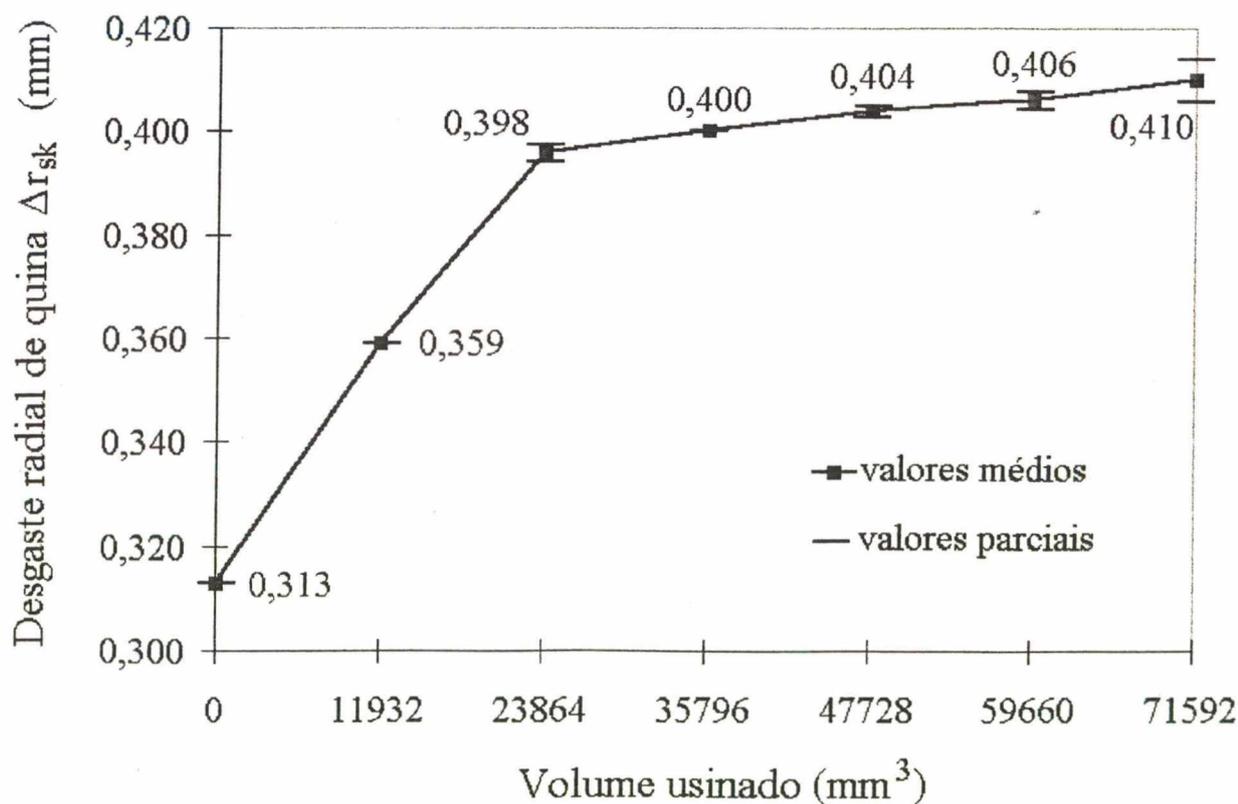
- Fabricante: DANFOSS
- Modelo: VLT 2050
- Precisão para medição de corrente consumida: 2%

## ADENDO

Neste adendo são mostrados resultados de ensaios executados após a defesa desta dissertação de mestrado. O objetivo dos ensaios foi determinar o rendimento da operação de retificação lateral durante a fase linear de desgaste da quina da ferramenta, ou seja, após a fase em que o desgaste é muito elevado em virtude do pequeno arredondamento de quina.

Durante a fase de desgaste linear, ocorre um aumento muito lento do valor de  $\Delta r_{sk}$ , de forma que ocorre uma grande dificuldade na medição do desgaste após poucas centenas de ensaios. Em virtude disto foram realizados 1200 ensaios a partir de um único dressamento do rebolo e não apenas uma, mas duas chapelonas foram retificadas a cada 200 ensaios. Utilizaram-se as mesmas condições de usinagem da série 1.

No gráfico abaixo é mostrada a curva que representa, em função do volume usinado, os valores médios de  $\Delta r_{sk}$  calculados a partir de imagens MEV das chapelonas.



Os valores parciais obtidos na medição de cada chapelona também são apresentados, com exceção de um dos valores referentes a  $V_w = 0 \text{ mm}^3$ , uma vez que a qualidade da respectiva imagem produzida não resultou adequada para medição.

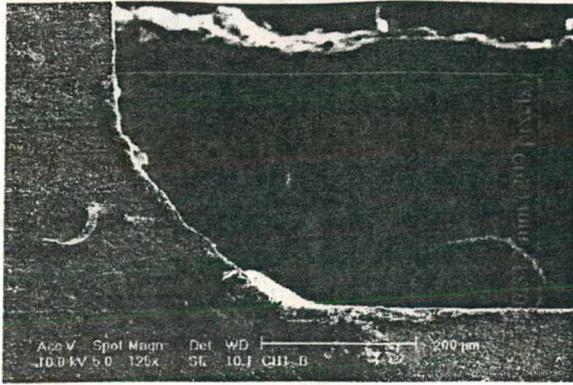
Quanto aos demais de valores de volume usinado, os pares de dados mostram boa conformidade entre si. Para os volumes usinados de 11932 e 35796  $\text{mm}^3$ , inclusive, os valores parciais do par de chapelonas forneceram valores idênticos, respectivamente 0,359 e 0,400 mm.

A partir dos resultados mostrados é possível perceber como as asserções feitas no capítulo 6 estão corretas, isto é, a relação de remoção da interface da quina com a lateral do rebolo tende a um valor superior ao alcançado com os 450 ensaios realizados anteriormente. Quando esse valor de relação  $G$  é alcançado, a resistência da quina do rebolo não mais aumenta significativamente e pode-se considerar que o limite de rendimento do rebolo foi atingido. Pode-se então calcular, a exemplo do que foi feito no capítulo 6, a relação de remoção  $G$  para a interface da quina com a lateral do rebolo.

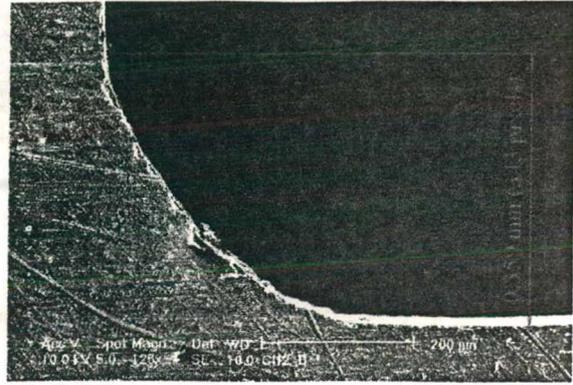
Todos os valores de desgaste radial de quina foram obtidos no editor de imagens Paint-Shop Pro, a partir do número de “pixels” compreendidos entre a linha da chapelona gerada pela região não desgastada do rebolo e o ponto correspondente ao final do arredondamento de quina, conforme mostrado na sequência de imagens a seguir. Para cada valor de  $V_w$  é mostrada a imagem de uma única chapelona.

Para a ampliação adotada nas imagens (125 X), 200  $\mu\text{m}$  correspondem a 191 “pixels”, de modo que esta unidade corresponde aproximadamente a 1,04712  $\mu\text{m}$ .

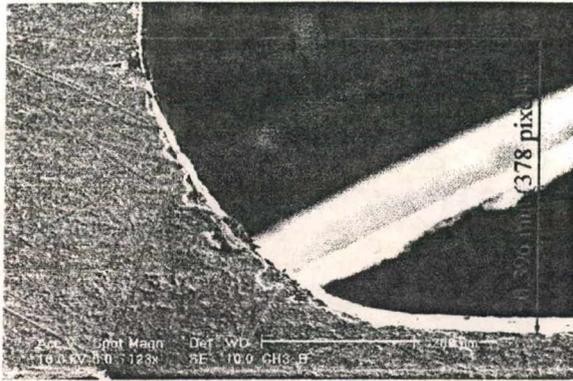
Percebe-se, dado o pequeno desgaste de quina apresentado pelo rebolo na fase linear, que um erro de poucos “pixels” na determinação de  $\Delta r_{sk}$  pode acarretar um considerável desvio no real valor da relação  $G$ .



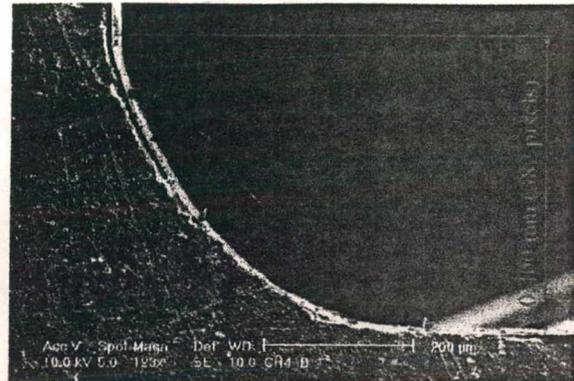
$V_w = 0 \text{ mm}^3$



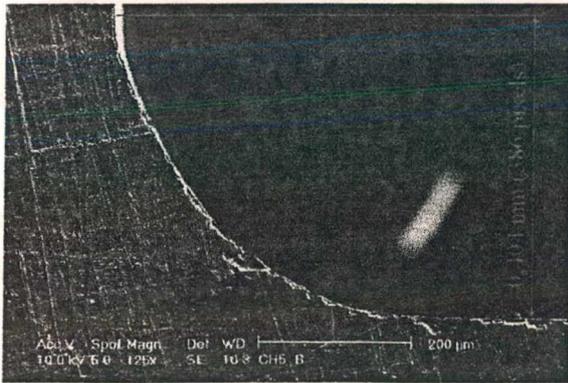
$V_w = 11932 \text{ mm}^3$



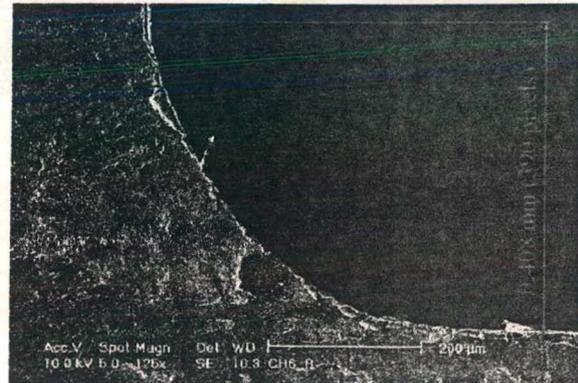
$V_w = 23864 \text{ mm}^3$



$V_w = 35796 \text{ mm}^3$



$V_w = 47728 \text{ mm}^3$



$V_w = 59660 \text{ mm}^3$



$V_w = 71592 \text{ mm}^3$

Deste modo, para que se possa estimar a relação de remoção  $G$  de modo conservativo é conveniente tomar, para efeito de cálculo, o menor valor de  $\Delta r_{sk}$  para o ensaio de número 400 ( $V_w = 23864 \text{ mm}^3 \rightarrow \Delta r_{sk} = 0,396 \text{ mm}$ ) e o maior valor para o ensaio de número 1200 ( $V_w = 71592 \text{ mm}^3 \rightarrow \Delta r_{sk} = 0,414 \text{ mm}$ ). Pode-se admitir, então, um desgaste radial de quina de aproximadamente  $18 \text{ }\mu\text{m}$  nesse período, de forma que o volume desgastado específico na interface da quina com a lateral do rebolo ( $d_s = 300 \text{ mm}$ ) pode ser calculado por:

$$V'_{sk} = (\pi/4) \times (300^2 - 299,964^2)$$

donde resulta um valor de  $16,96 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .

A penetração em mergulho de cada ensaio foi de  $1 \text{ mm}$  e o desgaste radial médio no período foi de  $0,405 \text{ mm}$  ( $= (0,414 + 0,396) \div 2$ ). Na verdade então, a interface da quina com a lateral do rebolo removeu em média no raio, a partir da periferia da peça,  $0,595 \text{ mm}$  de material em cada um dos 800 ensaios realizados no período.

Assim, o volume usinado específico efetivamente removido por essa região pode ser calculado por:

$$V'_w = (\pi/4) \times (20^2 - 18,81^2) \times 800$$

donde se obtém um valor de  $29017 \text{ mm}^3/\text{mm}$ .

Por conseguinte, tem-se para o processo, na fase linear de desgaste, uma relação de remoção  $G$  de  $1711$  ( $= 29017 \div 16,96$ )

Nessas condições, como cada carretel possui um volume específico de material a ser usinado de  $125,6 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , um desgaste radial de quina de  $0,018 \text{ mm}$  será obtido para a

retificação de 231 carretéis ( $= 29017 \div 125,6$ ). Por conseguinte, o mesmo desgaste radial de 0,01 mm calculado no capítulo 6 será obtido, na fase linear de desgaste, após a retificação de 128,3 ( $= 231 \times (0,01 \div 0,018)$ ) carretéis.

Portanto, supondo-se uma espessura útil de revestimento abrasivo de 2,5 mm, e considerando-se desprezível a diminuição de volume de abrasivo com o diâmetro do rebolo, conclui-se que poderiam ser retificados 32075 ( $= 128,3 \times 250$ ) carretéis com um mesmo rebolo de CBN.

Deste modo, é possível concluir que a aplicação de rebolos de CBN no processo de retificação lateral pode começar a ser cogitada, muito embora seja necessário antes proceder a melhoramentos na velocidade de corte na especificação do rebolo, os quais podem envolver tanto o aumento da dureza do ligante, bem como o aumento do tamanho de grão, haja visto que os valores da rugosidade produzida nos flanges dos carretéis com a utilização da granulometria de 126  $\mu\text{m}$  são bastante inferiores ao limite máximo estipulado em projeto.

Note-se que nos ensaios apresentados neste adendo o desgaste radial de quina apresentou uma estabilização para valores pouco superiores a 0,4 mm e a partir de 400 ensaios, de forma que o rebolo apresentou uma resistência de quina maior do que anteriormente. Os motivos para este comportamento não são conhecidos e não foram investigados através de mais ensaios. Isto porque, objetivando-se a obtenção de maiores relações de remoção, o rebolo de ligante mole instalado na retificadora Studer foi substituído por um rebolo com ligante de dureza média, para realização de novos testes, os quais encontram-se em fase de preparação.

Com relação a esses ensaios, seus executores devem ser alertados para o fato de que, em virtude da ocorrência de um desgaste radial de quina muito lento, será necessário, para uma correta determinação da relação G na fase linear de desgaste, a execução de um número bastante

grande de ensaios. Estima-se um mínimo de 5000 ensaios para que se verifique na quina do rebolo um desgaste cuja medição seja confiável.

Rio de Janeiro, agosto de 1997

O Autor