

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

**RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DO AÇO 100Cr6 COM  
REBOLO 38A120MVS**

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

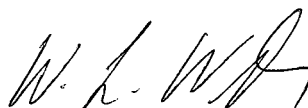
JULIO CESAR LINS DA SILVA

FLORIANÓPOLIS, FEVEREIRO DE 1999

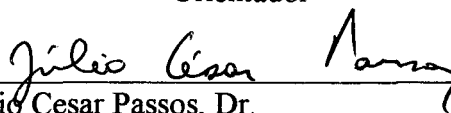
**RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DO AÇO 100Cr6 COM  
REBOLO 38A120MVS**

**JULIO CESAR LINS DA SILVA**

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



Prof. Dr.-Ing Walter Lindolfo Weingaertner,  
Orientador



Julio Cesar Passos, Dr.  
Cordenador

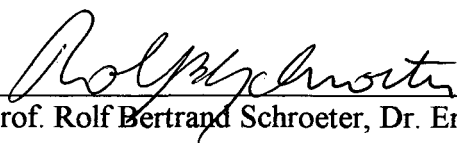
**BANCA EXAMINADORA**



Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng.



Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.



Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.

**RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DO AÇO 100Cr6 COM  
REBOLO 38A120MVS**

**JULIO CESAR LINS DA SILVA**

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

---

**Prof. Dr.-Ing Walter Lindolfo Weingaertner,  
Orientador**

---

**Julio Cesar Passos, Dr. Eng.  
Cordenador**

**BANCA EXAMINADORA**

---

**Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng.**

---

**Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.**

---

**Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.**

Aos meus pais  
Levino (in memoriam) e Georgina,  
à minha esposa  
Lourena  
e à minha filha  
Giulia



## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr.-Ing Walter Lindolfo Weingaertner, coordenador do Laboratório de Mecânica de Precisão e orientador deste trabalho, pelas oportunidades concedidas e confiança demonstrada.

Ao CNPq e ao Programa RHAE - Mecânica de Precisão, pelas bolsas de mestrado e iniciação científica.

À empresa Robert Bosch do Brasil Ltda - Curitiba, pelos recursos que possibilitaram a criação da área de pesquisa em retificação no LMP.

Às indústrias Schneider S.A., pela doação da motobomba utilizada no sistema de fluido de corte.

À empresa WEG S.A., pelo doação do motor de baixa vibração que foi utilizado no acionamento do eixo porta-rebolo.

Aos laboratórios LASUS e LABMAT, e FUNDAÇÃO CERTI, pela utilização e empréstimo de equipamentos.

Ao sr. Hamilton Silveira, mestre de oficina no LMP, pela amizade e orientação, não só neste trabalho, mas desde minha entrada na graduação.

Aos bolsistas de iniciação científica, Milton Kishi, Marlon Assunção, Evandro Mínuce Mazo e Artur Santa Catarina, que participaram de forma direta neste trabalho, pela amizade compartilhada.

Aos bolsistas de iniciação científica, Sandro Matte, José Steil Neto, Marcelo H. Dyck, Ana Cláudia de Araujo, Ricardo Lopes dos Santos e Fabrício Bogo, integrantes do grupo de retificação, pelo auxílio prestado.

Ao Cláudio Bertalan, pela amizade e exemplo de dedicação.

Ao doutorando Cleiton Rodrigues Teixeira, pela amizade e conselhos importantes.

Ao prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng., pelos exemplos de organização e condução de trabalhos.

Ao técnico desenhista Hélio Irineu José, pela confecção de várias figuras deste trabalho.

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

Ao técnico Renato Borges (postumamente), pela fabricação de peças e auxílio no torno de comando numérico do USICON.

À Cláudia Heusi Silveira, coordenadora do CPD, pelo auxílio com os softwares na preparação do trabalho escrito.

Aos colegas do LMP, Pedro Luís Fiad do Amaral, Francisco Firmino Sales Basto, Sandro Petry, João Carlos de Oliveira Lopes, Daniel Carlos da Silva, Durval de Borba, Rodrigo Stoeterau, Alúcio José Schuitek, Kleber Justus, Flávia Modesto, Sérgio Macedo, Jefferson de Oliveira Gomes, Rodrigo Zeilmann, Milton Pereira, pela amizade compartilhada.

A todos que de uma forma ou outra colaboraram para a realização deste trabalho.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS E TABELAS.....</b>	<b>xii</b>
<b>SIMBOLOGIA.....</b>	<b>xviii</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>xxiv</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>xxv</b>
<b>1 - INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
<b>2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>3</b>
2.1 - EMBASAMENTO PARA A USINAGEM COM GUMES DE	
GEOMETRIA NÃO DEFINIDA .....	3
2.1.1 - FORMA MÉDIA DOS GUMES DE GEOMETRIA NÃO DEFINIDA.....	3
2.1.2 - A PENETRAÇÃO DO GUME.....	4
2.1.3 - FORÇA DE CORTE E DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA NO GUME.....	5
2.1.4 - DESGASTE DO MATERIAL ABRASIVO.....	7
2.2 - FERRAMENTAS.....	8
2.2.1 - MATERIAIS ABRASIVOS.....	9
a) Coríndon.....	9
b) Carboneto de Silício.....	10
c) Diamante.....	11
d) Nitreto de Boro Cúbico (CBN).....	11

2.2.3 - LIGANTES.....	11
a) Ligantes Cerâmicos ou Vitrificandos (V).....	12
b) Ligantes Resinóides (B).....	12
c) Ligantes Metálicos.....	13
2.2.3 - ESPECIFICAÇÃO DE REBOLOS DE GRÃOS	
ABRASIVOS CONVENCIONAIS.....	13
2.3 - FLUIDOS DE CORTE.....	15
2.3.1 - FLUIDOS DE CORTE NÃO MISCÍVEIS EM ÁGUA.....	16
2.3.2 - EMULSÕES DE ÓLEO EM ÁGUA.....	17
2.3.3 - SOLUÇÕES AQUOSAS.....	18
2.4 - RETIFICAÇÃO COM REBOLOS.....	18
2.4.1 - EMBASAMENTO CINEMÁTICO.....	20
2.4.2 - CINEMÁTICA DE PROCESSOS ESPECÍFICOS.....	24
2.4.3 - GRANDEZAS CARACTERÍSTICAS DO PROCESSO E RESULTADO	
DO TRABALHO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ENTRADA.....	27
a) Influência da velocidade de avanço ou da penetração de trabalho.....	27
b) Influência da velocidade tangencial da peça na retificação externa	
cilíndrica de mergulho.....	32
c) Influência da velocidade de corte.....	34
d) Influência do dressamento.....	37
e) Variação da topografia do rebolo ao longo do tempo.....	40
f) Influência do volume usinado .....	41
g) Influência do fluido de corte.....	43

2.4.4 - PROCESSO EM VÁRIAS ETAPAS NA RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO.....	46
<b>3 - MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>48</b>
3.1 - CARACTERÍSTICAS DA OPERAÇÃO ESCOLHIDA.....	48
3.2 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS.....	51
3.3 - PREPARAÇÃO DA RETIFICADORA.....	53
3.3.1 - RECEPÇÃO E REFORMA GERAL .....	54
3.3.2 - VERIFICAÇÃO DA VELOCIDADE DO CARRO PRINCIPAL.....	55
3.3.3 - ADAPTAÇÃO DO CONVERSOR DE FREQUÊNCIA.....	56
3.3.4 - ADEQUAÇÃO DAS POLIAS DO EIXO PORTA-REBOLO PARA OS ENSAIOS.....	56
a) Resultados preliminares.....	56
b) Testes com as polias sincronizadoras.....	59
3.3.5 - ADAPTAÇÃO DE PROTEÇÃO PARA A REGIÃO DE TRABALHO.....	61
3.4 - PREPARAÇÃO DO SISTEMA DE FLUIDO DE CORTE.....	61
3.4.1 - PROJETO DO SISTEMA DE FLUIDO DE CORTE.....	62
3.4.2 - PROJETO DO MEDIDOR DE VAZÃO.....	64
a) Teoria dos medidores de vazão usando sistemas deprimogênios.....	65
b) Projeto e fabricação do sistema de medição de vazão por diferença de pressão e placa de orifício .....	68

3.5 - SOFTWARE DE APOIO.....	71
3.5.1 - MEDIÇÃO DA VELOCIDADE DE MERGULHO.....	72
3.5.2 - MONITORAMENTO DA POTÊNCIA CONSUMIDA E DA CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	73
3.6 - PLANEJAMENTO DOS ENSAIOS.....	75
3.6.1 - ENSAIOS PARA O ESTUDO DA INFLUÊNCIA DO FLUIDO DE CORTE.....	75
3.6.2 - ENSAIOS PARA O ESTUDO DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE ENTRADA.....	78
3.6.3 - METODOLOGIA DE ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	79
<b>4 - DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>81</b>
4.1 - MONTAGEM DA BANCADA EXPERIMENTAL.....	81
4.1.1 - RETIFICADORA.....	81
4.1.2 - CONVERSOR DE FREQUÊNCIA - MEDIÇÃO DA POTÊNCIA CONSUMIDA E DA CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	82
4.1.3 - TESTE DA MEDIÇÃO DA FORÇA POR EXTENSOMETRIA.....	83
4.1.4 - MEDIÇÃO DA VELOCIDADE DE AVANÇO.....	89
4.1.5 - MEDIÇÃO DA CIRCULARIDADE.....	91
4.1.6 - MEDIÇÃO DA RUGOSIDADE.....	91
4.1.7 - DRESSAMENTO DO REBOLO.....	91
4.2 - CALIBRAÇÃO DA VAZÃO DO SISTEMA DE FLUIDO DE CORTE.....	92
4.3 - METODOLOGIA ESTATÍSTICA UTILIZADA.....	93
4.4 - METODOLOGIA DE REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS.....	95

<b>5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS.....</b>	<b>96</b>
<b>5.1 - AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA VAZÃO E DA VELOCIDADE DO</b>	
<b>JATO DO FLUIDO DE CORTE.....</b>	<b>96</b>
5.1.1 - INFLUÊNCIA SOBRE A RUGOSIDADE.....	96
5.1.2 - INFLUÊNCIA SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A	
CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	100
<b>5.2 - RESULTADOS DO TESTE ESTATÍSTICO.....</b>	<b>103</b>
5.2.1 - RESULTADOS PARA A RUGOSIDADE.....	103
5.2.2 - RESULTADOS PARA A POTÊNCIA CONSUMIDA.....	107
5.2.3 - RESULTADOS PARA A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	110
5.2.4 - ANÁLISE GERAL.....	111
<b>5.3 - AVALIAÇÃO DOS PARÂMETROS DE RETIFICAÇÃO.....</b>	<b>112</b>
5.3.1 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE CORTE	
SOBRE A RUGOSIDADE.....	112
5.3.2 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE AVANÇO	
SOBRE A RUGOSIDADE.....	112
5.3.3 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DA PEÇA	
SOBRE A RUGOSIDADE.....	115
5.3.4 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE DRESSAMENTO	
SOBRE A RUGOSIDADE.....	115
5.3.5 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE CORTE	
SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE	
DO MOTOR PRINCIPAL.....	118

5.3.6 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE AVANÇO SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	118
5.3.7 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DA PEÇA SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	121
5.3.8 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE DRESSAMENTO SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL.....	121
5.4 - CONSIDERAÇÕES COMPLEMENTARES.....	124
5.4.1 - MEDIÇÕES DE DUREZA.....	124
5.4.2 - MEDIÇÕES DE CIRCULARIDADE.....	125
<b>6 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS.....</b>	<b>126</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>128</b>
<b>ANEXO I.....</b>	<b>132</b>
<b>ANEXO H.....</b>	<b>133</b>
<b>ANEXO III.....</b>	<b>134</b>



## LISTA DE FIGURAS E TABELAS

### CAPÍTULO 2

<b>FIGURA 1</b> - Idealização de um perfil médio de um gume de retificação.....	4
<b>FIGURA 2</b> - Representação esquemática do início do corte na retificação.....	5
<b>FIGURA 3</b> - Distribuição da energia durante a retificação.....	6
<b>FIGURA 4</b> - Formas de desgaste no grão e no ligante.....	7
<b>FIGURA 5</b> - Esquema para especificação de rebolos de grãos abrasivos convencionais.....	13
<b>FIGURA 6</b> - Composição de um rebolo de grãos abrasivos convencionais .....	14
<b>FIGURA 7</b> - Estruturas de rebolos .....	15
<b>FIGURA 8</b> - Dependência entre a espessura de usinagem e as variáveis de entrada e condições de contato.....	21
<b>FIGURA 9</b> - Análise cinemática da formação de cavacos .....	23
<b>FIGURA 10</b> - Gumes estatísticos e cinemáticos .....	23
<b>FIGURA 11</b> - Parâmetros variáveis de entrada para os principais processos de retificação.....	25
<b>FIGURA 12</b> - Influência da velocidade de avanço e penetração de trabalho sobre as grandezas características do processo e o resultados do trabalho .....	27
<b>FIGURA 13</b> - Desgaste em rebolos.....	28
<b>FIGURA 14</b> - Influência de $Q'_w$ sobre a atuação dos mecanismos de desgaste.....	29
<b>FIGURA 15</b> - Dependência entre erro de circularidade, avanço por rotação e taxa de retificação.....	30

<b>FIGURA 16</b> - Influência da taxa de retificação específica na rugosidade média $R_a$ .....	31
<b>FIGURA 17</b> - Profundidade da camada termicamente afetada em dependência da taxa de retificação.....	32
<b>FIGURA 18</b> - Influência da velocidade tangencial da peça sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho em retificação cilíndrica externa de mergulho.....	33
<b>FIGURA 19</b> - Influência da velocidade de corte sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho.....	35
<b>FIGURA 20</b> - Rugosidade média $R_a$ em dependência da velocidade de corte.....	36
<b>FIGURA 21</b> - Influência das condições de dressamento sobre a rugosidade para diferentes ferramentas de dressamento.....	37
<b>FIGURA 22</b> - Influência da velocidade de avanço e da penetração de trabalho na rugosidade efetiva.....	39
<b>FIGURA 23</b> - Influência do volume usinado sobre a rugosidade do rebolo e a rugosidade das peças produzidas.....	40
<b>FIGURA 24</b> - Influência do volume usinado sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho.....	41
<b>FIGURA 25</b> - Dependência entre força normal, rugosidade e volume usinado específico .....	42
<b>FIGURA 26</b> - Influência do fluido de corte sobre a força normal e a qualidade da superfície.....	43
<b>FIGURA 27</b> - Taxa de desgaste específico do rebolo em dependência da taxa de retificação específica e do fluido de corte empregado.....	44
<b>FIGURA 28</b> - Influência do número de tubeiras de limpeza sobre a	

qualidade da superfície.....	45
<b>FIGURA 29</b> - Influência da pressão do fluido de corte na rugosidade média.....	45
<b>FIGURA 30</b> - Características de processo e resultado de trabalho no processo de retificação em duas etapas.....	46
<b>FIGURA 31</b> - Representação do comportamento de um processo de retificação de duas fases.....	47
<b>TABELA 1</b> - Aplicações e afinidades químicas dos grãos abrasivos.....	8
<b>TABELA 2</b> - Cálculo da taxa de retificação específica para os principais processos.....	26

### **CAPÍTULO 3**

<b>FIGURA 32</b> - Corpo de prova inicial.....	48
<b>FIGURA 33</b> - Corpo de prova final.....	49
<b>FIGURA 34</b> - Representação esquemática da montagem da bancada.....	52
<b>FIGURA 35</b> - Representação esquemática da aferição geométrica da retificadora FORTUNA AFB 300.....	54
<b>FIGURA 36</b> - Deslocamento do cabeçote como função da rotação do came do sistema de avanço da retificadora.....	55
<b>FIGURA 37</b> - Rugosidade em função da velocidade de mergulho para larguras de contato de 20 e 30 mm (com e sem pré-retificação).....	57
<b>FIGURA 38</b> - Potência consumida em função da velocidade de mergulho para larguras de contato de 20 e 30 mm (com e sem pré-retificação).....	58
<b>FIGURA 39</b> - Rugosidade, potência máxima e queda de rotação para polias sincronizadoras.....	60
<b>FIGURA 40</b> - Proteção da região de corte.....	61

<b>FIGURA 41</b> - Representação esquemática dos reservatórios de fluido de corte.....	63
<b>FIGURA 42</b> - Representação esquemática do sistema de fluido de corte.....	64
<b>FIGURA 43</b> - Representação esquemática do sistema gerador de diferença de pressão.....	68
<b>FIGURA 44</b> - Dispositivo gerador de diferença de pressão.....	70
<b>FIGURA 45</b> - Vista geral do sistema de filtragem e suprimento de vazão realçando o subsistema de medição da vazão.....	71
<b>FIGURA 46</b> - Deslocamento em função do tempo para os três estágios do ciclo de retificação..	72
<b>FIGURA 47</b> - Medição da velocidade de avanço. para os três estágios do ciclo de retificação...	73
<b>FIGURA 48</b> - Gráfico da medição da potência consumida no processo.....	74
<b>TABELA 3</b> - Parâmetros para os ensaios de avaliação da influência do fluido de corte.....	77
<b>TABELA 4</b> - Parâmetros do teste fatorial.....	80

#### **CAPÍTULO 4**

<b>FIGURA 49</b> - Medição da potência em processo.....	83
<b>FIGURA 50</b> - Vista da fixação dos extensômetros na contra-ponta.....	84
<b>FIGURA 51</b> - Disposição dos extensômetros na contra-ponta.....	85
<b>FIGURA 52</b> - Montagem para calibração dos extensômetros.....	86
<b>FIGURA 53</b> - Gráficos da medição da força com extensometria.....	88
<b>FIGURA 54</b> - Medição da velocidade de avanço em torno de comando numérico.....	89
<b>FIGURA 55</b> - Medição da velocidade de mergulho na retificadora Fortuna para o processo em três estágios.....	90
<b>FIGURA 56</b> - Resultado da calibração da vazão do sistema de fluido de corte.....	92

<b>TABELA 5 - Resultados dos ensaios da medição de força de retificação</b>	
cilíndrica externa utilizando extensometria.....	87
<b>TABELA 6 - Dados da medição da velocidade de avanço em torno</b>	
de comando numérico .....	90
<b>TABELA 7 - Valores de ajuste das variáveis estudadas.....</b>	93
<b>TABELA 8 - Combinação das variáveis em estudo.....</b>	94

## CAPÍTULO 5

<b>FIGURA 57 - Influência do fluido de corte na rugosidade <math>R_z</math>.....</b>	98
<b>FIGURA 58 - Influência do fluido de corte na rugosidade <math>R_a</math>.....</b>	99
<b>FIGURA 59 - Influência do fluido de corte na potência consumida.....</b>	101
<b>FIGURA 60 - Influência do fluido de corte sobre a corrente do motor principal.....</b>	102
<b>FIGURA 61 - Médias de rugosidade <math>R_z</math> para <math>v_f = 6,0</math> mm/min.....</b>	104
<b>FIGURA 62 - Médias de Rugosidade <math>R_z</math> para <math>v_f = 8,0</math> mm/min.....</b>	105
<b>FIGURA 63 - Médias da potência consumida para <math>v_f = 6,0</math> mm/min.....</b>	108
<b>FIGURA 64 - Médias de potência consumida para <math>v_f = 8,0</math> mm/min.....</b>	109
<b>FIGURA 65 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade <math>R_z</math>.....</b>	113
<b>FIGURA 66 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade <math>R_a</math>.....</b>	113
<b>FIGURA 67 - Influência da velocidade de mergulho sobre a rugosidade <math>R_z</math>.....</b>	114
<b>FIGURA 68 - Influência da velocidade de mergulho sobre a rugosidade <math>R_a</math>.....</b>	114
<b>FIGURA 69 - Influência da velocidade da peça sobre a rugosidade <math>R_z</math>.....</b>	116
<b>FIGURA 70 - Influência da velocidade da peça sobre a rugosidade <math>R_a</math>.....</b>	116
<b>FIGURA 71 - Influência da velocidade de dressamento sobre a rugosidade <math>R_z</math>.....</b>	117
<b>FIGURA 72 - Influência da velocidade de dressamento sobre a rugosidade <math>R_a</math>.....</b>	117

<b>FIGURA 73</b> - Influência da velocidade de corte sobre a potência consumida.....	119
<b>FIGURA 74</b> - Influência da velocidade de corte sobre a corrente do motor principal.....	119
<b>FIGURA 75</b> - Influência da velocidade de mergulho sobre a potência consumida.....	120
<b>FIGURA 76</b> - Influência da velocidade de mergulho sobre a corrente do motor principal.....	120
<b>FIGURA 77</b> - Influência da velocidade da peça sobre a potência consumida.....	122
<b>FIGURA 78</b> - Influência da velocidade da peça sobre a corrente do motor principal.....	122
<b>FIGURA 79</b> - Influência da velocidade de dressamento sobre a potência consumida.....	123
<b>FIGURA 80</b> - Influência da velocidade de dressamento sobre a corrente do motor principal....	123
<b>TABELA 9</b> - Valores estatísticos de rugosidade $R_z$ .....	103
<b>TABELA 10</b> - Valores estatísticos de rugosidade $R_z$ .....	105
<b>TABELA 11</b> - Valores estatísticos de rugosidade $R_a$ .....	106
<b>TABELA 12</b> - Valores estatísticos de rugosidade $R_a$ .....	106
<b>TABELA 13</b> - Valores estatísticos de potência consumida para $v_f = 6,0$ mm/min.....	107
<b>TABELA 14</b> - Valores estatísticos de potência consumida para $v_f = 8,0$ mm/min.....	109
<b>TABELA 15</b> - Valores estatísticos de corrente para $v_f = 6,0$ mm/min.....	110
<b>TABELA 16</b> - Valores estatísticos de corrente para $v_f = 8,0$ mm/min.....	110
<b>TABELA 17</b> - Valores de dureza para uma amostra de corpos de prova ensaiados.....	124
<b>TABELA 18</b> - Valores de circularidade para uma amostra de corpos de prova ensaiados.....	125

## SIMBOLOGIA

A	[-]	Constante
$A_k$	$[\text{mm}^2]$	Seção transversal do grão
$A_{sC}$	$[\text{mm}^2]$	Superfície de desgaste do rebolo
$A_{sk}$	$[\text{mm}^2]$	Superfície de desgaste de quina
$A_{sr}$	$[\text{mm}^2]$	Superfície de desgaste radial
$A_{vk}$	$[\text{mm}^2]$	Superfície de desgaste
$A_{tub}$	$[\text{mm}^2]$	Área do bocal da tubeira
C	[-]	Constante
C	[-]	Coefficiente de descarga
$C_{kin}$	$[\text{mm}^{-3}]$	Densidade de gumes cinemáticos
$C_{stat}$	$[\text{mm}^{-3}]$	Densidade de gumes estáticos
DM	[-]	Dispersão da medição
E	[-]	Fator de aproximação
ES	[-]	Erro sistemático
$F_c$	[N]	Força de corte
$F_k$	[N]	Força num grão isolado
$F_n$	[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
G	[-]	Relação de remoção

HRC	[-]	Dureza Rockwell
HV	[-]	Dureza Vickers
K	[-]	Constante
K	[%]	Concentração volumétrica específica de grãos
K <sub>S</sub>	[-]	Fator de forma do gume
K <sub>100</sub>	[N/mm <sup>2</sup> ]	Dureza Knoop
L <sub>kin</sub>	[mm]	Afastamento entre gumes cinemáticos
L <sub>stat</sub>	[mm]	Afastamento entre gumes estáticos
L <sub>vk</sub>	[μm]	Comprimento da superfície de desgaste
N <sub>kin</sub>	[mm <sup>-2</sup> ]	Número de gumes cinemáticos por unidade de superfície do rebolo
P <sub>c</sub>	[kW]	Potência de corte
P <sub>fl</sub>	[bar]	Pressão de alimentação do fluido de corte
P <sub>estat</sub>	[bar]	Pressão estática
P <sub>estag</sub>	[bar]	Pressão de estagnação
Q <sub>fl</sub>	[l/min]	Vazão do fluido de corte
Q <sub>s</sub>	[l/s]	Vazão do fluido de corte
Q <sub>w</sub>	[mm <sup>3</sup> /s]	Taxa de retificação
Q' <sub>w</sub>	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa de retificação específica
Q̄' <sub>w</sub>	[mm <sup>3</sup> /mm.s]	Taxa de retificação específica média
R <sub>a</sub>	[μm]	Rugosidade média aritmética
R <sub>z</sub>	[μm]	Rugosidade média
s	[-]	Desvio-padrão da amostra
S	[mm <sup>2</sup> ]	Seção de um canalização



$S_d$	[mm]	Avanço da ferramenta de dressar por rotação do rebolo
$S_{stat}$	[-]	Número de grãos estáticos por unidade de comprimento do rebolo
$T_\mu$	[ $\mu\text{m}$ ]	Profundidade de início de corte
$U$	[-]	Grau de recobrimento
$U_d$	[-]	Grau de recobrimento no dressamento
$V$	[ $\text{mm}^3$ ]	Volume
$V_{ges}$	[ $\text{mm}^3$ ]	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
$V_{sc}$	[ $\text{mm}^3$ ]	Volume desgastado do rebolo (no trabalho de retificação)
$V_{sd}$	[ $\text{mm}^3$ ]	Volume dressado do rebolo
$V_w$	[ $\text{mm}^3$ ]	Volume usinado
$V'_w$	[ $\text{mm}^3/\text{mm}$ ]	Volume usinado específico
$a$	[mm]	Penetração de trabalho
$a_e$	[mm]	Penetração na superfície de trabalho
$a_{ed}$	[mm]	Penetração de trabalho no dressamento
$a_p$	[mm]	Penetração normal à superfície de trabalho
$b_D$	[mm]	Largura do perfil ativo do rebolo
$b_d$	[mm]	Largura efetiva da ferramenta de dressar
$b_k$	[mm]	Largura do grão
$b_s$	[mm]	Largura do rebolo

$c_p$	[J/g.K]	Capacidade térmica específica
$d_k$	[mm]	Diâmetro do grão
$d_s$	[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
$g$	[m/s <sup>2</sup> ]	Aceleração da gravidade
$h$	[ $\mu$ 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
$k$	[-]	Fator de proporcionalidade
$l$	[mm]	Comprimento de trabalho
$l_{cu}$	[mm]	Comprimento de usinagem
$l_k$	[mm]	Comprimento de contato
$n$	[-]	Expoente
$n_s$	[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
$r$	[mm]	Raio de arredondamento do perfil do rebolo
$r_k$	[ $\mu$ m]	Raio de arredondamento do grão
$r_s$	[mm]	Raio do rebolo
$r_{sk}$	[mm]	Raio 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
$v_c$	[mm/min]	Velocidade de corte
$v_d$	[m/s]	Velocidade de avanço no dressamento
$v_f$	[mm/min]	Velocidade de avanço do carro porta-rebolo
$v_{fa}$	[mm/s]	Velocidade de avanço axial
$v_{fr}$	[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
$v_s$	[m/s]	Velocidade de corte
$v_{sd}$	[m/s]	Velocidade periférica do rebolo no dressamento

$v_t$	[mm/s]	Velocidade tangencial de avanço
$v_w$	[m/s]	Velocidade da peça
$w_m$	[ $\mu\text{m}$ ]	Largura média da malha
$z_\vartheta$	[ $\mu\text{m}$ ]	Profundidade da zona termicamente afetada
$\alpha$	[-]	Ângulo de incidência
$\alpha$	[-]	Expoente
$\beta$	[-]	Expoente
$\Delta r_s$	[mm]	Desgaste radial do rebolo
$\Delta r_{s\dot{}}$	[mm <sup>2</sup> /s]	Velocidade de desgaste radial do rebolo
$\Delta r_{sk}$	[mm]	Desgaste radial de quina do rebolo
$\gamma$	[-]	Ângulo de saída
$\gamma$	[-]	Expoente
$\gamma$	[kgf/m <sup>3</sup> ]	Peso específico
$\eta$	[-]	Ângulo de direção efetiva
$\vartheta$	[°C; K]	Temperatura
$\lambda$	[W/K.m]	Condutividade térmica
$\mu$	[-]	Coefficiente de atrito
$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Massa específica

## RESUMO

Este trabalho trata da retificação do aço 100Cr6 com rebolo de óxido de alumínio, empregando uma retificadora convencional, no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho.

Por se tratar de um trabalho inicial na área de retificação foram desenvolvidos sistemas de medição para acompanhamento do processo, bem como para controle das variáveis de retificação.

Um sistema de fluido de corte foi projetado para permitir o controle das variáveis vazão e velocidade do fluido de corte. A medição da vazão foi feita utilizando a técnica de medição de vazão com elementos deprimogênicos.

Um sistema de medição da potência consumida e da corrente no motor principal da retificadora foi desenvolvido integrando um variador de frequência, um computador PC compatível e uma placa de aquisição de dados.

Na etapa de experimentação, foram avaliadas as influências das variáveis de entrada sobre os resultados do processo. Foi utilizada a técnica de fatoriais  $2^3$  e as tendências observadas são apresentadas em gráficos. Também foram avaliadas as influências da velocidade de jato e a vazão do fluido de corte sobre os resultados.

Como resultados do processo foram avaliadas a potência consumida e a corrente elétrica do motor principal e os parâmetros verticais de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$ .

A análise dos resultados mostrou que a vazão do fluido de corte exerce uma influência considerável sobre os resultados. Quanto às variáveis de entrada, a velocidade de corte mostrou ser o parâmetro mais influente.

## ABSTRACT

This work concerns the cylindrical external plunge grinding of a 100Cr6 hardened steel with an aluminium oxide grinding wheel using a conventional grinder.

To support this work a grinding fluid supply system, as well as a data acquisition unit, have both been developed. The fluid supply system, equipped with a built-in differential pressure device, has enabled the control of the grinding fluid flow rate and the outlet fluid velocity at the cutting region. The data acquisition system allowed both monitoring and storage of the grinder driving motor power consumption and electric current. The acquisition system consisted of a frequency converter, a micro-computer and a data acquisition module.

The experiments have focused on the influence analysis of the input variables such as the fluid flow rate as well as the process parameters on the process results. A statistical method based on a  $2^3$  factorial analysis has been employed and the corresponding levels of influence have been shown graphically.

The driving motor power consumption and electric current as well as the roughness parameters  $R_a$  and  $R_z$  measured on the ground parts have been analyzed to establish some correlation.

The results have shown that the grinding fluid flow as well as the peripheral grinding wheel velocity have both a considerable influence upon the whole grinding process.

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

A retificação é um processo amplamente empregado na indústria metal-mecânica, tanto na obtenção de precisão dimensional, como de qualidade superficial. Geralmente é o processo final na fabricação de peças de aço endurecido, portanto, se não for devidamente executada, representará alto custo de produção. Assim, ocorre uma busca contínua de aperfeiçoamento do processo, a fim de minimizar os custos e aumentar a produtividade.

A determinação das melhores condições de aplicação da retificação é bastante difícil. Além da escolha da máquina e da ferramenta (rebolo), ainda deve-se otimizar as variáveis de processo, que apresentam várias interações entre si. A literatura mostra tendências e valores orientativos, porém, para cada combinação máquina/rebolo/peça os resultados variam de forma diferenciada.

Em 1995, iniciaram-se trabalhos de pesquisa na área de retificação no Laboratório de Mecânica de Precisão, motivados por um convênio com a empresa Robert Bosch Ltda - Curitiba, visando desenvolver a tecnologia de aplicação de rebolos de CBN em retificadoras convencionais.

Entretanto, antes de partir-se para modificações de um processo de retificação, torna-se necessário conhecê-lo adequadamente. Para avaliar se a substituição de rebolos de óxido de alumínio por rebolos de CBN é economicamente viável, primeiro deve-se gerar dados em laboratório do primeiro para posterior comparação com o segundo. Além disso, deve-se dispor de uma bancada de ensaios que possibilite o controle das variáveis de entrada do processo de retificação e a medição confiável dos resultados do processo.

Neste trabalho foi estudada a retificação do aço 100Cr6, em uma retificadora cilíndrica convencional, usando um rebolo de óxido de alumínio 38 A 120 MVS. O objetivo do trabalho é

avaliar as influências dos parâmetros de retificação nos resultados do processo, para o par rebolo/peça utilizado. Com isso pretende-se obter uma base sólida de entendimento do processo de retificação e ainda gerar dados para posterior comparação com rebolos de CBN, utilizando a mesma máquina e retificando o mesmo aço. Tais trabalhos de pesquisa, com o CBN, foram desenvolvidos em outra dissertação de mestrado, na linha de pesquisa em retificação desenvolvida no LMP.

Para a realização de ensaios foram feitas adaptações na retificadora, bem como desenvolvidos sistemas de controle e acompanhamento do processo. Um sistema de fluido de corte foi desenvolvido a partir de um reservatório e de uma motobomba comerciais. Para a medição da vazão foi projetado e construído um sistema de medição da vazão com elementos deprimogênicos. Um sistema de medição da potência consumida e da corrente no motor principal da retificadora foi desenvolvido a partir da utilização de um conversor de frequência. Este conversor também foi utilizado para controle da rotação do eixo porta-rebolo da retificadora.

Para um entendimento mais claro do conteúdo experimental do trabalho, no capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica que cobre a tecnologia de retificação com rebolos de óxido de alumínio, baseada essencialmente nas referências [11;12] e nas publicações de König [1,2].

A montagem e avaliação da bancada de ensaios é apresentada nos capítulos 3 e 4. A análise dos resultados é feita no capítulo 5.



## **CAPÍTULO 2**

### **REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

#### **2.1 - EMBASAMENTO PARA A USINAGEM COM GUMES DE GEOMETRIA NÃO DEFINIDA**

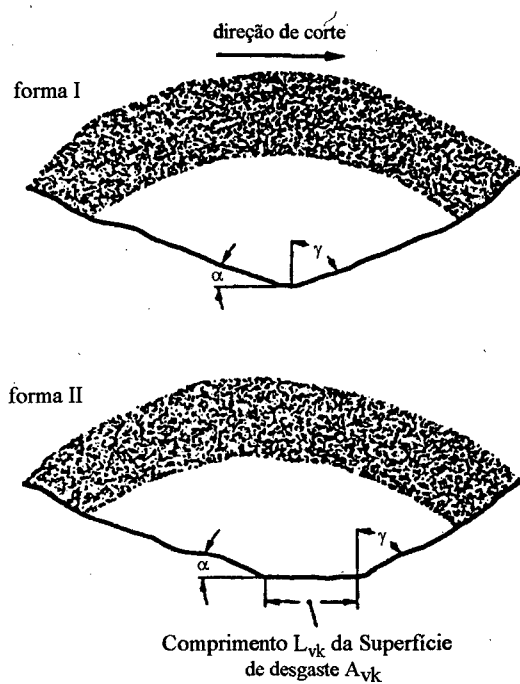
A usinagem com gumes de geometria não definida engloba os processos de usinagem com abrasivos. Estes podem estar ligados entre si através de um ligante, como na retificação com rebolos e no brunimento, ou estarem soltos, suspensos em um meio, como nos processos de lapidação e de jateamento abrasivo. Os grãos podem se deslocar numa trajetória pré-estabelecida (retificação), ser pressionados por uma força constante contra a peça (brunimento), serem limitados por uma superfície de referência (lapidação), ou ainda, penetrarem na peça munidos de uma certa energia cinética (jateamento abrasivo). A impossibilidade de definir geometricamente os gumes das ferramentas abrasivas, levou ao nome “usinagem com gumes de geometria não definida”. Mesmo assim, é necessário tecer alguns comentários sobre a forma geométrica dos gumes abrasivos, e assim ter um entendimento facilitado do processo

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

A forma média dos gumes de geometria não definida é consequência do processo de fabricação, bem como do fato de serem empregados materiais cristalinos duros, com a característica de serem frágeis. Na moagem desses materiais os grãos são rachados, adquirindo

uma forma geométrica aleatória, com várias protuberâncias que constituem os gumes dos grãos abrasivos.

A geometria da cunha de um gume pode ser representada conforme a figura 1, onde são mostrados o ângulo de saída  $\gamma$ , o ângulo de incidência  $\alpha$  e a superfície de desgaste  $A_{vk}$ . Esta superfície de desgaste surge em função do contato com o material de trabalho, onde são gerados efeitos abrasivos mecânicos e térmicos [11;12].



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

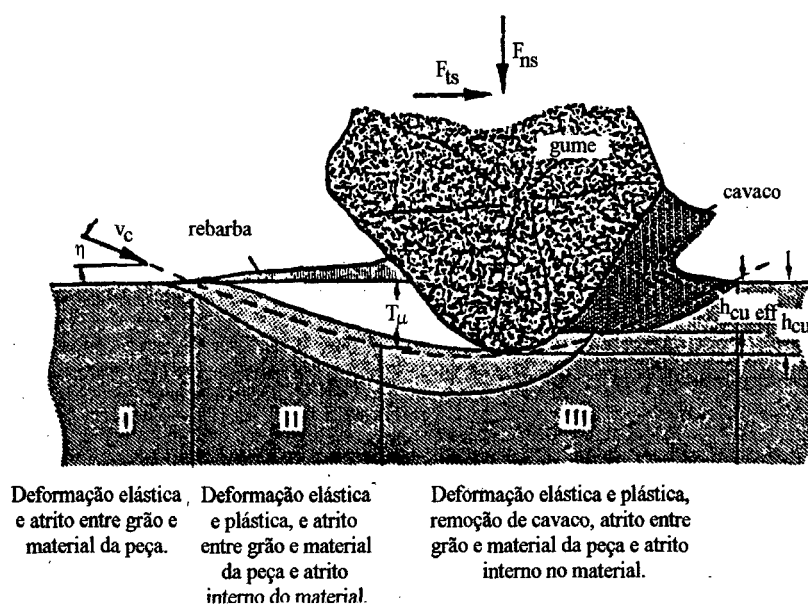
### 2.1.2 - A PENETRAÇÃO DO GUME

Durante o processo de usinagem (Fig. 2), os gumes penetram na superfície da peça em uma trajetória quase plana, de modo que inicialmente ocorrem apenas deformações elásticas (região I). Posteriormente, devido a deformações plásticas, tem-se uma região em que ocorre escoamento de material, (região II). 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.

Na região III, 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.

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 [11;12].



**FIGURA 2 - Representação esquemática do início do corte na retificação [1]**

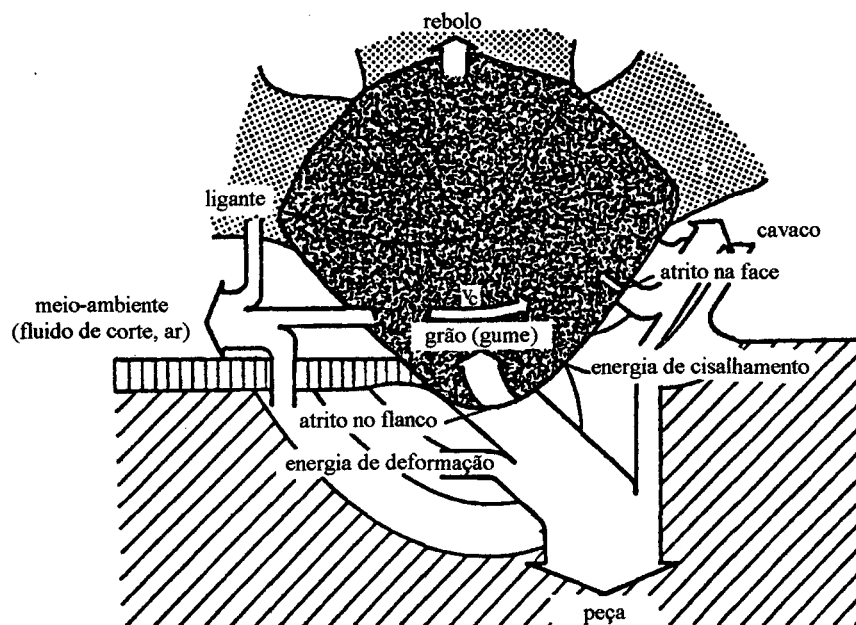
### 2.1.3 - DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA NO GUME NA RETIFICAÇÃO

A figura 3 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 é transformada em energia térmica pelo atrito no flanco e pela deformação plástica na superfície da peça.

Além disso, também se transforma energia mecânica em calor na face, durante a remoção do cavaco. No caso de retificação com rebolos, também uma parte da energia mecânica é transformada em calor em decorrência do atrito do ligante sobre a superfície da peça.

Na usinagem com ferramentas de geometria definida a maior parte do calor é transportada pelos cavacos. Entretanto, na usinagem com ferramentas de gumes geometricamente não definidos a pouca afiação dos gumes faz com que a maior parte do calor produzido pelo atrito e deformações plásticas flua para dentro da peça, o que provoca 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 [11;12].

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.



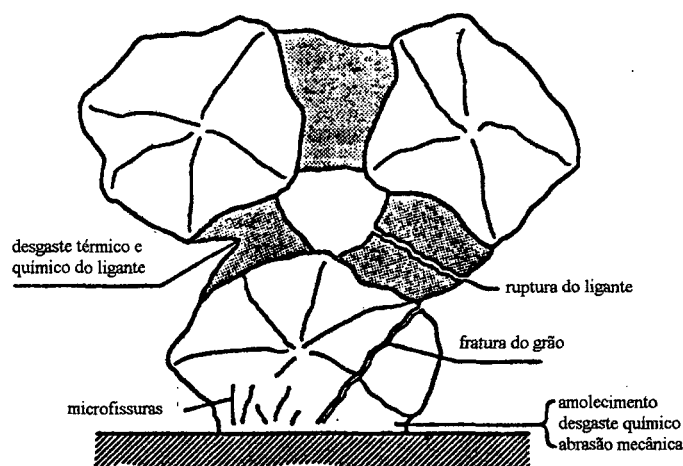
**FIGURA 3-** Distribuição da energia durante a retificação [1]

#### 2.1.4 - DESGASTE DO MATERIAL ABRASIVO

O desgaste dos grãos abrasivos tem início nas camadas cristalinas próximas à camada superficial do grão (Figura 4). 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 (na forma de contornos de grão, impurezas na estrutura cristalina, variações de dureza, etc.), nas quais principiam fissuras de fadiga. Tais fissuras podem se propagar e vir a lascas partes do grão ou podem provocar a formação de uma microfissura que pode levar ao fissuramento de grande parte do grão abrasivo.

Geralmente, o desgaste dos grãos abrasivos é causa imediata para o desgaste do ligante. Devido ao achatamento do gume tem-se um aumento da força de atrito, que leva a 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 [11;12].



**FIGURA 4 - Formas de desgaste no grão e no ligante [1]**

## 2.2 - FERRAMENTAS

Para que a remoção do material da superfície a ser trabalhada possa ocorrer por um longo período de tempo, o material abrasivo deve:

- a) Ser extremamente duro, para que a remoção de material ocorra mais significativamente no material da peça e os gumes mantenham seu grau de afiação por um longo período de tempo;
- b) Ter estabilidade térmica, para que o grão possa resistir às elevadas temperaturas que ocorrem durante o processo de fabricação;
- c) Ter estabilidade química, para que, em pressões e temperaturas elevadas e em contato com ar, fluidos de corte e material da peça, não ocorram combinações químicas que enfraqueçam o grão.

Como não existe um material abrasivo que satisfaça total e simultaneamente a essas exigências, deve-se escolher o material de acordo com a aplicação. Para a fabricação de rebolos são relevantes, o coríndon, carboneto de silício, diamante e nitreto de boro cúbico. A tabela 1 mostra um resumo das aplicações dos mesmos.

Abrasivos	Adequado para	Inadequado para
Coríndon CBN	Aços de todas as qualidades	Cerâmicas, vidros, pedras
SiC Diamante	Cerâmicas, pedras, vidros, ferro fundido, aços hipereutéticos	Materiais com carbono (aços)

**TABELA 1** - Aplicações e afinidades químicas dos grãos abrasivos

## 2.2.1 - MATERIAIS ABRASIVOS

### a) Coríndon

É composto de óxido de alumínio cristalino,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . De acordo com o teor de impurezas, geralmente  $\text{TiO}_2$ ,  $\text{SiO}_2$  e  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ , 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  $\text{Al}_2\text{O}_3$  superior a 99%.

Outros coríndons são encontrados no mercado, como o nobre rosa e o nobre vermelho que, com adição de  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ , 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  $\text{ZrO}_2$ . As propriedades mecânicas dureza e tenacidade variam não só com a composição mas também de acordo com os diferentes processos de fabricação, que originam coríndons como o sinterizado, o monocristalino e o de esferas ocas.

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 liga, aços rápidos, ferro fundido nodular, ferro fundido maleável recozido e bronzes duros [2].

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 [3]. Os grãos de coríndons mais duros e menos tenazes se quebram com mais facilidade, de modo que não se tem a formação de grandes patamares no topo dos grãos ativos, isto é, novos gumes são continuamente produzidos num mesmo grão.

Pelo contrário, para retificação de aços mais macios em trabalhos de desbaste pesado, é mais adequado o emprego de qualidades de coríndon que apresentem maior tenacidade [3]. Neste caso a remoção de material é possível mesmo com gumes mais arredondados e a maior tenacidade dos grãos acaba levando a maiores vidas do rebolo [11;12].

#### **b) Carboneto de Silício**

O carboneto de silício, SiC, é um produto obtido em forno elétrico de resistência a partir de uma mistura de areia de sílica e coque. 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, o de recristalização é de 2400°C [11].



### c) Diamante

Sua mais notável propriedade é a extrema dureza, situada entre  $K_{100} = 5000$  a  $7000$ , dependendo da orientação do cristal. É usado para retificar metal duro, quartzo, cristal, pedras preciosas, mármore e materiais cerâmicos. Diamantes revestidos e com configurações cristalinas controladas expandiram a aplicação desse abrasivo para retificação de não ferrosos dúcteis [2;11;12].

### d) Nitreto de Boro Cúbico (CBN)

Com uma 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 utilização viabilizou a retificação de ferrosos com grãos abrasivos superduros. É utilizado principalmente na retificação de aços endurecidos.

Comparado ao diamante, o CBN apresenta uma resistência elevada à temperatura. Enquanto que em diamantes a grafitização inicia a partir de  $900\text{ }^{\circ}\text{C}$ , o nitreto de boro cúbico à pressão atmosférica apresenta estabilidade até  $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$  [4;11;12].

## 2.2.3 - LIGANTES

Os ligantes têm a função de manter o grão aprisionado até que 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. Para a capacidade de manter o grão em sua posição, o ligante deve satisfazer às seguintes exigências:

- o material do ligante deve ser suficientemente resistente;

- o ligante deve formar pontes entre os grãos com seção transversal suficientemente grande;
- entre o grão abrasivo e o ligante deve existir uma energia de ligação suficientemente elevada.

#### **a) Ligantes Cerâmicos ou Vitrificados (V)**

Mais da metade dos rebolos fabricados usam ligantes cerâmicos. Esses ligantes são misturas de materiais como caulim, argilas brancas e vermelhas, quartzo em pó, feldspato e fundentes.

Os ligantes cerâmicos conferem aos rebolos as seguintes propriedades:

- grande agressividade dos grãos abrasivos, em virtude da estrutura que resulta bastante porosa;
- módulo de elasticidade elevado, em virtude da característica 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 Resinóides (B)**

Depois dos ligantes cerâmicos, são os mais usados na fabricação de rebolos, proporcionando rebolos elásticos. São utilizadas resinas sintéticas, geralmente as fenólicas, com ou sem materiais de enchimento.

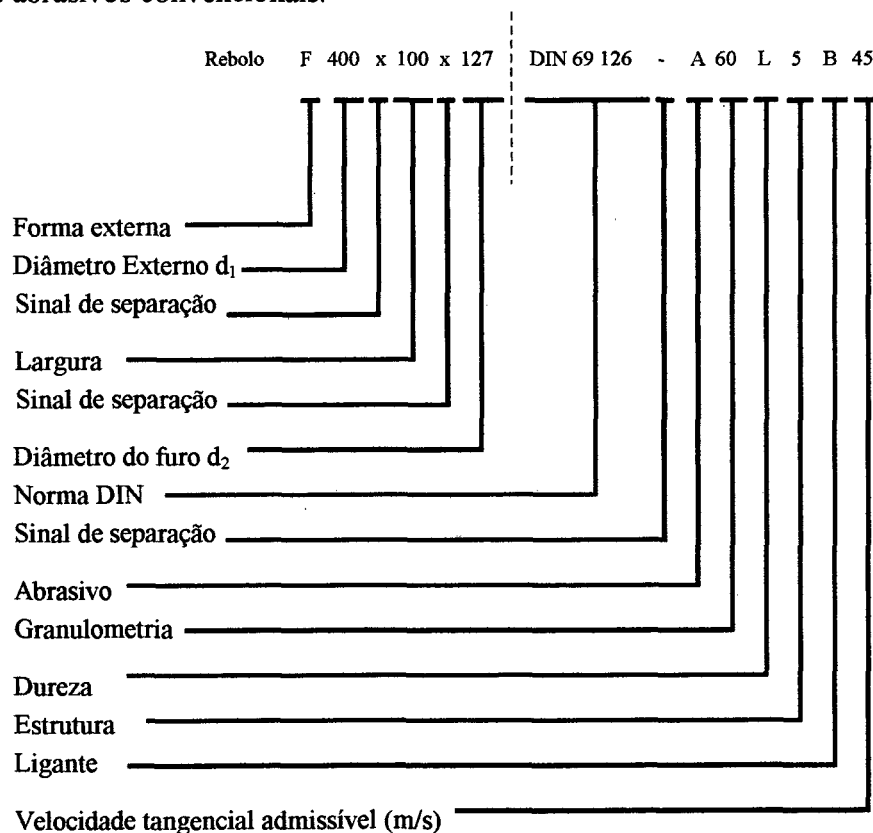
Os materiais de enchimento, criolita, quartzo em pó, hidróxido de cálcio, pirita e óxido de ferro evitam a formação de bolhas ou vazios e melhoram a resistência à flexão e a estabilidade térmica dos rebolos [11;12].

### c) Ligantes Metálicos

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

### 2.2.3 - ESPECIFICAÇÃO DE REBOLOS DE GRÃOS ABRASIVOS CONVENCIONAIS

Na figura 5 é mostrada a recomendação da norma DIN 69100 para especificação de rebolos de grãos abrasivos convencionais.



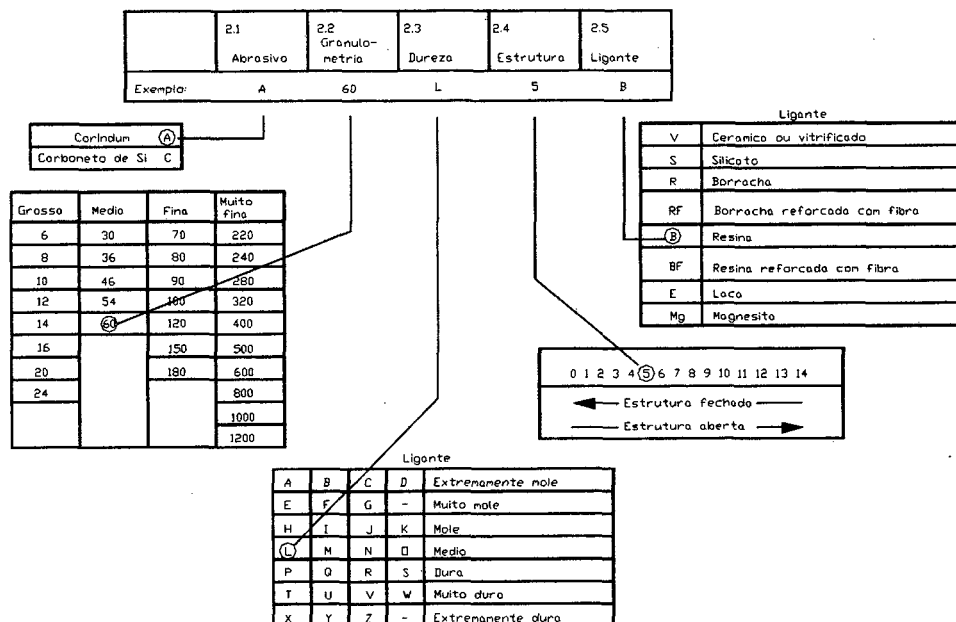
**FIGURA 5** - Especificação de rebolos de grãos abrasivos convencionais segundo DIN 69100 e

DIN 69126 [1]

A parte esquerda do traço fornece a forma geométrica e as dimensões do rebolo. A parte direita, que é mostrada em maior detalhe na figura 6, fornece a sua composição. Distingue-se entre coríndon e carboneto de silício pelas letras A e C, respectivamente.

O tamanho do grão é determinado, a partir do grão mais grosso até o mais fino, por números que são relacionados com o número de malhas por polegada linear de uma peneira ( $n^{\text{os}}$  de mesh). O número 6 indica o grão mais grosso, enquanto que o 1200 indica o grão mais fino.

A dureza do rebolo é designada pelas letras A ate Z. A letra A corresponde ao rebolo mais mole e Z ao rebolo mais duro. A dureza do rebolo equivale à resistência que ele oferece à remoção dos grãos. A dureza é dependente não só do tipo do ligante, mas também da estrutura do rebolo, isto é, da sua composição volumétrica (grão, ligante e poros) e de sua distribuição.



**FIGURA 6 - Composição de um rebolo de grãos abrasivos convencionais [1]**

A designação da estrutura do rebolo varia de 0 (estrutura completamente fechada, sem poros) a 14 (estrutura aberta).

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 ( $V_P$ ).

$$V = V_K + V_B + V_P \quad (1)$$

Na figura 7, a partir da estrutura bastante aberta de (a), com distribuição  $V_{K1}$ ,  $V_{B1}$  e  $V_{P1}$ , é possível variar a dureza do rebolo através da variação do volume do ligante  $V_B$ , o volume de grãos  $V_K$  e o volume de poros  $V_P$ , esquemas de b a e. Em (e), por exemplo, é mostrado que com o aumento dos  $V_K$  e  $V_B$  iniciais em detrimento do volume de poros, obtém-se um considerável aumento de dureza. 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.

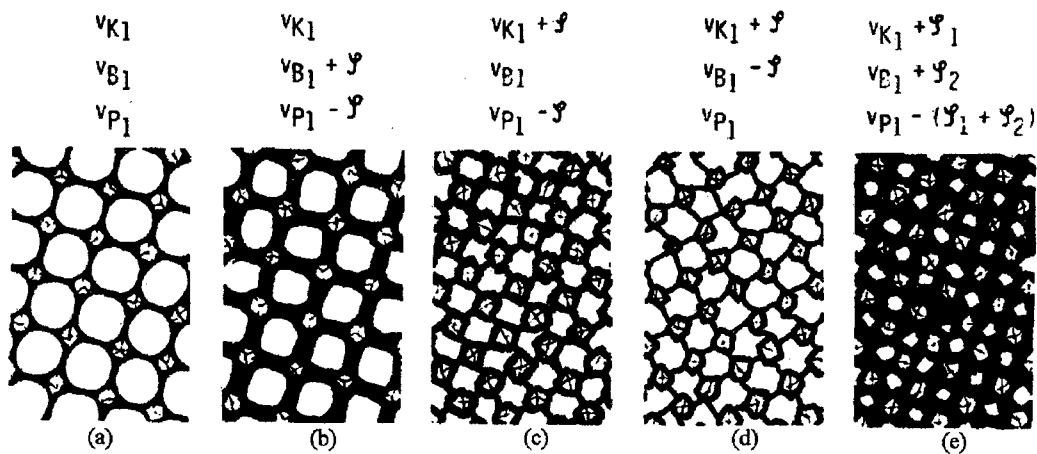


FIGURA 7 - estruturas de rebolos [1]

### 2.3 - FLUIDOS DE CORTE

A grande quantidade de calor produzida na usinagem com ferramentas de geometria não definida, sobretudo 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 [11;12].

Os fluidos de corte têm as seguintes funções :

- redução do atrito entre grão abrasivo e peça, bem como do atrito entre ligante e peça;
- refrigeração da superfície da peça, pela absorção e posterior transporte do calor;
- remoção de cavacos e resíduos dos poros do rebolo.

Os fluidos de corte são subdivididos em não miscíveis em água, emulsões de óleo em água e soluções aquosas.

### **2.3.1 - FLUIDOS DE CORTE NÃO MISCÍVEIS EM ÁGUA**

Fluidos de corte não miscíveis em água, também denominados óleos de corte, são fabricados à base de óleos minerais ou vegetais. 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 longos como os aços, onde o atrito é responsável por grande parte do calor gerado [1;11;12].

Óleos minerais apresentam boas propriedades anti-corrosivas e, devido ao refino, praticamente não apresentam contaminação. Não há necessidade de adição de antibióticos para

evitar a proliferação de fungos ou de inibidores de corrosão para proteção da máquina-ferramenta e peça. Por outro lado, é necessária a adição de anti-espumantes, para suprimir a formação de espuma na superfície do óleo no reservatório.

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, principalmente quando da presença de aditivos clorados em sua composição [33;11;12].

### **2.3.2 - EMULSÕES DE ÓLEO EM ÁGUA**

Emulsões de óleo em água são empregadas quando é menos importante a ação lubrificante e se está particularmente interessado numa boa ação de refrigeração.

As propriedades físicas da emulsão são comparáveis às da água, que tem capacidade térmica específica 2 vezes maior e condutividade térmica cerca de 5 vezes maior que a do óleo.

Numa emulsão de óleo em água, através da ação de substâncias emulsionantes, obtém-se uma fina distribuição de gotículas de óleo em água. O tamanho das gotículas de óleo é regulado pela escolha do líquido emulsionante.

Emulsões grosseiras são leitosas. Com a diminuição do tamanho de gotícula aumenta a transparência da emulsão. Emulsões finamente dispersas são tão transparentes que, mesmo com o fluido de corte ligado, o processo de usinagem na região de trabalho pode ser observado, o que pode ser particularmente importante em operações de retificação em ferramentaria.

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.

O custo inicial das emulsões é relativamente baixo, mas como mais óleo do que água adere às peças acabadas, sua concentração vai gradualmente se reduzindo, de modo que é necessário controlar e adicionar óleo periodicamente para manter a efetividade da emulsão. Além disso, micro-organismos podem reduzir a vida das emulsões, devendo ser combatidos com bactericidas e fungicidas [11].

### **2.3.3 - SOLUÇÕES AQUOSAS**

Soluções aquosas, às vezes chamadas de fluidos sintéticos, decorrem da mistura de um concentrado de produtos orgânicos ou inorgânicos, em concentrações de 1% a 2%, 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. As vantagens dessas soluções são boa estabilidade e transparência, que geralmente são mantidas durante longo período de utilização, já que elas não contêm substâncias que reagem com os cavacos [11].

### **2.4 - RETIFICAÇÃO COM REBOLOS**

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.

As relações de dependência entre parâmetros de entrada e resultados permitem uma classificação das diversas grandezas envolvidas. As grandezas de entrada são divididas em grandezas de sistema e variáveis. Como consequência da interação das grandezas de sistema (máquina, ferramenta, peça, ferramenta de dressamento e refrigerante) e das grandezas variáveis



(velocidade de avanço, velocidade de corte, velocidade da peça, condições de dressamento, pressão e vazão do refrigerante) 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 danos térmicos, 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:

$$Q_w = \frac{V_w}{t_s} \quad (2)$$

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

$$Q'_w = \frac{V_w}{b_D \cdot t_s} \quad (3)$$

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

$$Q'_w = \frac{V'_w}{t_s} \quad (4)$$

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 reparar 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 [11;12].

#### 2.4.1 - EMBASAMENTO CINEMÁTICO

A figura 8 mostra que existe uma dependência funcional entre a espessura média do cavaco não deformada ( $\bar{h}_{cu}$ ) e as variáveis de entrada velocidade de corte ( $v_s$ ), velocidade tangencial da peça ( $v_w$ ) e a penetração de trabalho ( $a$ ), bem como o diâmetro equivalente do rebolo ( $d_{se}$ ) e a distribuição estatística de gumes no rebolo ( $C_{stat}$ ). Essa dependência pode ser descrita pela seguinte função exponencial:

$$\bar{h}_{cu} = k \cdot \left[ \frac{1}{C_{stat}} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{v_w}{v_s} \right]^\beta \cdot \left[ \frac{a}{d_{se}} \right]^\gamma \quad (5)$$

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

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

$$l_k = [a \cdot d_{se}]^{1/2} \quad (6)$$

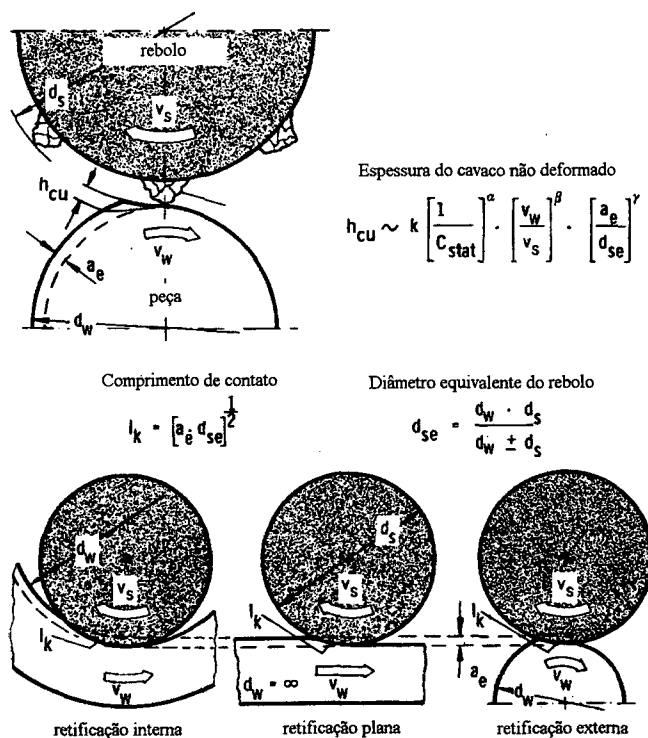
onde  $d_{se}$  é o diâmetro equivalente, um parâmetro que determina as condições de contato entre rebolo e peça, indicando o diâmetro que o rebolo utilizado na retificação cilíndrica deveria ter para proporcionar a mesma geometria de corte quando utilizado em retífica plana [8]. O diâmetro equivalente é dado por:

$$d_{se} = \frac{d_w \cdot d_s}{d_w \pm d_s} \quad (7)$$

onde o sinal positivo é empregado para calcular o  $d_{se}$  em retífica cilíndrica externa, do que resulta  $d_{se} < d_s$ , enquanto que o sinal negativo é utilizado para a retífica cilíndrica interna, de modo que  $d_{se} > d_s$ . 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.



**FIGURA. 8** - Dependência entre a espessura de usinagem e as variáveis de entrada e condições de contato [1]

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 5 é possível deduzir que com velocidade de corte crescente a espessura de usinagem média do cavaco não deformado ( $\bar{h}_m$ ) 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 9, 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 até um ponto intermediário do arco AB, de modo que é produzido um cavaco mais fino [9;11;12].

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

A distribuição estatística 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 estatísticos não é igual ao afastamento entre os grãos.

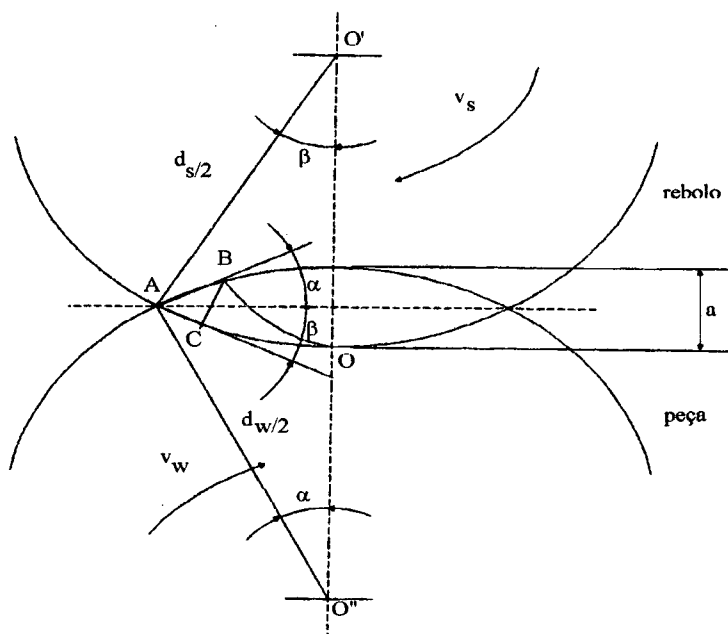


FIGURA 9 - Análise cinemática da formação de cavacos [9]

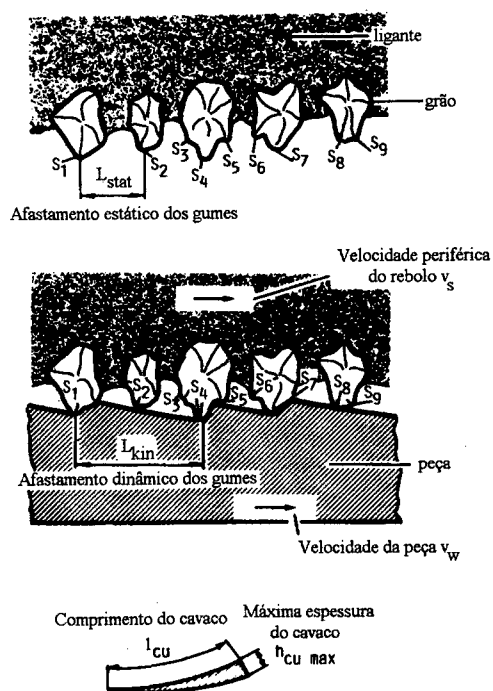


FIGURA 10 - Gumes estáticos e cinemáticos[1]

Alguns gumes estatísticos estão tão recuados na estrutura do rebolo que não chegam a entrar em contato com a peça. Deste modo, dos gumes representados na figura 10, só os que estão assinalados com números é que participam do processo de usinagem, sendo, em decorrência disso, chamados gumes cinemáticos.

De fato, o número de gumes cinemáticos é bem menor que o de gumes estatísticos, dependendo fundamentalmente do ângulo de penetração dos grãos, cujas trajetórias são definidas pela superposição dos diversos movimentos (de avanço, de corte, da peça) envolvidos [10]. Deste modo, o número de gumes cinemáticos por unidade de área do rebolo ( $N_{kin}$ ) é representado por:

$$N_{kin} = K \cdot \left[ \frac{2 \cdot (C_{stat})^{p/q}}{K_s} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{v_w}{v_s} \right]^\alpha \cdot \left[ \frac{a}{d_{se}} \right]^{\alpha/2} \quad (8)$$

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  $\bar{h}_w$ , que pode ser comprovada estatisticamente [11;12].

#### 2.4.2 - CINEMÁTICA DE PROCESSOS ESPECÍFICOS

Na figura 11 são mostrados os parâmetros variáveis de entrada para os principais processos de retificação, conforme padronização pela norma DIN 8589.

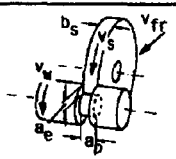
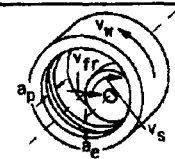
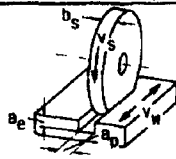
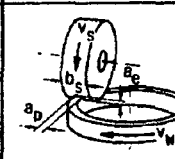
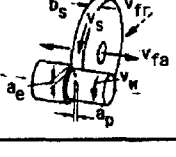
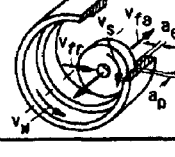
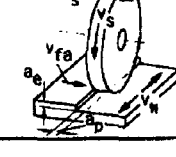
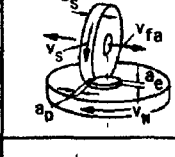
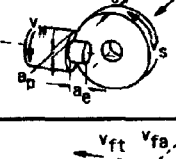
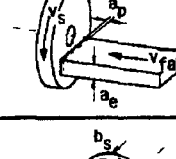
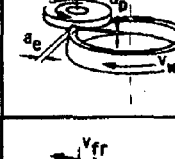
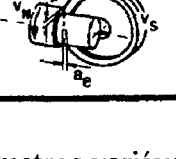
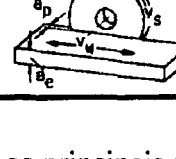
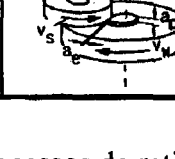
	cilíndrica externa	cilíndrica interna	plana	rotativa
circunferencial de mergulho				
circunferencial longitudinal				
lateral de mergulho				
lateral longitudinal				

FIGURA 11 - parâmetros variáveis de entrada para os principais processos de retificação[1]

Os movimentos de corte são caracterizados pela velocidade de corte ( $v_s$ ), 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 [11;12].

Na tabela 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	$Q'_W = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{fr}$ $Q'_W = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w$ $Q'_W = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot v_{fr} \cdot \frac{1}{b_D}$ $Q'_W = \pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot a_p \cdot n_w \cdot \frac{1}{b_D}$		$Q'_W = a_e \cdot a_p \cdot v_w$ $Q'_W = a_e \cdot v_w$	$Q'_W = \pi \cdot a_e \cdot v_{fr} \cdot d_{wm}$ $Q'_W = \pi \cdot a_e \cdot v_{fr} \cdot d_{wm} \cdot \frac{1}{b_D}$

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

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 na retificação cilíndrica tangencial de mergulho a penetração de trabalho é definida como sendo a espessura de material removida por rotação da peça:

$$a = \frac{v_f}{n_w} \quad (9)$$



## 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 12 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).

Mantidas constantes as demais variáveis de entrada, o aumento da velocidade de avanço ou da penetração de trabalho, em decorrência da maior taxa de retificação específica, leva ao aumento das componentes da força de usinagem [11;12].

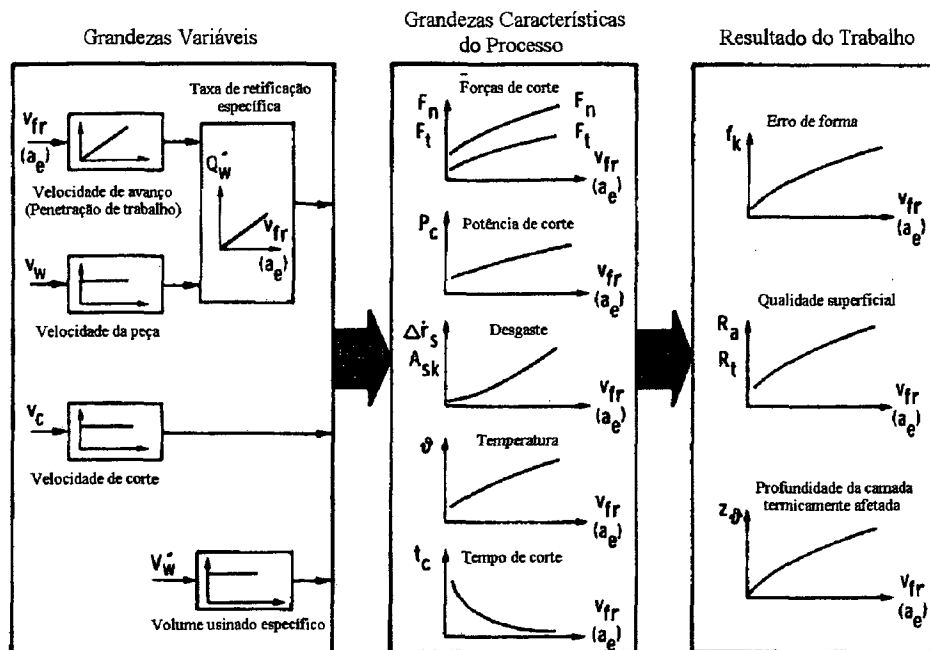


FIGURA 12 - Influência da velocidade de avanço e penetração de trabalho sobre as grandezas características do processo e o resultados do trabalho [1]

A força tangencial pode ser determinada pela equação 10:

$$F_t = \mu \cdot F_n \quad (10)$$

O coeficiente de atrito  $\mu$  é determinado pelo mecanismo de formação do cavaco, dependendo da protusão 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 ( $P_s$ ) é diretamente proporcional à força tangencial e, em decorrência disto, segue o mesmo comportamento:

$$P_s = F_t \cdot v_s \quad (11)$$

Na figura 13 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.

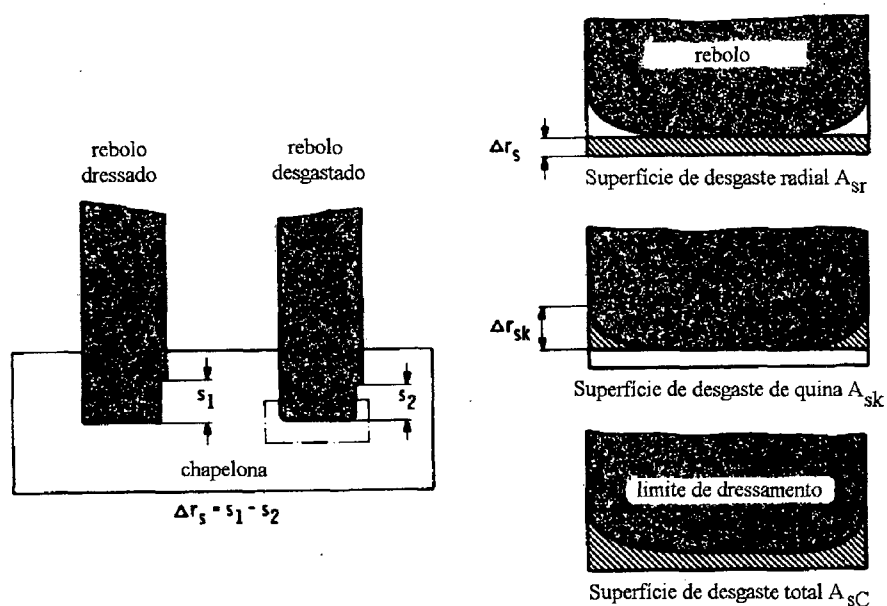
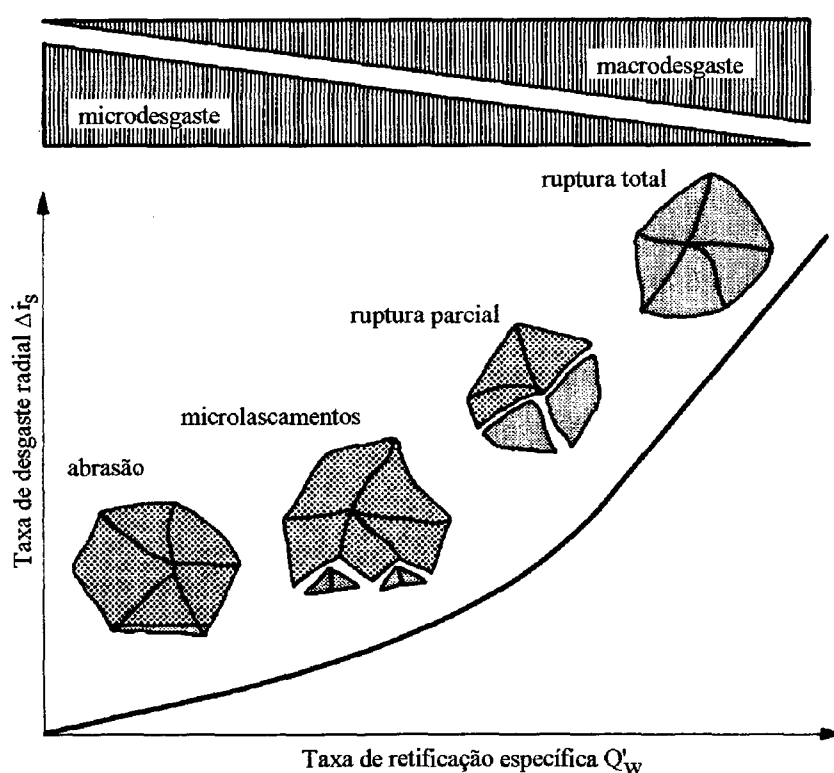


FIGURA 13 - Desgaste em rebolos [1]

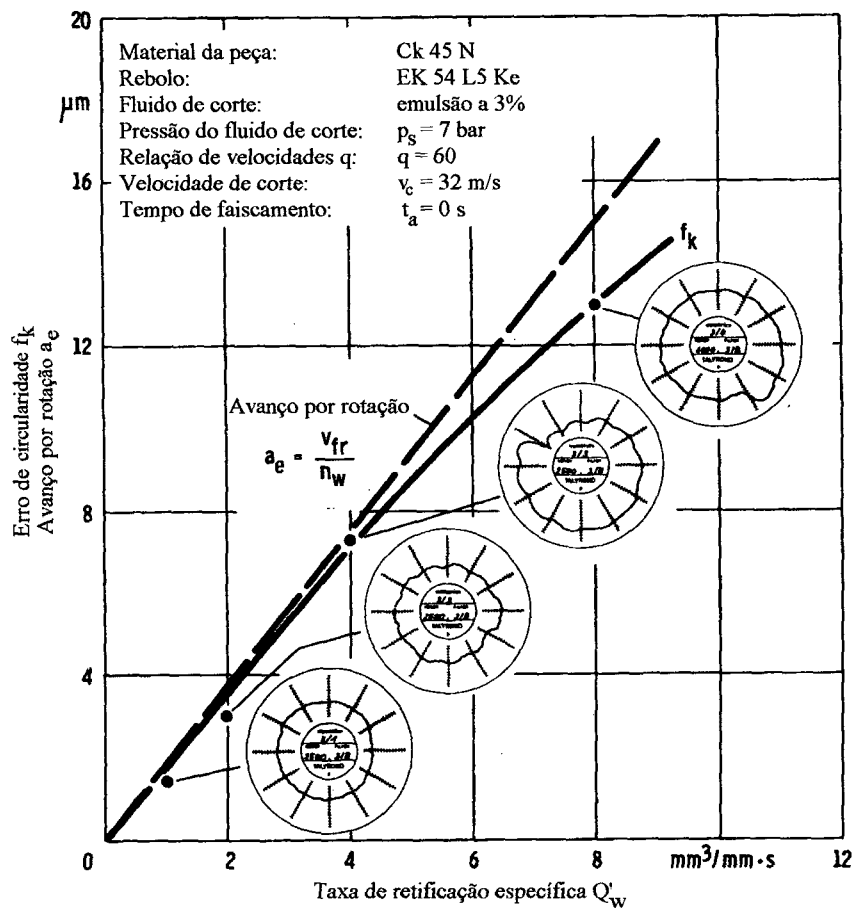
A figura 14 mostra a influência da taxa de retificação específica sobre a atuação dos mecanismos que caracterizam o processo de desgaste. Com pequenas taxas de retificação específica, os mecanismos de desgaste predominantes são o desgaste abrasivo e os microlascamentos, o que faz com que a velocidade 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 [11;12].

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



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

A figura 15 mostra a dependência entre o erro de circularidade e a taxa de retificação específica na retificação cilíndrica de mergulho. 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.

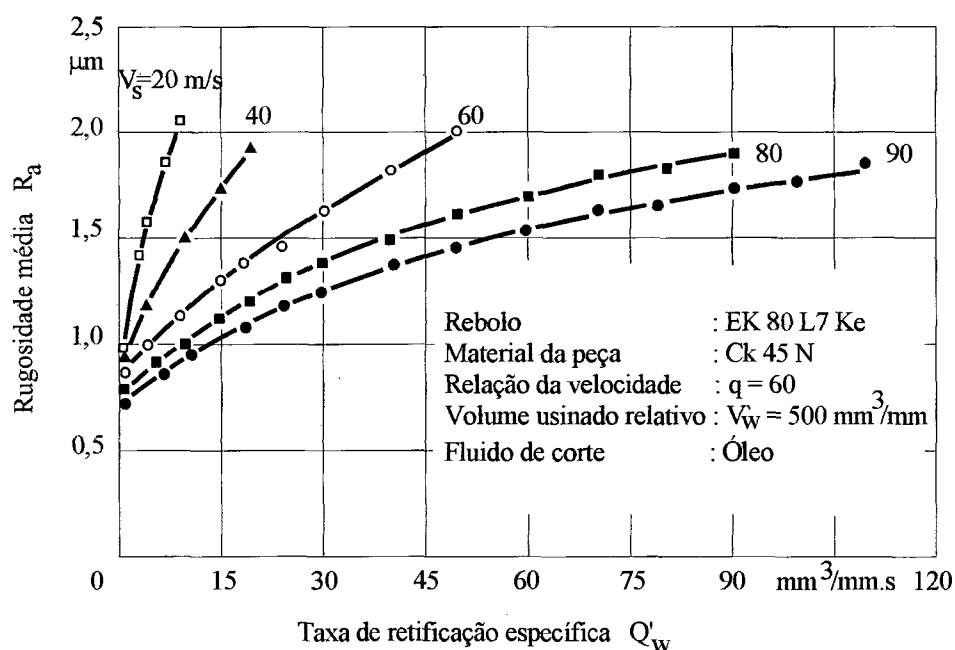


**FIGURA 15** - Dependência entre erro de circularidade, avanço por rotação e taxa de retificação[1]

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 reduzirem,

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 [11;12].

Com o aumento da velocidade de mergulho, diminui a qualidade da superfície retificada. A figura 16 mostra o crescimento da rugosidade  $R_a$  em função do aumento da taxa de retificação específica. 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 [11;12].



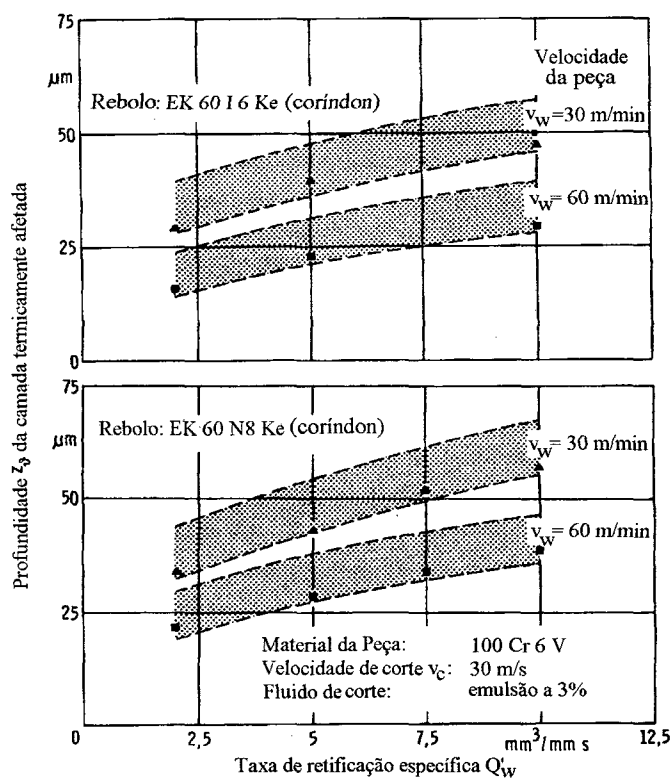
**FIGURA 16-** Influência da taxa de retificação específica na rugosidade média  $R_a$  [1]

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.

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 [11;12].

Note-se que a utilização de um rebolo mais duro (dureza N, no gráfico inferior) 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 [11;12].



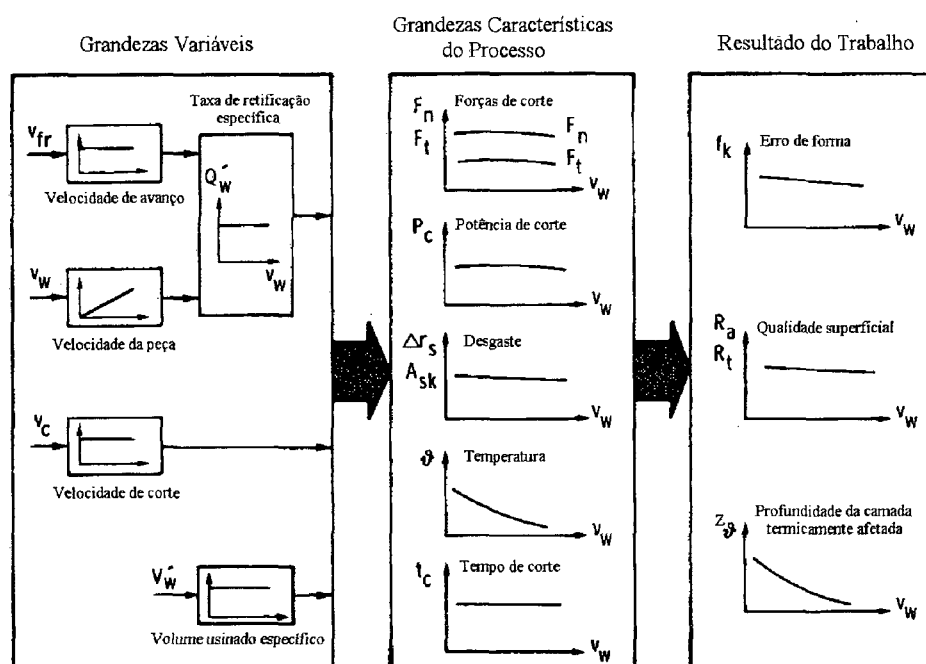
**FIGURA 17** - Profundidade da camada termicamente afetada em dependência da taxa de retificação [1]

## b) Influência da velocidade tangencial da peça na retificação externa cilíndrica de mergulho

A figura 18 mostra a influência da velocidade tangencial da peça ( $v_w$ ) sobre as características do processo e o resultado do trabalho em retificação cilíndrica externa de mergulho.

Forças de corte, potência de corte e desgaste apresentam pequena variação com a velocidade tangencial da peça. Inicialmente ocorre um pequeno acréscimo, mas, após ser atingido um valor máximo, o valor dessas grandezas passa a diminuir.

Se, por um lado, a espessura de usinagem ( $\bar{h}_m$ ) aumenta com o aumento da velocidade da peça ( $v_w$ ), ela se reduz com a conseqüente diminuição da penetração de trabalho ( $a_e$ ). Contudo, com a superposição desses dois efeitos, o que ocorre é o aumento da espessura de usinagem [11;12].



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

Entretanto, o comportamento das grandezas características e o resultado do trabalho não pode ser explicado unicamente pela variação da espessura de usinagem conforme previsto pela equação 5.

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 [11].

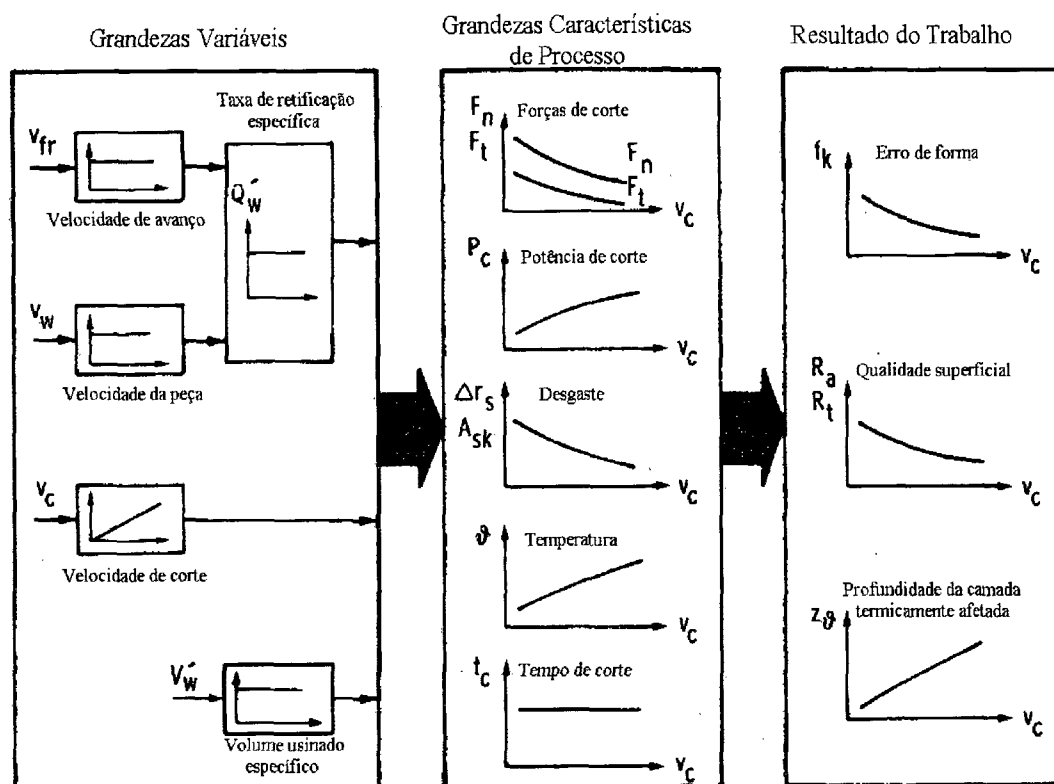
Além disso, para velocidades tangenciais da peça muito pequenas, pode ocorrer que a espessura de usinagem ( $\bar{h}_{ou}$ ) se reduza a tal ponto que muitos gumes não atinjam a profundidade para início de corte ( $T_u$ ) e apenas deformem a superfície da peça. Com isso, o calor gerado pela atuação desses 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.

### **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 ( $v_c$ ).

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 solicitação térmica da peça.





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

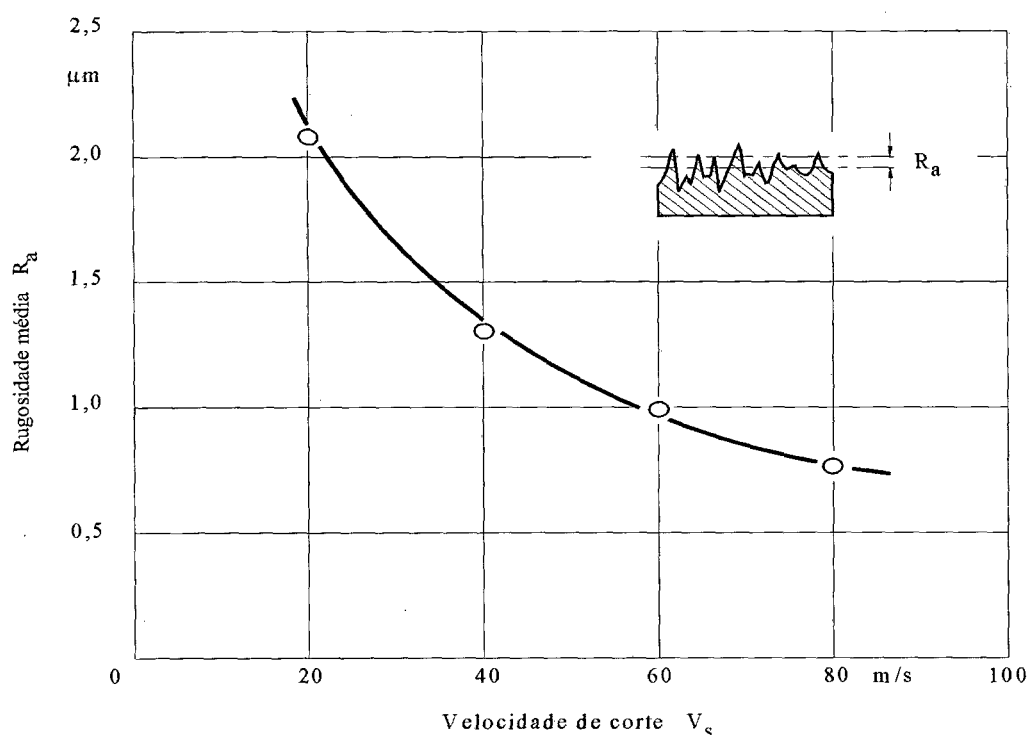
Se por um lado o aumento da velocidade de corte permite também um decréscimo da força tangencial, isto não é suficiente para compensar a sua própria contribuição ao aumento da potência de corte, de modo que  $P_s (= F_t \cdot v_s)$  em geral aumenta com o aumento da velocidade de corte [11;12].

Em retificação de altíssima velocidade ainda ocorre que o fluido alimentado sob pressão e o atrito do ar passam a exercer um efeito de frenagem sobre o rebolo, de modo que, ainda que o acréscimo de  $P_s$  com  $v_s$  não seja tão significativo, é dramático o aumento da potência total requerida [11; 12].

O aumento da potência de corte com o aumento de  $v_s$  leva a temperaturas mais elevadas. Com 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 [11;12].

A figura 20 mostra que a rugosidade geralmente diminui com o aumento da velocidade de corte.



**FIGURA 20** - Rugosidade média  $R_a$  em dependência da velocidade de corte [1]

Velocidades de corte mais elevadas, em virtude da redução da seção transversal do cavaco, geralmente levam a um desgaste radial e de quina reduzidos. 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 [13;14].

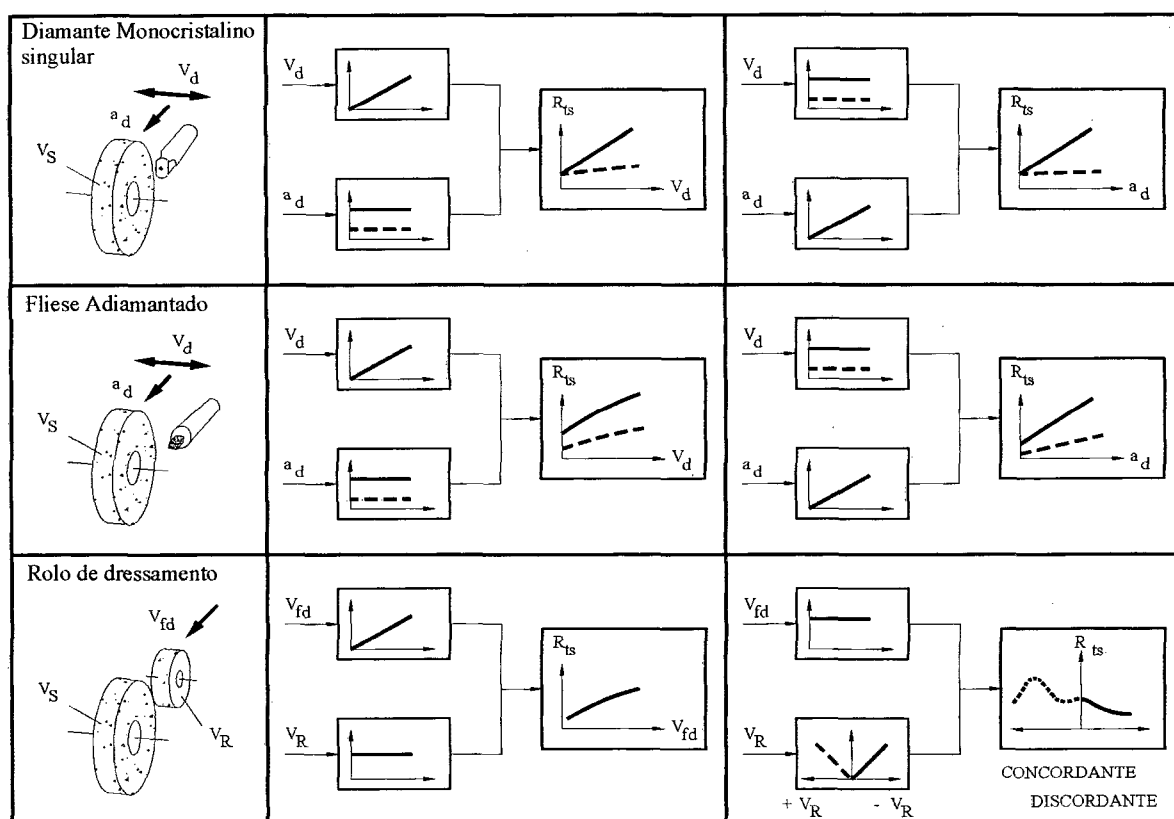
Um parâmetro importante a analisar na retificação é a relação de remoção  $G$ , que é dada pela quociente entre o volume usinado e o volume desgastado do rebolo:

$$G = \frac{V_w}{V_{sc}} \quad (12)$$

Com o aumento da velocidade de corte, geralmente se obtém o aumento da relação  $G$ . Contudo, em caso de se utilizar rebolos de ligantes extremamente suscetíveis ao calor, é possível observar a diminuição de  $G$  em função de solicitações térmicas excessivas.

#### d) Influência do dressamento

Na figura 21 é mostrada a influência das condições de dressamento e do tipo de ferramenta empregada sobre o resultado do trabalho.



**FIGURA 21-** Influência das condições de dressamento sobre a rugosidade para diferentes

ferramentas de dressamento [1]

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.

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 [11;12].

Utilizando-se ferramentas de dressamento fixas, a velocidade de avanço ( $v_d$ ) do dressador, em conjunto com a rotação do rebolo, determina o passo do movimento que é descrito sobre a superfície do rebolo e, portanto, tem grande influência sobre a rugosidade efetiva. Essa influência sobre a agressividade do rebolo é mais acentuada quando se empregam grandes penetrações de dressamento ( $a_d$ ), conforme mostrado na figura 22.

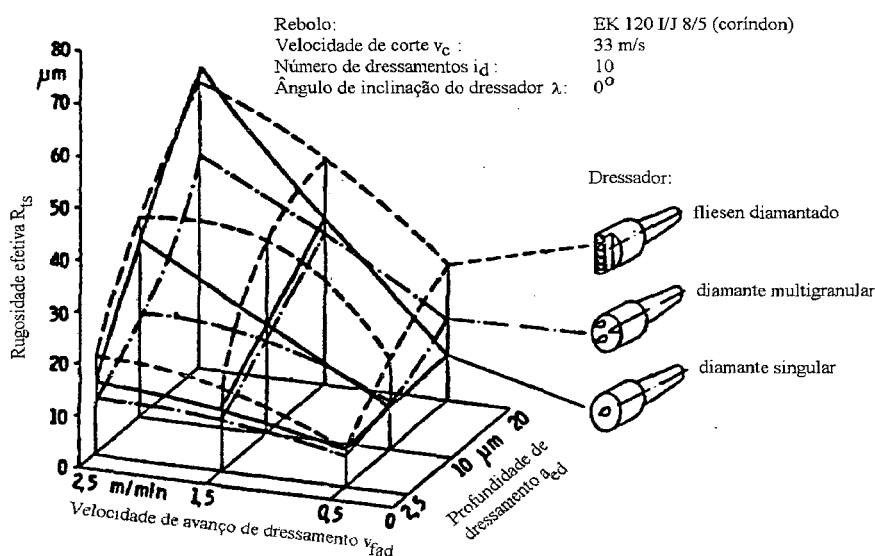
Como resultado da operação de dressamento, é possível reconhecer dois efeitos distintos: o micro e o macro-efeito de dressamento.

O micro-efeito de dressamento é causado pelo fraturamento dos grãos, o que permite a criação de novos gumes. A agressividade dos gumes depende da friabilidade (característica oposta à tenacidade) do grão e também das condições de dressamento. Em dressamentos muito finos ( $v_d$

e  $a_d$  pequenos), partículas muito pequenas são removidas, causando a criação de planos no topo dos grãos e tornando-os pouco agressivos [11;12].

O macro-efeito é caracterizado pela formação de uma rosca na superfície do rebolo, o que produz um perfil bastante agressivo. Normalmente ocorre em dressagens grossas ( $v_d$  e  $a_d$  grandes), onde o micro-efeito 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 [8;11;12]].

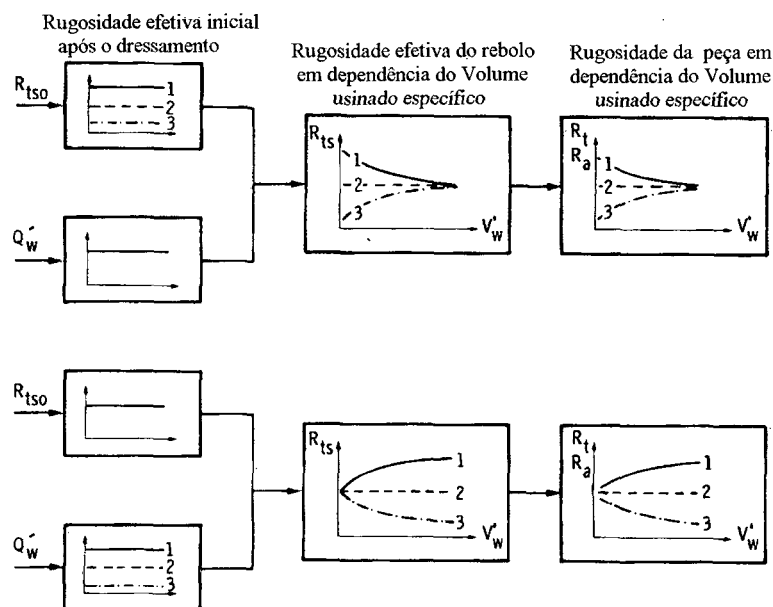
Nos dressamentos finos o macro-efeito não ocorre e predomina uma ação pouco agressiva do micro-efeito. É possível, portanto, obter boas qualidades superficiais mesmo utilizando rebolos de granulometria grosseira.



**FIGURA 22** - Influência da velocidade de avanço e da penetração de trabalho na rugosidade efetiva [1]

### e) Variação da topografia do rebolo ao longo do tempo

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



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

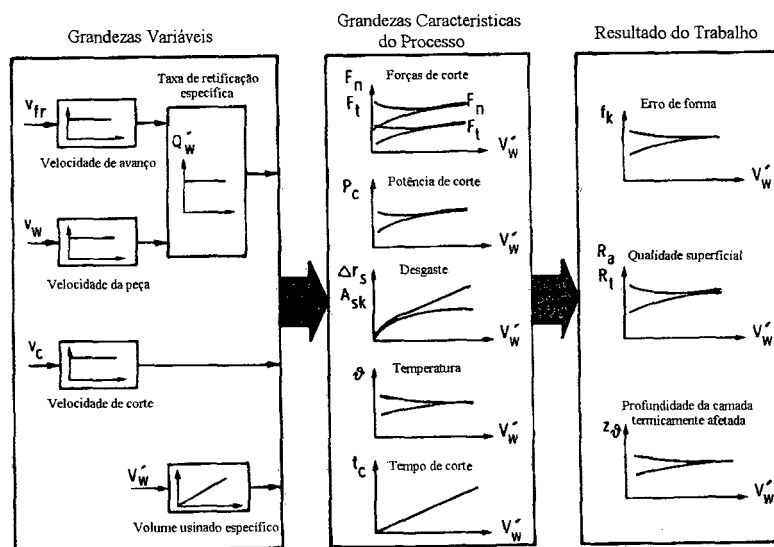
Na parte inferior da figura é mostrado como uma mesma rugosidade efetiva inicial no rebolo varia com diferentes taxas de retificação, à medida que aumenta o volume usinado específico, e a influência deste sobre as peças que vão sendo produzidas. Baixas taxas de retificação específica levam a um desgaste 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 [11;12].

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 [11;12].

#### 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.



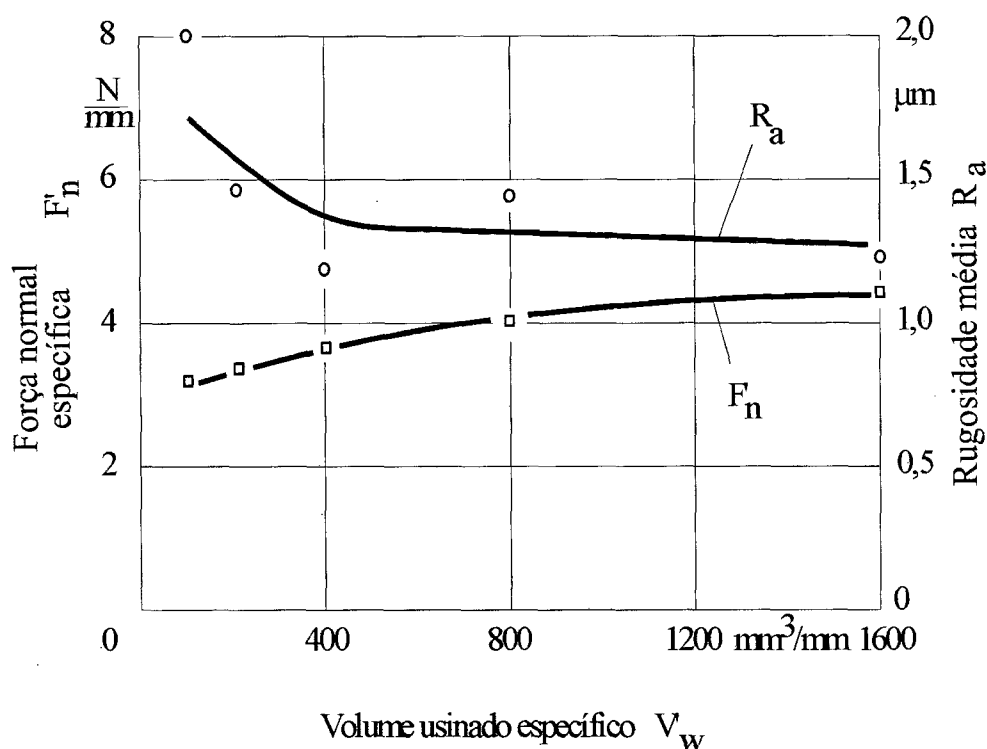
**FIGURA 24** - Influência do volume usinado sobre as grandezas características do processo e o resultado do trabalho [1]

Como mostra a figura 25, no início do processo de retificação, as forças são relativamente baixas, mas a rugosidade produzida nas peças é alta. Isto ocorre porque logo após um dressamento grosseiro 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 macro-efeito 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, diminui-se a seção de usinagem e melhora-se a qualidade superficial das peças e aumenta a força normal específica [11;12].

Rebolo: EK 60 K8 Ke  
 Material da peça: Ck 45 N  
 Velocidade de corte:  $v_s = 45$  m/s  
 Velocidade da peça:  $v_w = 0,75$  m/s  
 Taxa de retificação específica:  $Q'_w = 3$  mm<sup>3</sup>/mm.s

Fluido de corte: 3 % emulsão  
 Ferramenta de dressagem: diamante monocristalino  
 avanço de dressamento:  $s_d = 0,25$  mm/U  
 profundidade de dressamento:  $a_d = 0,02$  mm



**FIGURA 25** - Dependência entre força normal, rugosidade e volume usinado específico [1]

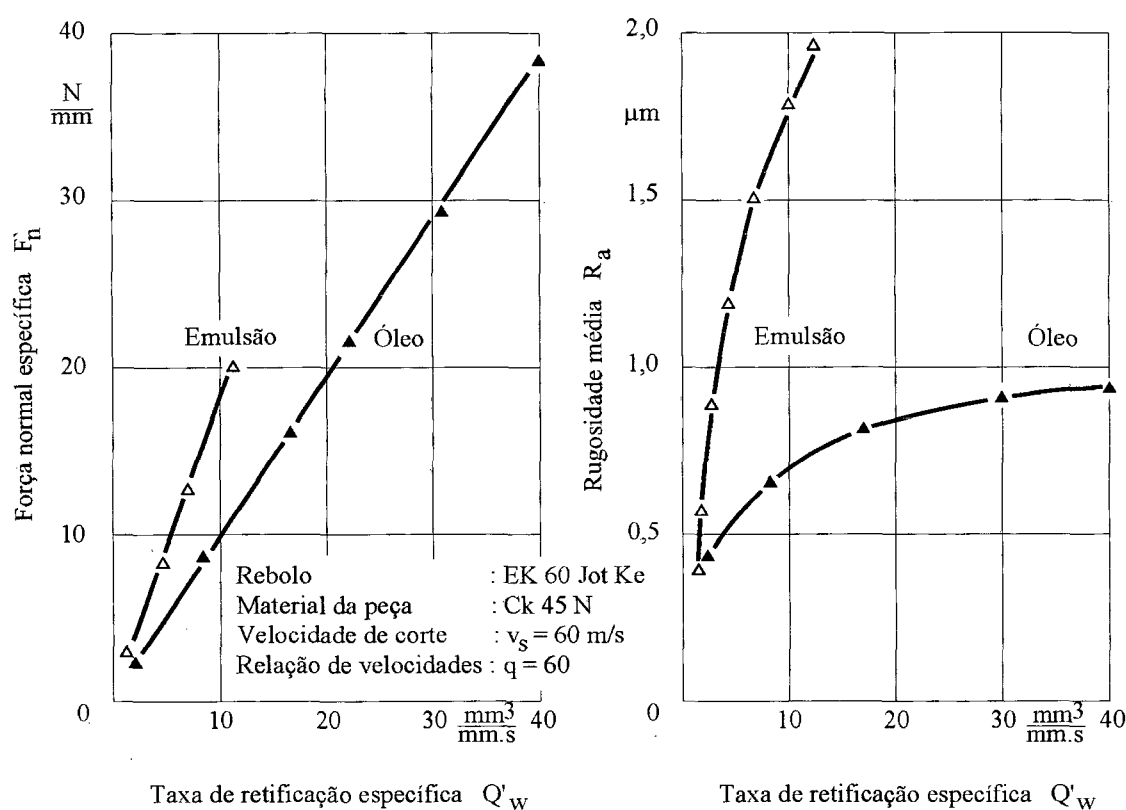
Para um rebolo de grãos grossos mas inicialmente pouco agressivo em decorrência de um dressamento fino, a rugosidade inicial das peças produzidas é baixa, pois o micro-efeito de dressamento produz uma grande quantidade de novos gumes. Porém, com a continuidade do processo, os grãos vão se desgastando por micro e macro-lascamentos e se renovando, de modo que passa a predominar a característica grosseira do próprio rebolo [11;12].



### g) Influência do fluido de corte

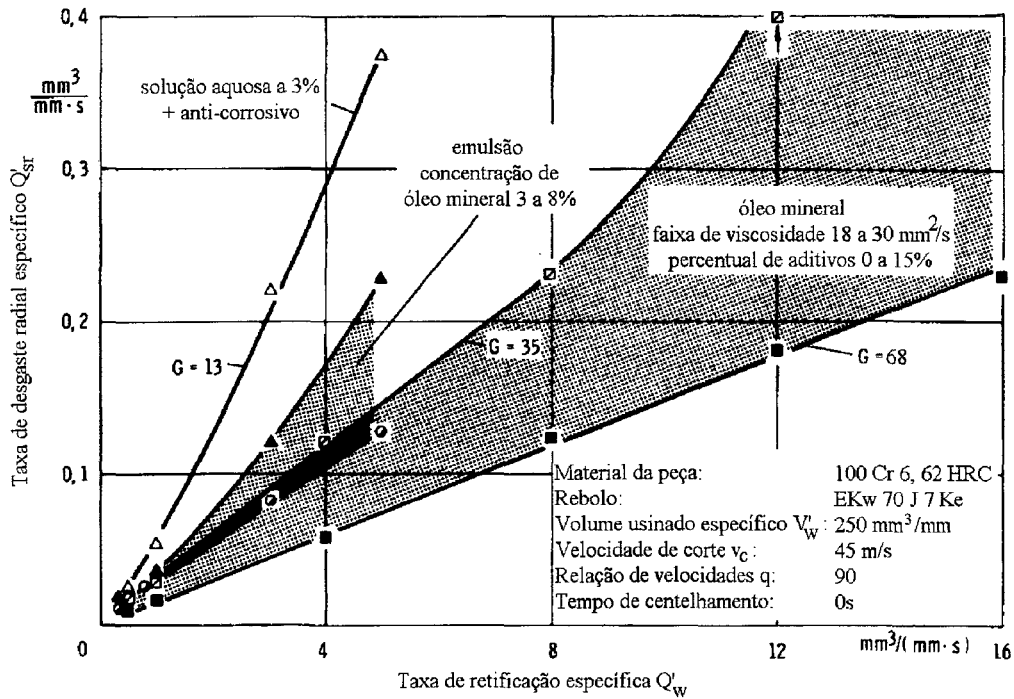
Como mostra a figura 26, a boa propriedade de lubrificação do óleo apresenta as vantagens de reduzir a força de corte e de melhorar a qualidade da superfície.

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.



**FIGURA 26** - Influência do fluido de corte sobre a força normal e a qualidade da superfície [1]

A influência do fluido refrigerante sobre o desgaste do rebolo é mostrada na figura 27. 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 [11;12].



**FIGURA 27** - Taxa de desgaste específico do rebolo em dependência da taxa de retificação específica e do fluido de corte empregado [1]

Também a potência do sistema de alimentação do fluido de corte tem importância na retificação. A figura 28 mostra um sistema no qual uma tubeira leva o fluido de corte diretamente à fenda de trabalho e uma série de tuberias adicionais estão dispostas em torno do rebolo, com a finalidade de incrementar a retirada dos cavacos dos poros. O efeito de limpeza pode ser verificado pela melhoria na qualidade superficial com o aumento do número de tuberias. As tuberias devem ser dimensionadas de modo a garantir a ação do fluido em toda a largura do rebolo [11].

A figura 29 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.

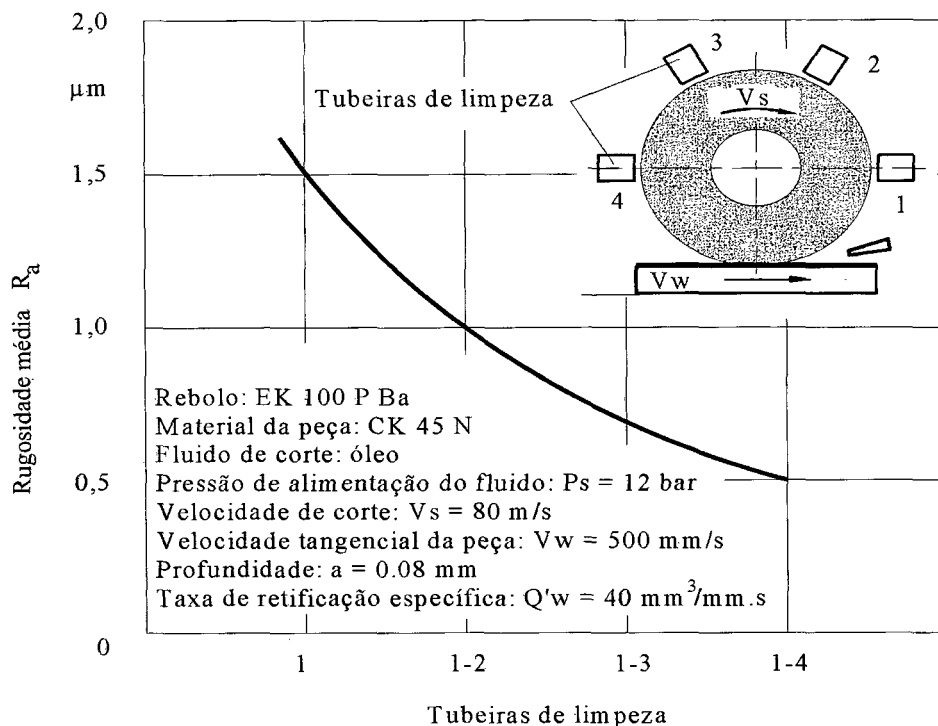


FIGURA 28- Influência do número de tuberas de limpeza sobre a qualidade da superfície [1]

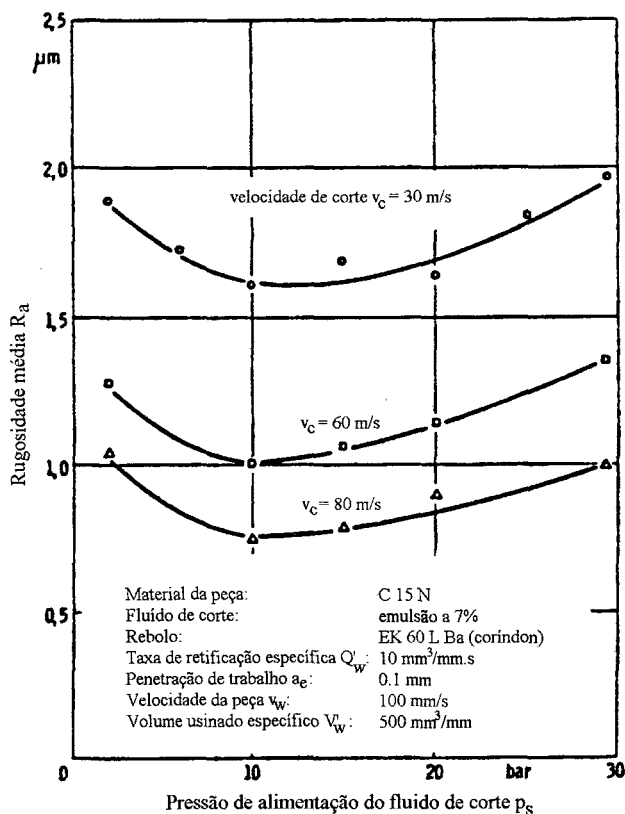
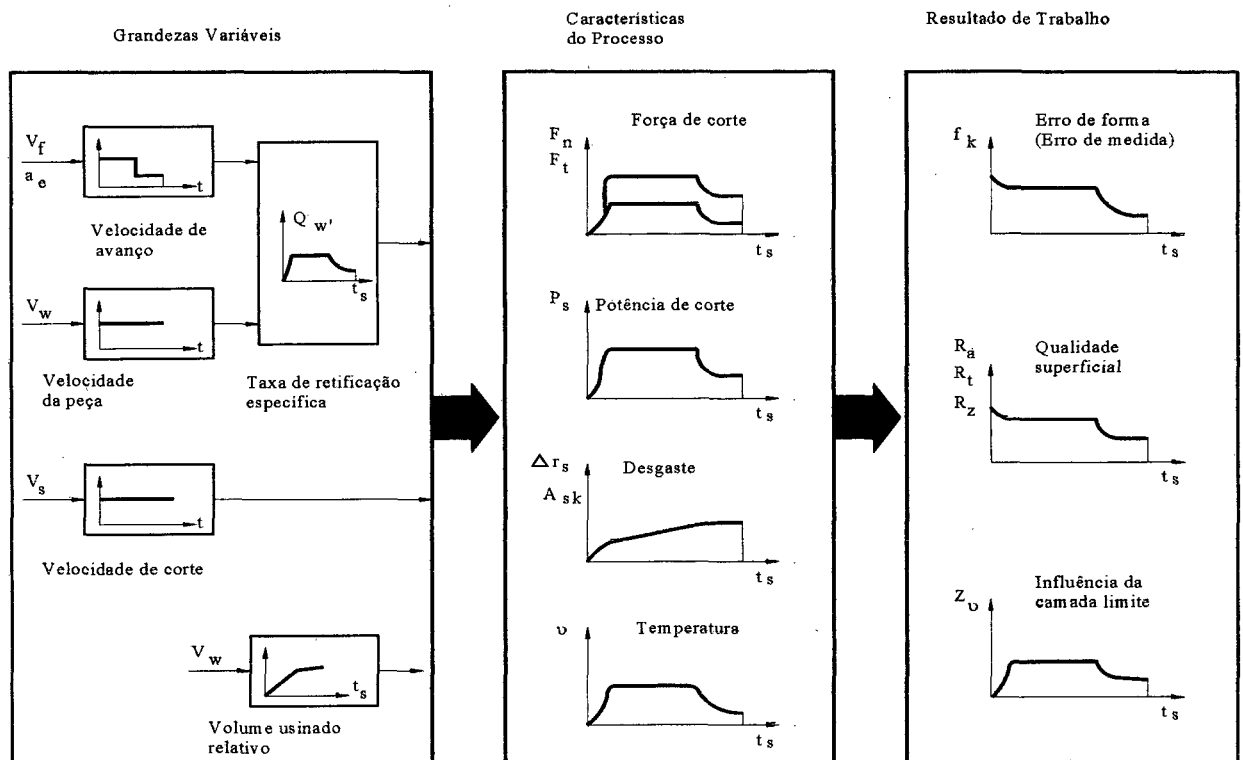


FIGURA 29- Influência da pressão do fluido de corte na rugosidade média [1]

#### 2.4.4 - PROCESSO EM VÁRIAS ETAPAS NA RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO

Grandes taxas de retificação e boas qualidades superficiais são incompatíveis. Em decorrência disso, a diminuição do tempo de fabricação pelo aumento da taxa de retificação específica apresenta limitações quando esta é mantida constante, isto é, quando o processo é executado em uma única etapa. Para contornar tal situação, geralmente o processo é executado em três etapas, a saber, desbaste, acabamento e faiscamento [11]. O comportamento do processo em etapas está mostrado na figura 30.

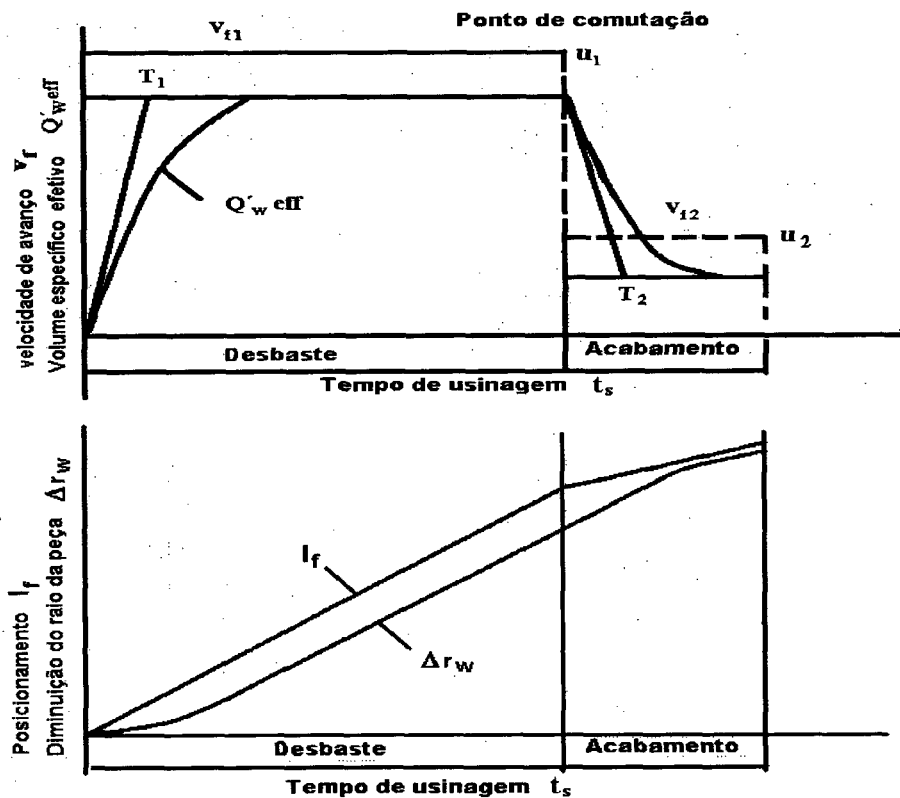


**FIGURA 30** - Características de processo e resultado de trabalho no processo de retificação em duas etapas [1]

A figura 31 mostra que, em decorrência da deformação do sistema rebolo-peça-máquina frente à força normal de corte em desbaste, a taxa de retificação específica efetiva  $Q'_{w'eff}$  é obtida apenas após uma diminuição  $\Delta r_w$  do raio da peça. Esse retardo tem o comportamento de uma função exponencial, cuja constante temporal ( $T_1$ ) é função da rigidez do sistema, da força de

cut and the state of the wheel. The constant  $T_1$  increases for worn wheels due to the increase in the normal force of dressing.

Also, the transition from the dressing phase to the finishing phase is related to a delay. This occurs because the effective position does not correspond to the regulated position due to the deformation caused by the cutting force in dressing. It takes some time for the system to stabilize after the abrupt decrease in the feed, so that the decrease in the normal force is slow until it reaches a lower typical level of the finishing phase. This behavior of the system is associated with the time constant  $T_2$ , whose value can be approximated to that of  $T_1$  [9].



**FIGURA 31** - Representação do comportamento de um processo de retificação de duas fases [9]

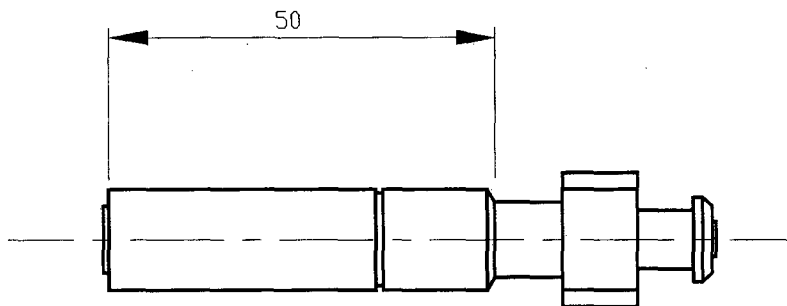
Because there is always a relationship between system deformation and feed force in grinding, it can be concluded that there is a need to let the wheel dress itself, without feed, so that it can reach the desired dimension. This operation, in which the deformations cancel out, is called dressing [9].

## CAPÍTULO 3

### MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 - CARACTERÍSTICAS DA OPERAÇÃO ESCOLHIDA

Conforme citado anteriormente, este trabalho foi desenvolvido no escopo de um convênio do LMP com a empresa Robert Bosch Ltda - Curitiba. O trabalho envolveu o estudo do processo de retificação para o componente mostrado na figura 32. A partir disto ficaram definidos o processo, o material da peça e os dados de usinagem de referência, que seriam os utilizados na empresa.

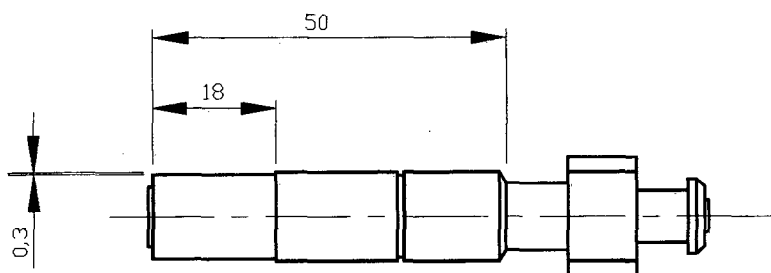


**FIGURA 32** - Corpo de prova inicial

Processo de Retificação Empregado: Retificação cilíndrica externa de mergulho, em três estágios (desbaste, acabamento e faiscamento).

Ferramenta Empregada: Rebolo da Óxido de Alumínio tipo 38A120MVS  $\phi$  400 mm.

Corpo de Prova: O material do corpo de prova é o aço 100 Cr 6 temperado e revenido, com dureza 62 +/- 2 HRc. Quanto às dimensões, em função das limitações da retificadora fornecida pela empresa, não foi possível retificar toda a peça, mas apenas uma largura de 18 mm, (figura 33). Isto possibilita, por outro lado, a realização de dois ensaios por peça.



**FIGURA 33** - Corpo de prova final

#### Variáveis do Processo

- Velocidade de avanço ( $v_f$ )
- Velocidade de corte ( $v_s$ )
- Velocidade da peça ( $v_w$ )
- Tempo de faiscamento ( $t_a$ )
- Rebolo
- Condições de dressamento
- Condições do fluido de corte

#### Características do Processo

- Potência de usinagem
- Desgaste dos rebolos
- Duração do processo

## Resultados do Trabalho

### Peça

- Precisão dimensional
- Precisão de forma - circularidade
- Rugosidade
- Influência na camada limite

### Rebolo

- Desgaste e empastamento

## Valores Estimados para as variáveis

Segundo a empresa Robert Bosch, tem-se os seguintes dados para a retificação do aço

100Cr6:

- Rebolo: 38 A 120 MVS  $\varnothing$  400 mm
- Velocidade de corte : 30 m/s
- Velocidade da peça: 0,354 m/s  $\varnothing$  peça 12 mm
- Velocidade de avanço no desbaste : 8 mm/min
- Velocidade de avanço no acabamento : 0,6 mm/min
- Tempo de faiscamento : 1,5 s
- Rugosidade limite : 4  $\mu\text{m}$   $R_z$
- Circularidade limite : 3  $\mu\text{m}$
- Vida entre dressagens : 40 peças
- Fluido de corte : emulsão a 5%



Para o óxido de alumínio estas condições foram consideradas como referência e foram realizados testes para:

- Avaliação do processo e confirmação destes resultados.
- Levantamento de dados para posterior comparação com rebolos de CBN na continuação dos trabalhos em retificação no LMP.

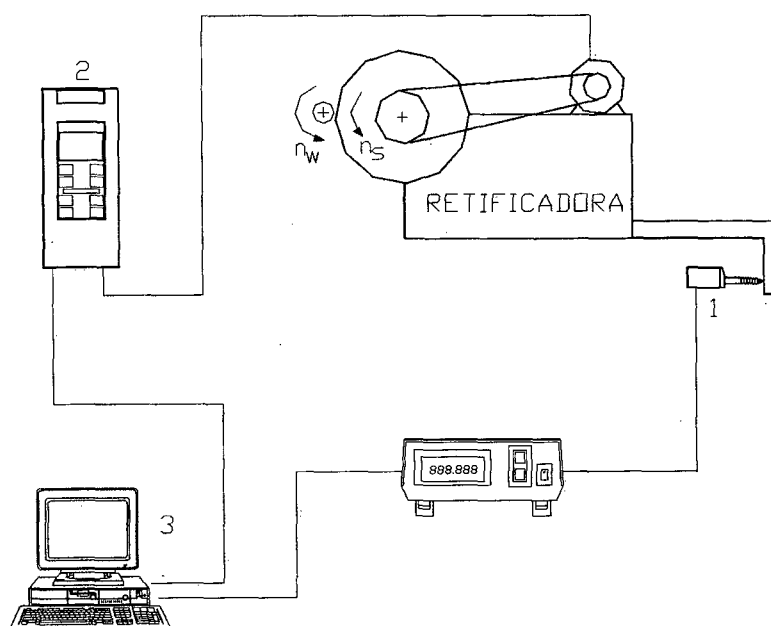
### **3.2 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS**

Para a montagem da bancada de ensaios, foram utilizados equipamentos para medição em processo e outros para posterior obtenção dos resultados. Este trabalho foi desenvolvido com o apoio da infra-estrutura de equipamentos de 4 laboratórios do departamento de engenharia mecânica da UFSC, quais sejam: Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), Laboratório de Análise de Superfícies (LASUS), Laboratório de Metrologia (LABMETRO) e Laboratório de Materiais (LABMAT).

- Retificadora cilíndrica
- Conversor de frequência
- Medidor de deslocamento
- Microcomputador
- Rugosímetro
- Micrômetro externo digital
- Circularímetro
- Sistema de fluido de corte

### Retificadora

Para os ensaios dispunha-se de uma retificadora cilíndrica FORTUNA AFB 300 - ano de fabricação 1972 - Frankfurt - Alemanha. Esta máquina foi utilizada até 1992 na empresa Robert Bosch Ltda - Curitiba, e foi cedida ao LMP especificamente para o desenvolvimento de tecnologia em retificação em 1994. Passou por uma reforma e atualmente se encontra em plenas condições de funcionamento. A figura 34 mostra de forma esquemática a montagem utilizada nos ensaios.



- 1 - medidor de deslocamento
- 2 - conversor de frequência
- 3 - microcomputador

**FIGURA 34** - Representação esquemática da montagem da bancada

### Conversor de Frequência

- Marca DANFOSS - modelo VLT 2000
- Utilizado para o controle da velocidade do motor da retificadora
- Utilizado para obtenção de valores do processo, como potência consumida e variação da corrente do motor principal.

### Medidor de deslocamento

- Medição da velocidade de avanço e tempos de processo

### Microcomputador

- Para o gerenciamento dos dados gerados em processo. O software para aquisição dos dados foi desenvolvido no LMP. O tratamento dos dados gerava como saída a emissão de gráficos de valores do processo, como a potência e a corrente consumidas no motor principal.

### Medição da Rugosidade dos Corpos de Prova

Para esta medição foi utilizado o rugosímetro PERTHEN modelo Perthometer S8P PRK do laboratório LASUS. Os parâmetros de rugosidade medidos foram  $R_z$  e  $R_a$ .

## **3.3 - PREPARAÇÃO DA RETIFICADORA**

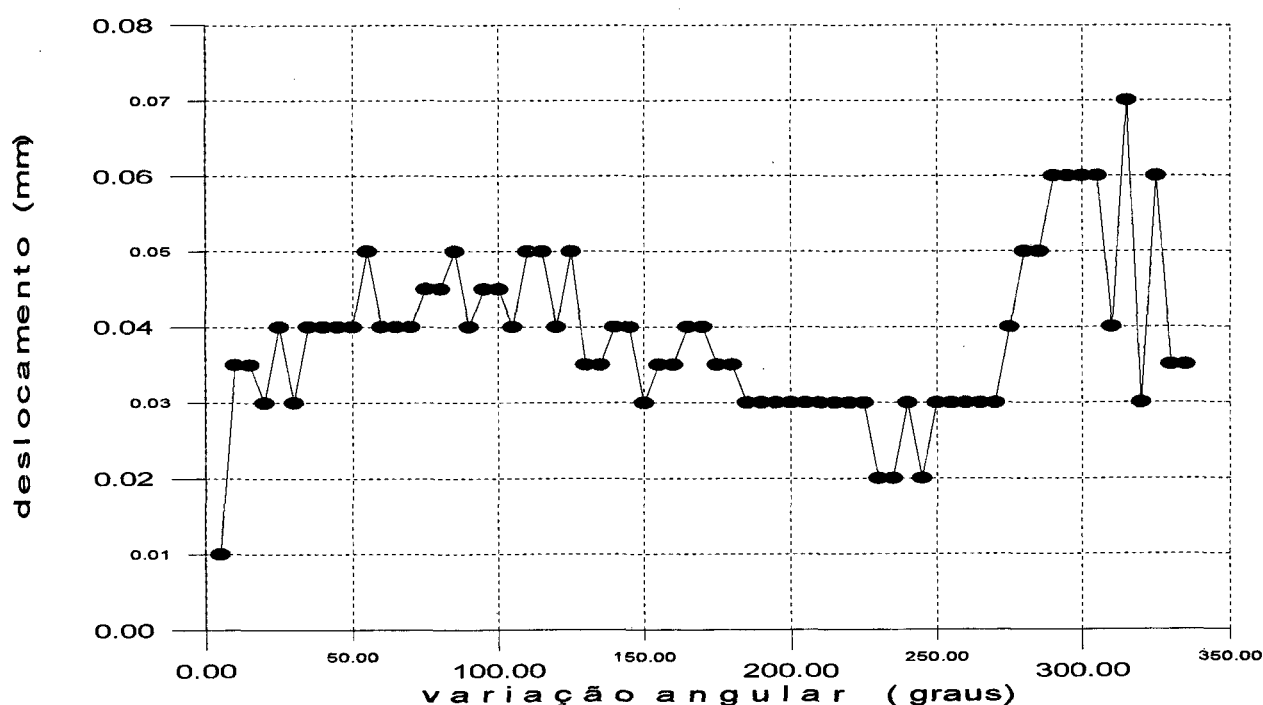
Para que a retificadora ficasse em condições de uso para realização dos experimentos em retificação, foi submetida a uma minuciosa manutenção corretiva. Na oportunidade foram adaptados equipamentos e proteções necessários para os ensaios.

### 3.3.2 - VERIFICAÇÃO DA VELOCIDADE DE MERGULHO DO CARRO PRINCIPAL

O controle da velocidade de mergulho do carro de avanço é feito através de uma válvula hidráulica com graduação grosseira. Para a regulação desta velocidade, é necessário medi-la sempre que se utilizar uma nova velocidade de avanço na máquina. Inicialmente, este controle foi feito cronometrando-se um deslocamento, observado através de um relógio comparador.

Nas primeiras observações foi possível avaliar que o movimento do carro era descontínuo, sofrendo acelerações em certos pontos. Estudando o sistema de avanço, o qual tem como componentes principais, uma cremalheira acionada por um cilindro hidráulico e um sistema came-seguidor, foi constatado que tanto a came quanto a cremalheira estavam em péssimo estado.

A figura 36 mostra os resultados das medições da came. Para uma came em boas condições o acréscimo de avanço deve ser constante para um determinado ângulo, o que não foi verificado nesta medição. Com a substituição dos componentes o movimento passou a ser normal.

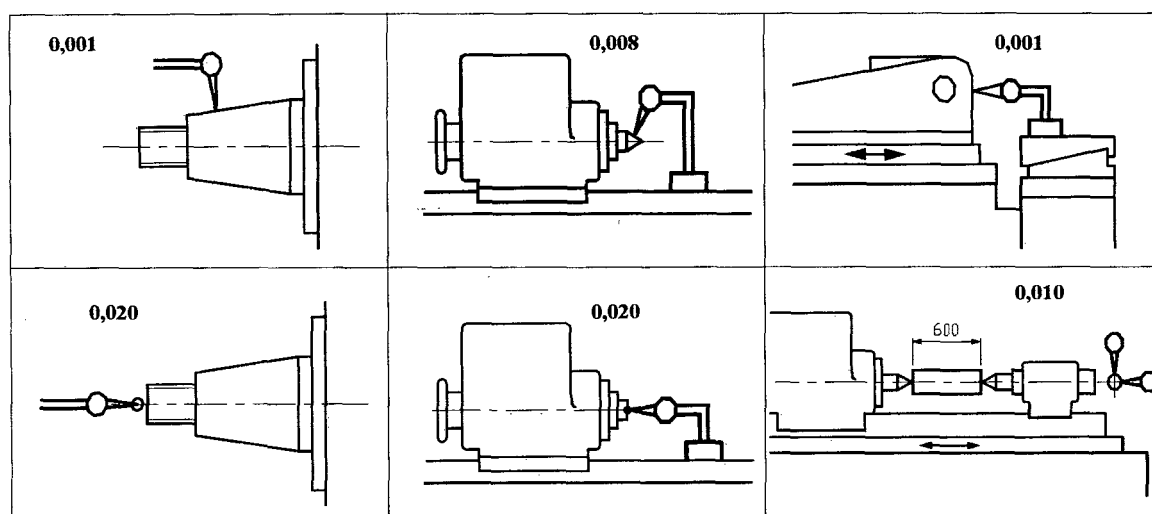


**FIGURA 36** - Deslocamento do cabeçote como função da rotação do came do sistema de avanço da retificadora

### 3.3.1- RECEPÇÃO E REFORMA GERAL

A retificadora FORTUNA AFB 300 empregada neste trabalho, foi utilizada na empresa cedente por um longo período de tempo. Para adequá-la à pesquisa a primeira providência após instalada no LMP foi uma manutenção corretiva detalhada, bem como limpeza, lubrificação e pintura.

O passo seguinte foi realizar uma avaliação segundo o plano de verificação dos principais itens da geometria da máquina, conforme a figura 35.



**FIGURA 35** - Representação esquemática do plano de verificação geométrica da retificadora FORTUNA AFB 300

Para adequá-la para os ensaios ainda foi trocado o motor principal por um de maior potência, sendo instalado um motor de baixa vibração fornecido pela empresa WEG [28].

Um ponto importante desta máquina é sua ótima precisão de posicionamento. Na verificação deste item foi obtida uma repetibilidade de  $1,0 \mu\text{m}$  com a máquina em vazio.

### **3.3.3 - ADAPTAÇÃO DO CONVERSOR DE FREQUÊNCIA**

A velocidade de corte na retificação externa é dada em função do diâmetro externo e da rotação do rebolo. Como este, no caso da utilização de rebolos convencionais, sofre desgastes e precisa ser drêssado, tem-se continuamente uma diminuição do diâmetro, exigindo-se um controle da rotação para manter a velocidade de corte constante.

Neste trabalho optou-se pela utilização de um motor trifásico de corrente alternada, com controle da rotação do mesmo através de um conversor de frequência. Foi escolhido um conversor da marca DANFOSS, modelo VLT 2000, pelos seguintes aspectos:

- Interface RS232 para comunicação serial com um microcomputador PC compatível;
- Fornecer dados de potência consumida e corrente do motor principal da retificadora;
- Programação prática da mudança de rotação do motor.

O conversor é colocado em série com o motor principal. O ajuste da frequência da corrente de entrada pode ser comandado pelo teclado do conversor ou via microcomputador.

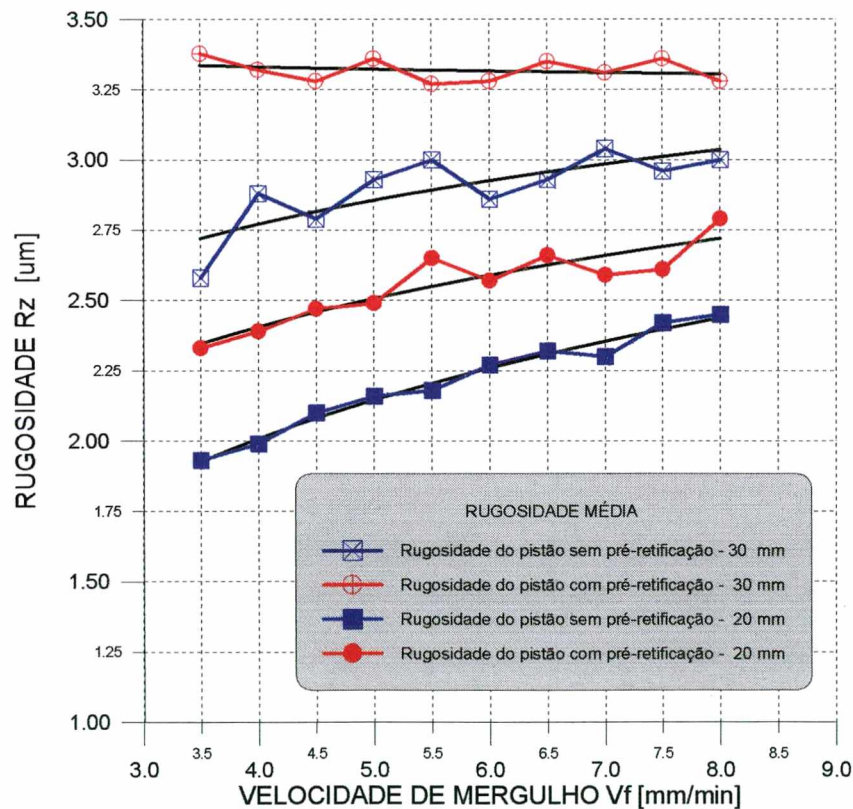
### **3.3.4 - ADEQUAÇÃO DAS POLIAS DO EIXO PORTA-REBOLO PARA OS ENSAIOS**

#### **a) Resultados Preliminares**

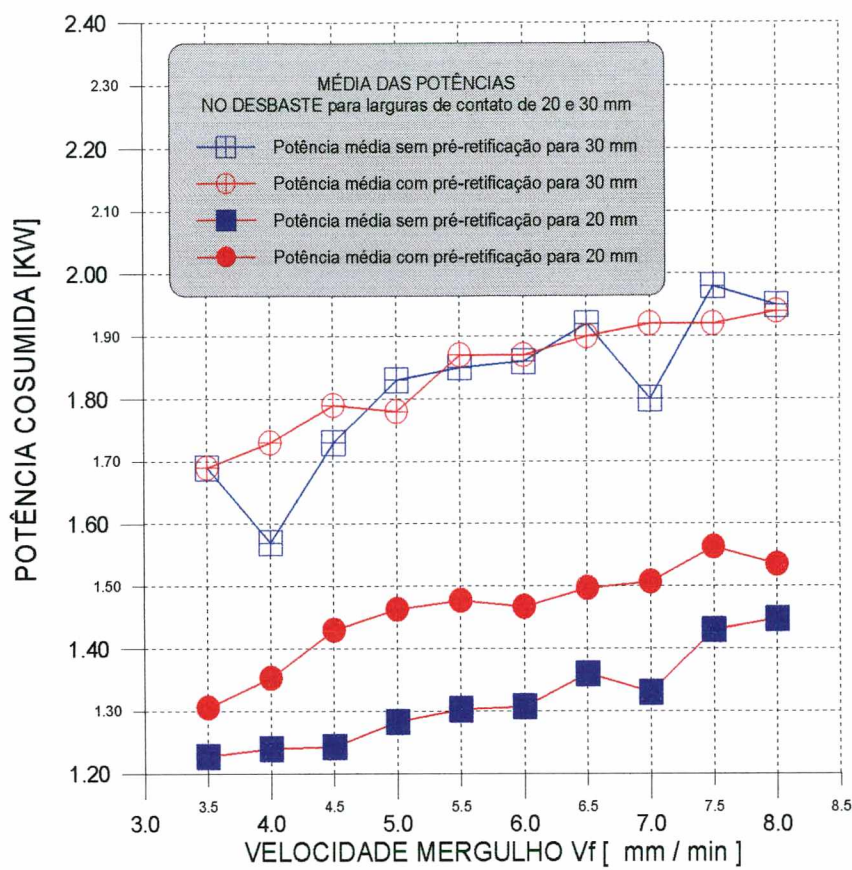
A transmissão de movimentos do motor principal para o eixo porta-rebolo da retificadora, originalmente era executada através de correia e polias planas. Este fato não chamou a atenção, pois como a retificadora já havia sido utilizada nesta concepção, considerou-se que, para a peça em estudo, não haveria problemas.

No entanto, na realização de ensaios preliminares, para conhecimento e teste da retificadora, verificou-se que não era possível retificar a largura de 50 mm da peça. O motor da máquina não apresentava potência suficiente (potência nominal de 2,2 kW, sendo atingidos valores acima de 3 kW), ocasionando inclusive perda de rotação do rebolo. A partir disso, estabeleceu-se larguras de contato entre rebolo e peça de 20 e 30 mm.

Além disso, em outros testes verificou-se que a rugosidade apresentava resultados distintos quando era variada apenas a largura de contato, conforme figura 37, o que não condizia com a teoria. Na busca de explicações para tal fato, aventou-se a possibilidade de estar ocorrendo escorregamento da transmissão da correia. Nesses ensaios também foi avaliada a influência da variação de medidas do diâmetro das peças, sendo realizados ensaios com e sem pré-retificação. Para a potência a diferença nos resultados é mostrada na figura 38.



**FIGURA 37** - Rugosidade em função da velocidade de mergulho para larguras de contato de 20 mm e 30 mm (com e sem pré-retificação)



**FIGURA 38** - Potência consumida em função da velocidade de mergulho para larguras de contato de 20 mm e 30 mm (com e sem pré-retificação)

Na verificação do escorregamento da correia foram realizados ensaios com a medição da rotação durante o processo, sendo anotada a menor rotação observada. Foi verificado que a rotação do eixo do rebolo diminuía sensivelmente. A rotação do motor diminuía bem menos, demonstrando que havia um problema na transmissão. Observaram-se reduções de até 30% do valor ajustado no eixo do rebolo.

Motivada por estes ensaios foi tomada a decisão de instalar polias e correias sincronizadoras, que apresentam melhores características em relação ao sistema anterior.

Também ficou estabelecido a partir destes ensaios iniciais, que as peças seriam sempre pré-retificadas, eliminando-se a variação de diâmetro como fator aleatório. Para esta



preparação, a quantidade máxima retificada foi estabelecida em 0,1 mm no raio, em condições suaves de processo.

## **b) Testes com as Polias Sincronizadoras**

A escolha das polias sincronizadoras foi feita em função destas não apresentarem escorregamento e terem bom comportamento quanto à transmissão de vibrações.

Foram instaladas polias e correia da marca GATES [29], tipo HTD com dentes semicirculares para melhor distribuição da força.

Para avaliar o comportamento desta nova transmissão foram realizados ensaios, onde foram avaliados a queda de rotação, a potência máxima consumida e a rugosidade para larguras de contato de 20 e 30 mm. Três condições de velocidade de avanço foram utilizadas e os resultados são mostrados na figura 39.

Os gráficos mostram que a queda de rotação foi insignificante, quando comparada com o que ocorria antes (quedas de até 30%). Nestes ensaios a queda máxima foi em torno de 1%. A potência máxima consumida teve um aumento em função da maior taxa de retificação efetiva. A rugosidade não mostrou diferenças significativas para as larguras de contato de 20 e 30 mm. Para minimizar o consumo de rebolos e material de peças, bem como para se ter maior campo de trabalho em relação à potência disponível na máquina, resolveu-se utilizar a largura de contato de 20 mm em todos os ensaios.

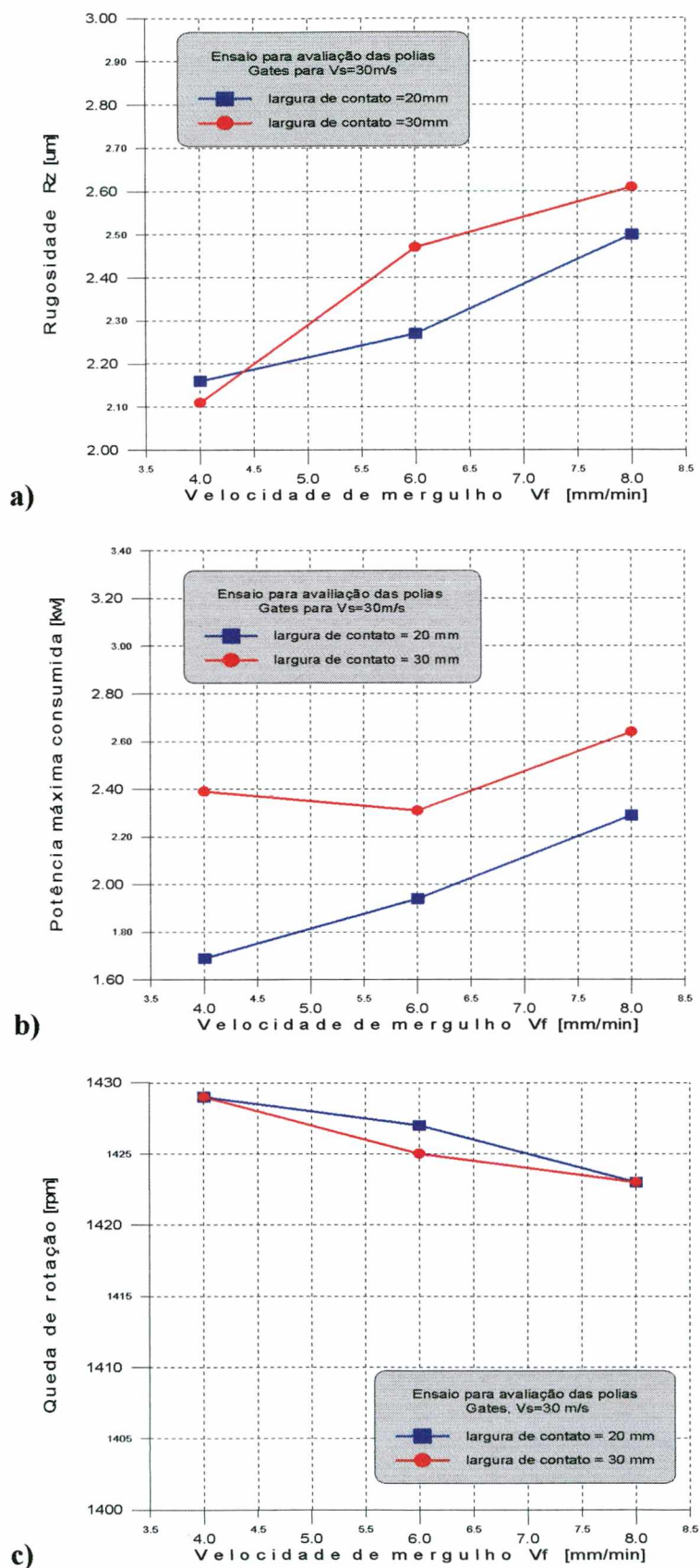


FIGURA 39 - Rugosidade, potência máxima e queda de rotação para polias sincronizadoras

### 3.3.5 - ADAPTAÇÃO DE UMA PROTEÇÃO PARA A REGIÃO DE TRABALHO

Para evitar que o fluido de corte escapasse pelas laterais da proteção externa, o que deixava o chão molhado e escorregadio, foi projetada e adaptada uma proteção interna. Esta restringe o fluido à região de trabalho do par rebolo-peça e pela sua concepção não dificulta a operação da retificadora, figura 40.

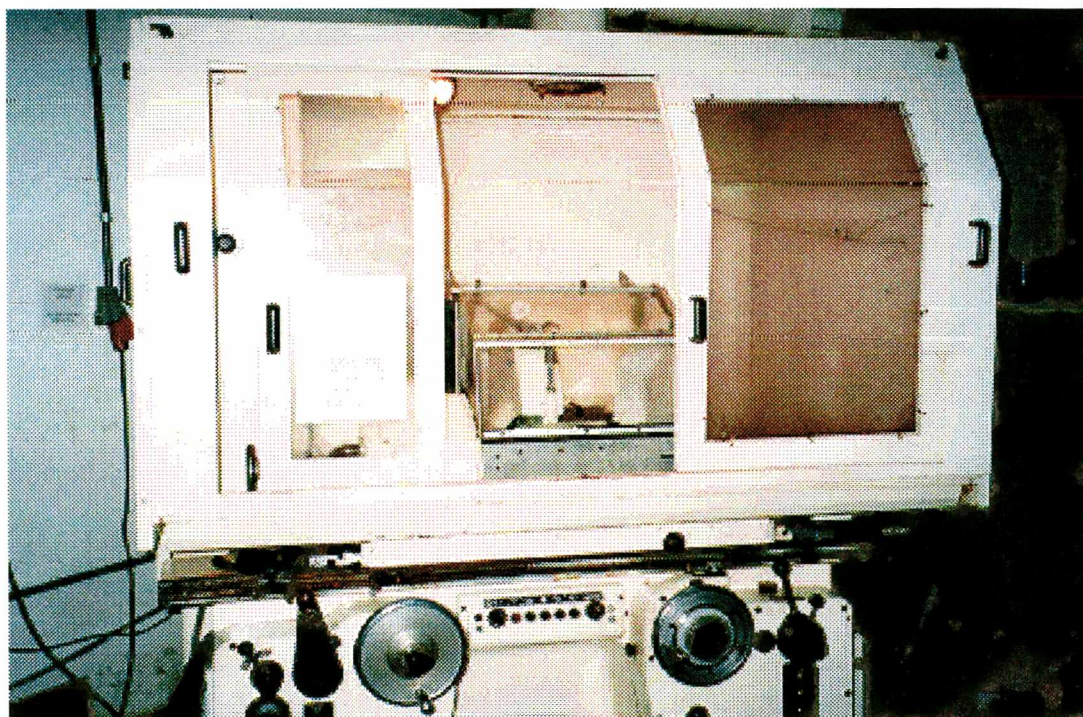


FIGURA 40 - Proteção da região de trabalho

### 3.4 - PREPARAÇÃO DO SISTEMA DE FLUIDO DE CORTE

Devido à grande quantidade de calor produzida na retificação e à parcela de energia conduzida para a peça, torna-se importante a utilização de um sistema de fluido de corte adequado.



A retificadora utilizada não era equipada com um sistema de fluido de corte, pois na empresa de sua origem era utilizado um sistema central. Assim foi necessária a adaptação de um sistema de fluido de corte a partir de um reservatório comercial com filtro.

A capacidade do reservatório era de aproximadamente 200 litros, permitindo equilíbrio da temperatura do fluido. O sistema deveria permitir vazões na faixa de 30 a 100 l/min. O controle da vazão deveria ter erros aceitáveis de medição. Para atender a recomendação da literatura, de que a velocidade do jato seja próxima à velocidade de corte (neste caso em torno de 30 m/s), tornou-se necessário reprojeter o sistema de bombeamento do fluido de corte do sistema comercial adaptado.

### **3.4.1 - PROJETO DO SISTEMA DE FLUIDO DE CORTE**

A filtragem do fluido passa por dois estágios. Inicialmente, após deixar a região de corte, o fluido passa ao tanque de decantação e separação de graxa e óleo, conforme figura 41. Este tanque, que fica na própria máquina, também possui um separador magnético de cavacos. Saindo deste tanque o fluido cai sobre o filtro de papel. Após passar pelo filtro, o fluido fica pronto para ser reconduzido à região de corte.

#### **Seleção da Bomba**

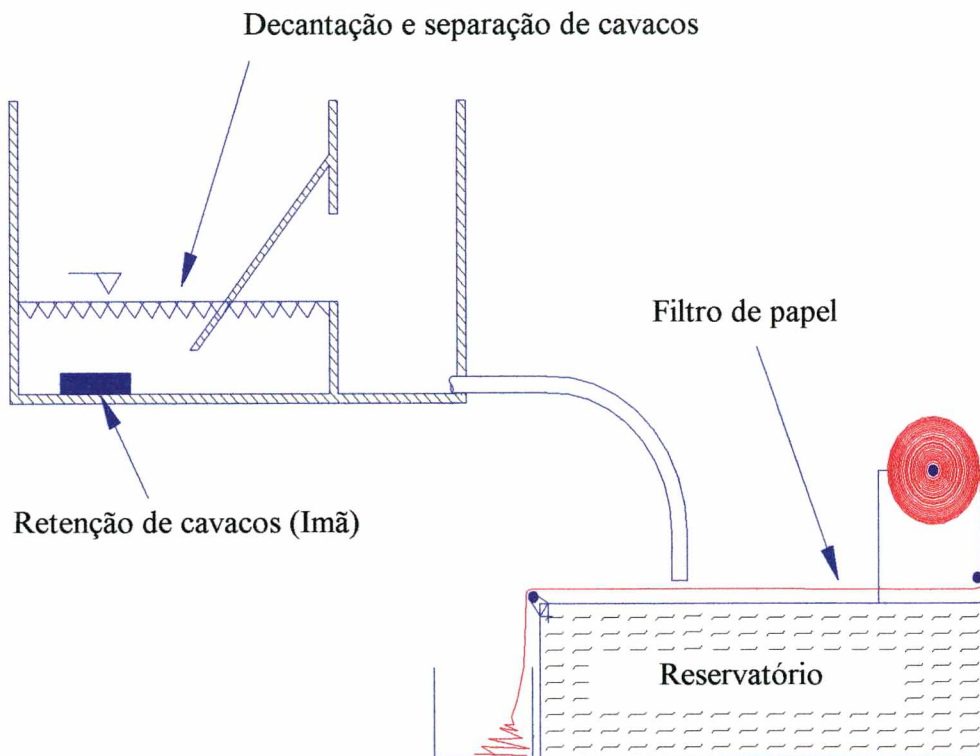
O sistema de fluido de corte envolve os componentes mostrados na figura 42., para a escolha da bomba é necessário estabelecer a vazão desejada e calcular as perdas de carga do sistema.

Através da equação 13 é calculada a altura manométrica necessária ao sistema.

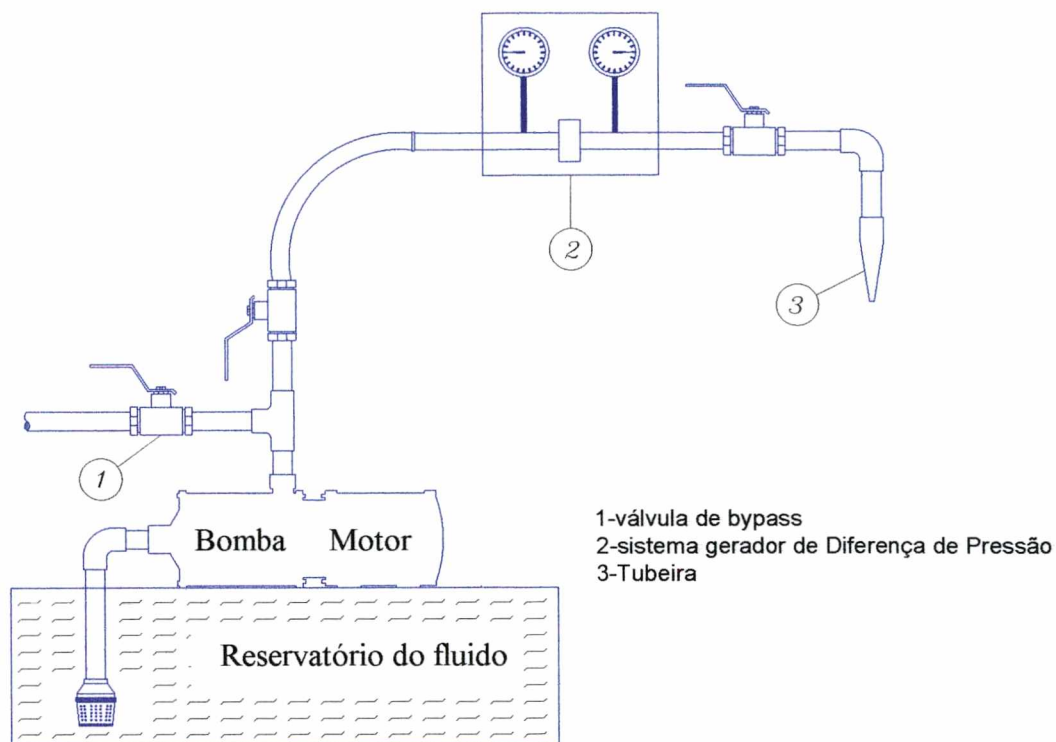
$$H = (h_a + h_r) + (J_a + J_r) + (v_2^2 - v_1^2) / 2g \quad (13)$$

Para uma vazão  $Q = 120$  l/min e altura manométrica  $H = 85,68$  mca, (consultando o catálogo do fabricante de bombas, Motobombas SCHNEIDER), foi selecionada a seguinte bomba:

- Modelo BCE 1840, potência 4 CV, motor trifásico, altura manométrica máxima de recalque 149 mca, vazão 121 l/min, canalização na sucção 1" e na elevação  $\frac{3}{4}$ " [30].



**FIGURA 41** - Representação esquemática dos reservatórios de fluido de corte



**FIGURA 42** - Representação esquemática do sistema de fluido de corte

### 3.4.2 - PROJETO DO MEDIDOR DE VAZÃO

A medição da vazão de um líquido pode ser efetuada por:

- Rotâmetros;
- Medidores eletrônicos;
- Sistemas deprimogênicos.

No caso dos rotâmetros, para as condições de trabalho com o fluido, seriam necessários conjuntos muito grandes, com elevação do preço e dificuldades de instalação. Os medidores eletrônicos eram bastante caros para a faixa de trabalho. Em função disto decidiu-se por um sistema que pudesse ser fabricado no próprio laboratório, utilizando a diferença de pressão em uma placa de orifício para determinação da vazão.

### a) Teoria dos medidores de vazão usando sistemas deprimogênios

Uma hipótese básica é a aceitação da equação da continuidade, onde admite-se que o líquido preenche completamente a canalização e também que a compressibilidade do fluido para a pressão de trabalho seja desprezível. Chamando então:

$S_1$  - a seção da canalização em um ponto qualquer;

$v_1$  - a velocidade do líquido ao atravessar esta seção;

teremos:

$$Q_{fl} = S_1 \cdot v_1 \quad (14)$$

sendo  $Q_{fl}$  a vazão do fluido que passa pela seção  $S_1$ .

A equação da continuidade estabelece que a vazão  $Q_{fl}$  é a mesma para todas as seções transversais da canalização, em dado instante. Neste caso:

$$Q_{fl} = S_1 \cdot v_1 = S_2 \cdot v_2 \quad (15)$$

### Equação Básica para Cálculo de Geradores de Depressão

A equação de Bernoulli é a equação fundamental que relaciona a pressão no líquido e a velocidade de seu movimento.

$$\frac{v_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\gamma} + h_1 = \frac{v_2^2}{2g} + \frac{p_2}{\gamma} + h_2 \quad (16)$$

A equação (16) é enunciada para duas seções quaisquer do duto e expressa a igualdade das energias totais. Caso a direção do duto seja horizontal,  $h_1$  será igual a  $h_2$  e a equação se reduz a dois termos. Para se chegar à equação básica teórica dos geradores de pressão imaginaremos

inicialmente um fluxo de líquido de seção apreciável onde todas as velocidades para uma seção sejam iguais.

Para se avaliar a velocidade na seção 1 modifica-se a equação (16), os valores de  $p_1$  e  $p_2$  são conhecidos por medição, as grandezas  $\gamma$  e  $g$  são conhecidas por serem características e constantes, assim a equação de Bernoulli (sem  $h$ ) poderá ser reduzida a :

$$\frac{v_2^2 - v_1^2}{2g} = \frac{p_1 - p_2}{\gamma} \quad (17)$$

considerando-se que  $v_1 \cdot S_1 = v_2 \cdot S_2$ , ou seja,  $v_2 = v_1 \cdot S_1/S_2$ , temos:

$$v_1^2 \cdot \left[ \left( \frac{S_1}{S_2} \right)^2 - 1 \right] = 2g \cdot \frac{p_1 - p_2}{\gamma} \quad (18)$$

Substituindo a relação de diâmetros  $d/D$  por  $\beta$  e introduzindo o fator de aproximação  $E$ , que é função de  $\beta$ , temos

$$\beta^2 = \frac{S_2}{S_1} \quad (19)$$

$$E = \frac{1}{\sqrt{1 - \beta^4}} \quad (20)$$

deduzimos que:

$$v_1 = \left[ \frac{2 \cdot g (p_1 - p_2)}{\gamma \cdot \left( \frac{1}{\beta^4} - 1 \right)} \right]^{1/2} \quad (21)$$

ou ainda

$$v_1 = E \cdot \beta^2 \cdot \sqrt{2 \cdot g} \cdot \frac{1}{\sqrt{\gamma}} \cdot \sqrt{p_1 - p_2} \quad (22)$$



lembrando que  $Q_{fl} = S_1 \cdot v_1$ , obtém-se a equação 23:

$$Q_{fl} = .E.\beta^2.S_1 \sqrt{2.\frac{p_1 - p_2}{\rho}} \quad (23)$$

Esta equação é puramente teórica, principalmente pelo fato de considerar que nas seções 1 e 2 as velocidades são uniformemente distribuídas e respectivamente iguais a  $v_1$  e  $v_2$ .

Mas esta equação teórica pode ser transformada adequadamente para uso prático, se incluirmos um coeficiente de correção que leve em consideração todos os elementos de um escoamento real. Este coeficiente chamado coeficiente de descarga  $C$  é então definido como sendo:

$$C = \frac{\text{vazão real}}{\text{vazão teórica}} \quad (24)$$

De maneira que  $Q_{freal} = C \cdot Q_{fteorico}$

Os valores do coeficiente de descarga, largamente estudados por comissões internacionais, são resultados de estudos experimentais efetuados por grupos de pesquisa. Os valores assim levantados dependem dos parâmetros práticos, que influem sobre o escoamento do fluxo de líquido e sobre o modo de medição.

O coeficiente de descarga para um determinado elemento deprimogênio e sistema de tomadas de pressão é geralmente uma função complexa do diâmetro da tubulação ( $D$ ) do número de Reynolds ( $R_d$ ) e da relação de diâmetros referentes a  $S_1$  e  $S_2$  ( $\beta = \sqrt{S_2/S_1}$ ).

$$C = \Psi.(D, R_d, \beta) \quad (25)$$

Assim a equação 23 pode ser escrita de outra forma para o sistema de unidades S.I.

$$Q_{fl} = C.E.\beta^2.S_1 \sqrt{2.\frac{p_1 - p_2}{\rho}} \quad (26)$$

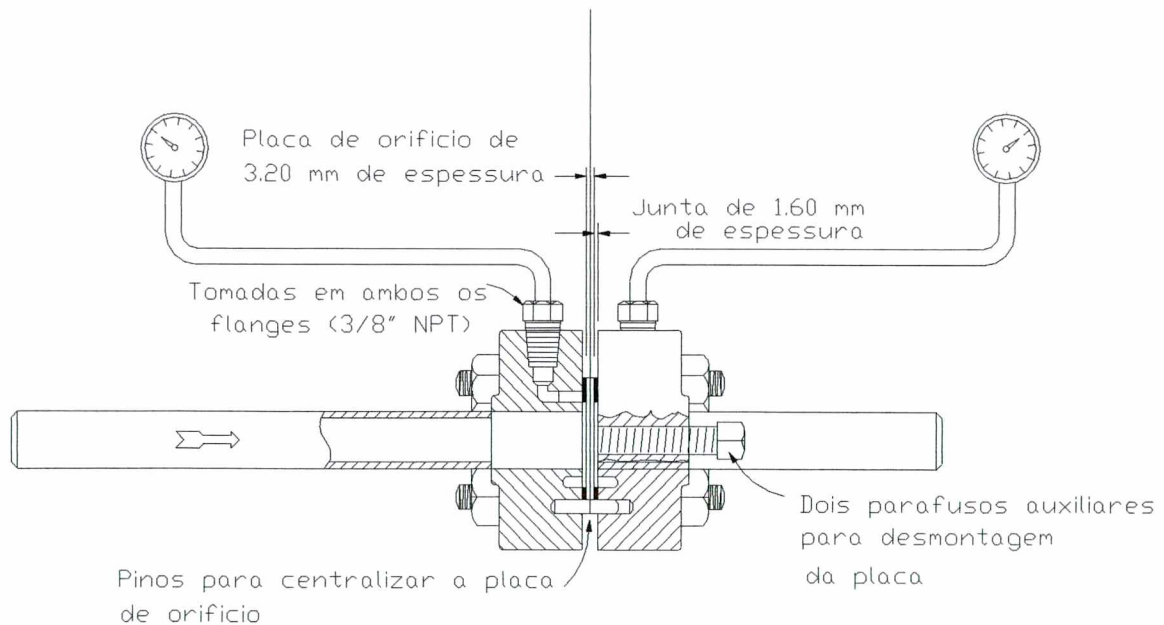
## b ) Projeto e fabricação do sistema de medição de vazão por diferença de pressão e placa de orifício

A função do elemento deprimogênio, ou gerador de pressão, é criar uma diferença de pressão  $\Delta p$  que seja relacionada à vazão  $Q_{fl}$ , através de uma equação do tipo:

$$Q_{fl} = k \cdot \sqrt{\Delta p} \quad (27)$$

Onde o valor  $k$  inclui os parâmetros próprios do elemento deprimogênio, da configuração física da instalação e das características do fluido medido.

O sistema específico utilizado neste trabalho foi determinado pela teoria das placas de orifício para tubulações de pequenos diâmetros [19]. Esta teoria recomenda que as paredes do tubo e a placa de orifício apresentem baixas rugosidades e que esta última apresente canto de entrada reto e vivo. A forma geral do sistema é mostrada na figura 43.



**FIGURA 43** - Representação esquemática do sistema gerador de diferença de pressão

Através da equação 26 podemos correlacionar a  $\Delta p$  com  $Q$

$$Q_{fl} = C.E.\beta^2.S_1.\sqrt{\frac{2.\Delta p}{\rho}} \quad (26)$$

ou transformando para  $\Delta p$

$$\Delta p = \left(\frac{\rho}{2}\right) \cdot \left(\frac{Q_{fl}}{C.E.\beta^2.S_1}\right)^2 \quad (28)$$

O coeficiente de vazão combinado representando o produto do coeficiente de descarga  $C$  pelo fator de aproximação  $E$  é dado por uma fórmula empírica.

Para o cálculo da equação 28 para diferentes vazões o valor  $C.E.\beta^2$  é obtido a partir das tabelas dos valores combinados  $C'.E.\beta^2 = Am$ , onde

$$C.E.\beta^2 = C'.E.\beta^2 \cdot \left[1 + \frac{Am}{\sqrt{R_d}}\right] \quad (29)$$

Assim a equação final para o cálculo de  $\Delta p$  a partir de  $Q_{fl}$  torna-se :

$$\Delta p = \left(\frac{\rho}{2}\right) \cdot \left[\frac{Q_f}{\left(C'.E.\beta^2 \cdot \left(1 + \frac{Am}{\sqrt{R_d}}\right) \cdot S_1\right)}\right]^2 \quad (30)$$

onde  $(C'.E.\beta^2) = 0,139614484$  (valor tabelado)

$Am = 2,030491$  (valor tabelado)

Estes últimos valores foram obtidos a partir das características do projeto:

$D = 19$  mm ( $\sim 3/4$  ") - em função da canalização utilizada

$d = 9$  mm - diâmetro do furo da placa

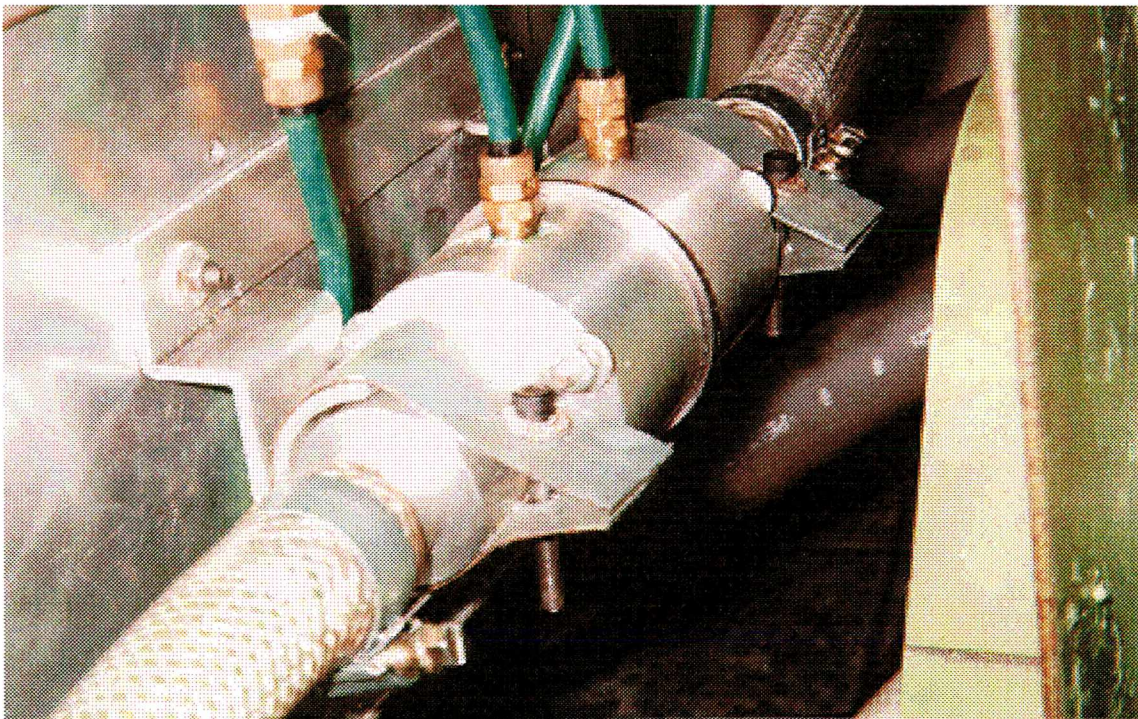
$\beta = d/D = 0,47$



A partir destas especificações, foi realizado o projeto do dispositivo mostrado na figura 44. O material utilizado para o dispositivo foi uma liga de alumínio 2011 e para a placa, aço inox.

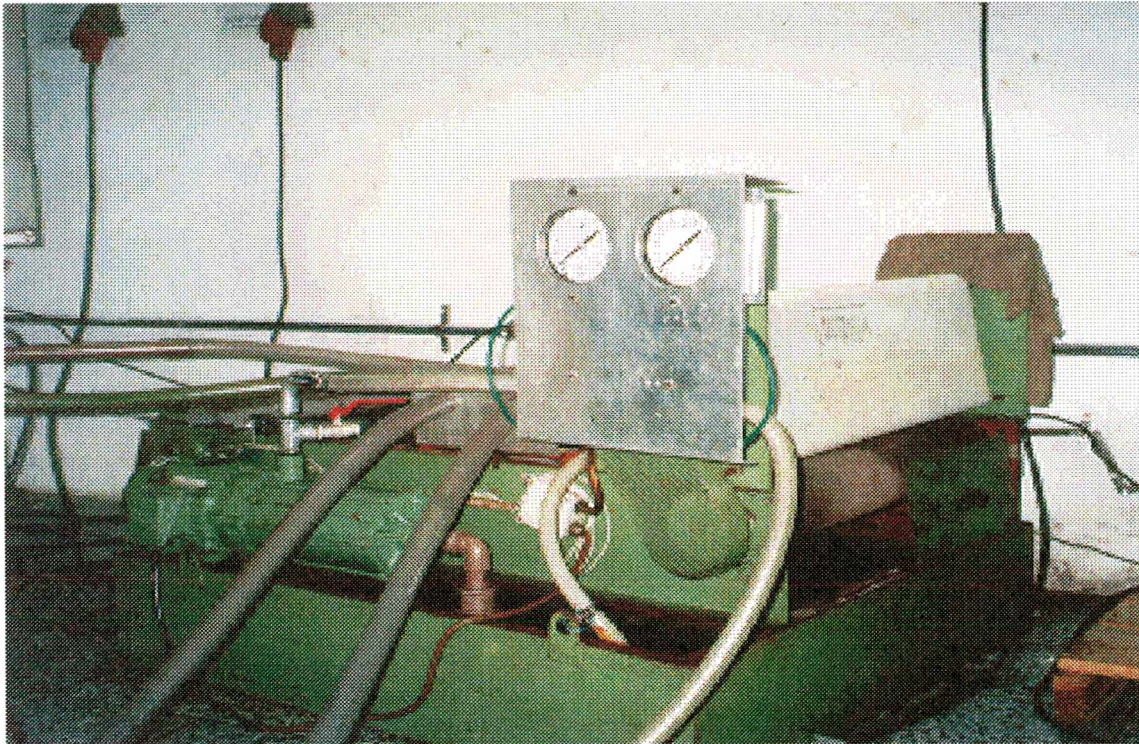
Para a tomada das pressões a solução mais viável foi a utilização de dois manômetros de precisão com glicerina, para amortecimento das vibrações. A escolha da escala dos manômetros foi feita a partir dos cálculos de  $\Delta p$ , realizados usando a equação 30 . Desta forma foi gerada uma tabela de valores de  $\Delta p$  em função da vazão, mostrada no anexo I.

O sistema final de fluido de corte é mostrado na figura 45



**FIGURA 44-** Dispositivo gerador de diferença de pressão





**FIGURA 45** - Vista geral do sistema de filtragem e suprimento de vazão realçando o subsistema de medição da vazão

### **3.5 - SOFTWARE DE APOIO**

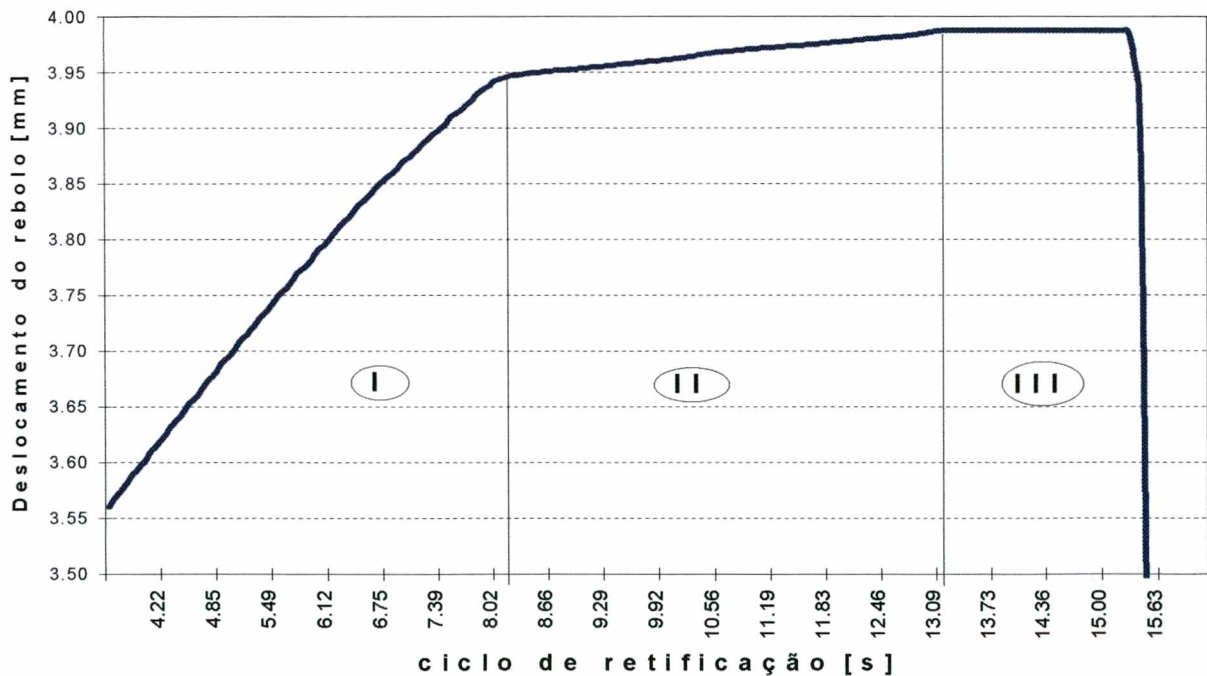
O software de apoio para aquisição de dados na retificação teve dois objetivos primordiais:

- Possibilitar o controle da velocidade de avanço do rebolo, ou velocidade de mergulho. Como citado no item 3.3, sobre a retificadora, esta não possui uma escala ou mostrador que possibilite o ajuste da velocidade de forma direta.

Possibilitar o acompanhamento da potência consumida ou corrente no motor principal, como indicativo da força de corte exigida no processo de retificação, servindo assim como um parâmetro de saída na avaliação do processo.

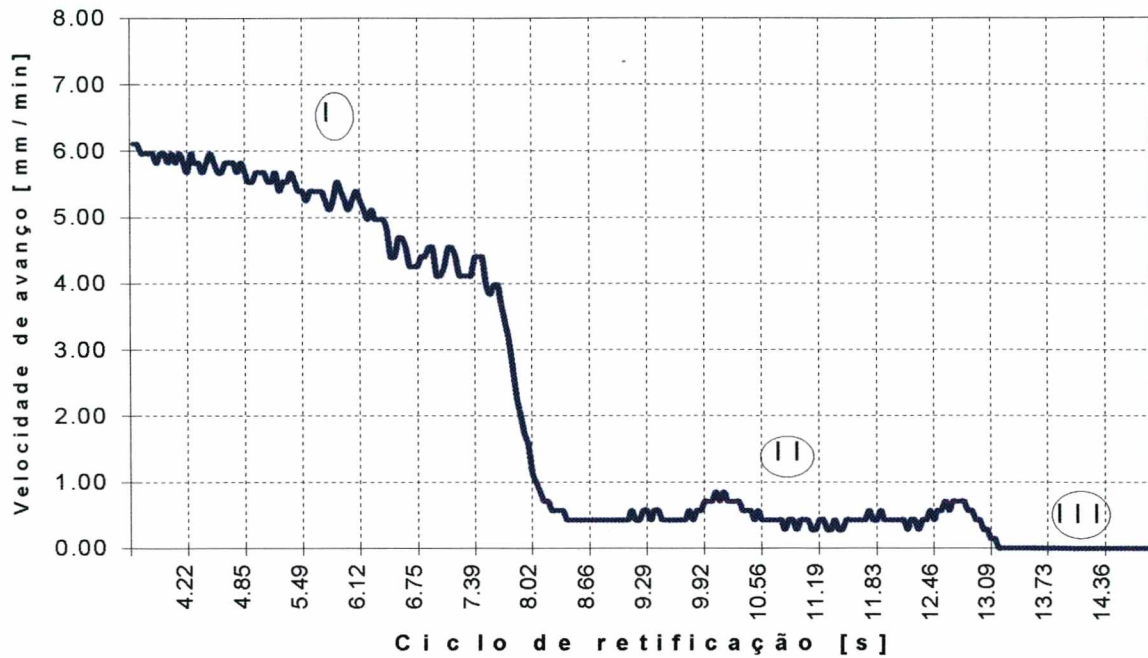
### 3.5.1 - MEDIÇÃO DA VELOCIDADE DE MERGULHO

Para o controle da velocidade de mergulho foi utilizado um medidor de deslocamento da marca MITUTOYO monitorado por computador. Como o deslocamento é fornecido ao computador, conforme figura 34, pode ser utilizado um contador digital interno de tempo tornando possível o cálculo da velocidade. Com os dados de deslocamento e tempo, (figura 46), obtém-se um gráfico de acordo com a figura 47, onde tomando as regiões mais significativas das fases de desbaste e acabamento é possível o cálculo das respectivas velocidades médias. Outro item passível de ser controlado é o tempo de faiscamento, tomando o tempo em que o carro principal fica parado (estágio III na figura 46).



**FIGURA 46** - Deslocamento em função do tempo para os três estágios do ciclo de retificação





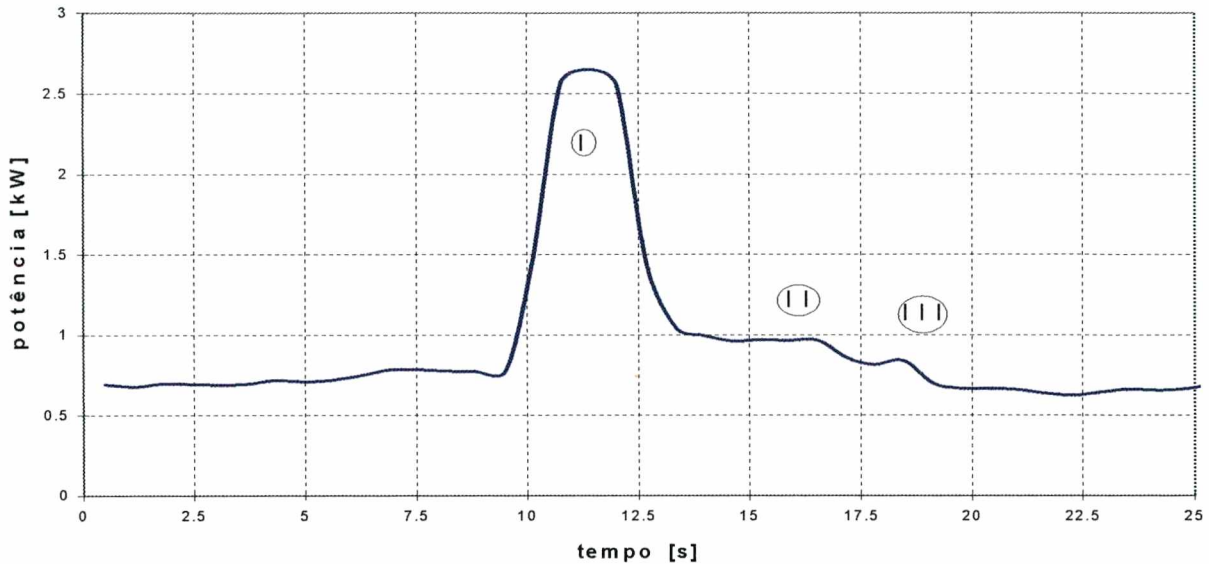
**FIGURA 47** - Medição da velocidade de avanço para os três estágios do ciclo de retificação

Para a execução deste programa foi necessário o interfaceamento do medidor de deslocamento através de uma placa de aquisição de dados. Na estrutura do programa é utilizado o software EXCEL para cálculos e confecção dos gráficos.

### 3.5.2 - MONITORAMENTO DA POTÊNCIA CONSUMIDA E DA CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL

A potência consumida foi monitorada através do conversor de potência, equipamento que possui uma interface serial para o controle via computador.

Da mesma forma que no item anterior o desenvolvimento do processo foi acompanhado com base no tempo. Assim são adquiridos pontos discretos que depois são plotados em gráfico, como mostrado na figura 48.



**FIGURA 48** - gráfico da medição da potência consumida no processo

Na execução do programa tem-se uma tela com opções para potência consumida ou corrente do motor principal. Após escolhida a opção é dado um código ao ensaio e com isto o programa armazena os dados. Após a aquisição, é mostrada uma listagem dos dados, possibilitando uma avaliação prévia dos resultados. Posteriormente estes dados são tratados, para ficarem disponíveis para utilização no software EXCEL, onde são confeccionados os gráficos do processo.

Por convenção, neste trabalho, sempre que referir-se a potência consumida ou corrente, entenda-se que está se tratando dos valores gerados no motor principal da retificadora, ou motor de acionamento do rebolo.



### **3.6 - PLANEJAMENTO DOS ENSAIOS**

No planejamento dos ensaios procurou-se, dentro das condições disponíveis de equipamentos, determinar os valores das variáveis que permitissem avaliar a influência destas sobre o processo de retificação em estudo. Neste item são discutidos o planejamento dos ensaios para estudo da influência do fluido de corte e parâmetros de entrada do processo nos resultados, bem como a metodologia de análise dos resultados.

#### **3.6.1 - ENSAIOS PARA O ESTUDO DA INFLUÊNCIA DO FLUIDO DE CORTE**

Na literatura muitos pesquisadores destacam o uso adequado do fluido de corte como um dos itens mais importantes da retificação [13;25;26]. Alguns sugerem que a velocidade do fluido deveria ser igual à velocidade de corte para facilitar o acesso à região de corte, executando o ajuste através da variação da área da tubeira, mantendo a mesma vazão constante.

Nos ensaios realizados para o fluido de corte procurou-se avaliar esta questão através da utilização de diferentes vazões e diferentes áreas de tubeira.

Outro ponto de discussão é quanto à pressão exercida pelo fluido. Na literatura não é colocado de forma clara como é feita a medição desta pressão. König [1] sugere uma pressão de 6 bar para a região de contato rebolo-peça, mas não cita a forma de determinação desta pressão. Podemos ter uma pressão na canalização e diferentes pressões na região de contato, dependendo da área da tubeira e vazão empregada .

Neste trabalho foi utilizada a pressão de estagnação como referência. Esta pressão está relacionada diretamente com a velocidade do fluido de corte. Equivale à pressão que o fluido

exerceria, para determinada velocidade, em um determinado anteparo colocado à frente do bocal de saída. A sua determinação é feita a partir da equação 31 :

$$P_t = P_{estática} + 1/2 \rho \cdot v_{ff}^2 \quad (31)$$

Onde  $P_t$  = pressão total

Como na saída a pressão estática é zero temos:

$$P_{estática} = 0 \quad e \quad P_t = P_{estagnação} = 1/2 \rho v_{ff}^2 \quad (32)$$

Após cálculos e considerações iniciais, optou-se por trabalhar com 3 áreas de tubeira:  $A_{tub1} = 35 \text{ mm}^2$ ,  $A_{tub2} = 50 \text{ mm}^2$ ,  $A_{tub3} = 70 \text{ mm}^2$ .

Com estas tubeiras e utilizando um desvio “by-pass” na canalização de saída da bomba, bem como a variação da abertura dos registros, e controlando a diferença de pressão através dos manômetros, foi possível obter vazões de 10,5 a 84 l/min. Esta faixa em combinação com as três áreas de tubeira disponíveis possibilitou a variação de velocidades de 5 a 30 m/s, com variação de 5 em 5 m/s. Assim foi montado a tabela 3.

Com esta montagem temos um total de 15 experimentos, sendo adotadas 6 repetições para cada experimento, resultando num total de 90 ensaios.

As condições de ajuste da retificadora foram mantidas constantes, sendo as seguintes:

dressamento	$a_d$ - desbaste = 0,02 mm	$a_d$ - acabamento = 0,01 mm
	$v_d$ - desbaste = 200 mm/min	$v_d$ - acabamento = 200 mm/min
	$n^\circ$ de passes = 1	$n^\circ$ de passes = 1
$v_s = 30 \text{ m/s}$	$v_w = 0,35 \text{ m/s}$	$v_f$ - desbaste = 6,0 mm/min
$v_f$ - acabamento = 0,6 mm/min	sobremedida = 0,30 mm	$t_a = 1,5 \text{ s}$

Para cada experimento foi realizado um novo dressamento do rebolo, para que as condições iniciais fossem as mesmas.

Foram tomados como parâmetros de saída para avaliação dos resultados a rugosidade ( $R_a$  e  $R_z$ ), a potência consumida e a corrente. Os resultados foram analisados através de gráficos. Os dados de cada ensaio foram anotados em folha padronizada, mostrada no anexo II.

$A_{tub1} = 35 \text{ mm}^2$			
vazão (l/min)	p. estag. (bar)	vel. Fluido (m/s)	nº experimento
10,50	0,16	5,00	1
21,00	0,65	10,00	2
31,50	1,45	15,00	3
42,00	2,58	20,00	4
52,50	4,04	25,00	5
63,00	5,81	30,00	6
$A_{tub2} = 50 \text{ mm}^2$			
vazão (l/min)	p. estag. (bar)	vel. fluido (m/s)	nº experimento
15,00	0,16	5,00	7
30,00	0,65	10,00	8
45,00	1,45	15,00	9
60,00	2,58	20,00	10
75,00	4,04	25,00	11
$A_{tub3} = 70 \text{ mm}^2$			
vazão (l/min)	p. estag. (bar)	vel. fluido (m/s)	nº experimento
21,00	0,16	5,00	12
42,00	0,65	10,00	13
63,00	1,45	15,00	14
84,00	2,58	20,00	15

**TABELA 3** - Parâmetros para os ensaios de avaliação da influência do fluido de corte

### **3.6.2 - ENSAIOS PARA O ESTUDO DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE ENTRADA**

Segundo a teoria de retificação já possuímos informações sobre a influência dos parâmetros de entrada sobre os resultados do trabalho, porém tais informações são bastante genéricas e torna-se necessária a realização de ensaios para se ter o conhecimento com relação ao par rebolo/peça em estudo.

Os parâmetros avaliados foram:

- $v_s$  (m/s) - velocidade de corte
- $v_w$  (m/s) - velocidade da peça
- $v_f$  (mm/min) - velocidade de mergulho
- $v_d$  (mm/min) - velocidade de avanço no dressamento

Para um estudo mais completo, ainda outros parâmetros poderiam ser avaliados, como o tempo de faiscamento e a profundidade de dressamento, mas os parâmetros citados são os mais importantes e por questão de tempo, limitou-se o estudo a eles. Da mesma forma, em função do tempo disponível foi avaliada apenas a velocidade de mergulho no desbaste por ser a mais significativa no processo, mantendo-se a velocidade no acabamento constante.

Tem-se 4 parâmetros ( $v_f, v_d, v_w, v_s$ ) a serem avaliados. Dentro das metodologias disponíveis optou-se pela adoção da experimentação fatorial, descrita no próximo item, sendo escolhidos dois níveis para cada variável. Na escolha dos valores dos níveis foram levados em consideração os dados já disponíveis da empresa Robert Bosch Ltda - Curitiba e dados de ensaios preliminares.

Para avaliação dos resultados foram utilizados os parâmetros de avaliação da rugosidade ( $R_z$  e  $R_a$ ), potência e corrente consumidas no processo, avaliação da circularidade como parâmetro de forma e a verificação da dureza da peça. O limite estabelecido no projeto do

componente para rugosidade é  $4 \mu\text{m } R_z$ . Para a potência os 3 kW são limitantes do motor da máquina. A circularidade tem seu limite em  $3 \mu\text{m}$  e a dureza em  $62 \pm 2 \text{ HRc}$

### 3.6.3 - METODOLOGIA DE ANÁLISE DOS RESULTADOS

Para a análise dos efeitos dos parâmetros de corte no processo de retificação foi utilizada a análise de variância, empregando a experimentação fatorial, analisando os resultados através da potência, corrente e rugosidade ( $R_a$  e  $R_z$ ).

A análise de variância é utilizada para se tomar uma decisão, quanto à influência dos fatores sobre os resultados, através de uma inferência estatística que indica se as diferenças observadas são estatisticamente comprovadas ou não, evitando o julgamento subjetivo.

A idéia básica é considerar os resultados como amostras e avaliar se estas amostras representam populações diferentes ou uma mesma população, ou seja, saber se as médias obtidas são significativamente diferentes ou não. Para esta avaliação é utilizado o teste de hipóteses.

Por exemplo, no caso da retificação pode-se levantar a hipótese de que nenhum dos fatores tem efeito significativo na rugosidade, sendo que o teste de hipóteses permite estabelecer se tal afirmativa é confirmada pelos dados estatísticos disponíveis.

Existem sempre duas hipóteses: a primeira é denominada hipótese de nulidade, indicada por  $H_0$ , a segunda é denominada de hipótese alternativa e é indicada por  $H_1$ .

$H_0$  : as médias são iguais;

$H_1$  : as médias são diferentes.

Supondo que as rugosidades são iguais, se sob esta hipótese for pouco provável ocorrer uma diferença de rugosidade tão grande ou maior do que a que se observou na amostra, a hipótese de nulidade é rejeitada e conclui-se que as rugosidades são diferentes. Porém pouco

provável não significa impossível e sempre pode se cometer um erro. Não é possível saber se se está ou não cometendo este erro, mas a probabilidade de engano é o que se denomina de nível de significância do teste de probabilidade de rejeitar  $H_0$  quando  $H_0$  é verdadeira.

Na análise de variância envolvendo fatoriais, a idéia é comparar as variações dos desvios médios devidos aos fatores, com a variação devida ao acaso ou resíduo. No caso, os parâmetros de retificação são os fatores e foram escolhidos dois níveis para cada um. O valor do nível de significância adotado foi de 5%.

Para a comparação dos resultados são efetuados cálculos de soma de quadrados e quadrados médios, que avaliam as variações e juntamente com os graus de liberdade permitem o cálculo de  $F_0$ , que é o parâmetro de avaliação do teste de hipóteses.

Com o valor  $\alpha$  (nível de significância) fixado e com os graus de liberdade obtém-se na tabela referente à distribuição F, o valor de F tabelado. Se o valor de  $F_0$  for maior que F tabelado, a hipótese  $H_0$  é rejeitada e conclui-se ao nível de significância adotado, que os tratamentos apresentam diferenças significativas, quanto aos resultados avaliados. Simplificadamente um tabela de análise apresenta o aspecto mostrado no tabela a seguir.

causas de variação	graus de liberdade	soma de quadrados	quadrado médio	$F_0$ calculado	$F_1$ tabelado
tratamento	k-1	SQTr	$QMT_r = \frac{SQTr}{k-1}$	$F_0 = \frac{QMT_r}{QMR}$	$F_1 = f(n, \alpha)$
resíduos	n-k	SQR	$QMR = \frac{SQR}{n-k}$		
total	n-1	SQT			

**TABELA 4 - Parâmetros do teste fatorial**

## **CAPÍTULO 4**

### **DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL**

#### **4.1 - MONTAGEM DA BANCADA EXPERIMENTAL**

Após a adaptação dos sistemas de medição e montagem da retificadora, foi avaliado até que ponto podiam ser executadas as operações na máquina e se as medições do processo forneceriam dados confiáveis.

A seguir são discutidos os componentes da bancada experimental.

##### **4.1.1 - RETIFICADORA**

Com a execução das modificações e da manutenção completa, a máquina ficou em condições de trabalho. A realização da verificação geométrica mostrou que a repetibilidade de posicionamento e folgas estavam em níveis compatíveis com os requisitos exigidos no projeto do componente em estudo.

O controle da velocidade de corte foi feito através da medição da rotação do rebolo. Para isto foi utilizado um equipamento de balanceamento da marca SCHENK, modelo VIBROBALANCER 41. Este equipamento mede a rotação através da contagem de pulsos, sendo usada como referência uma fita reflexiva colada no diâmetro externo da flange de fixação do rebolo. A incerteza, segundo o manual do fabricante, é de +/- 2% do valor medido.

Um ponto a destacar é a grande influência do aquecimento da máquina nos resultados dimensionais. Somente após cerca de uma hora de aquecimento é que as medidas ficam estáveis, sendo que antes deste período ocorrem variações de até 0,050 mm no diâmetro da peça.

#### **4.1.2 - CONVERSOR DE FREQUÊNCIA - MEDIÇÃO DA POTÊNCIA CONSUMIDA E DA CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL**

Com a aquisição dos dados via computador foi possível avaliar os resultados fornecidos pelo conversor. No entanto, o sistema, apesar da interface RS 232, tinha uma taxa de transmissão de dados baixa. Uma leitura era fornecida a cada 0,66 segundos. Considerando que no processo, para a maior velocidade de avanço, a operação de desbaste dura 1,2 segundos, isto significa apenas 2 leituras no desbaste. Uma forma encontrada para melhorar a aquisição foi dobrar a quantidade de material usinado por peça. Para a realização dos ensaios, aumentou-se de 0,3 para 0,6 a sobremedida no diâmetro, dobrando-se o volume usinado por corpo de prova. A figura 49 mostra um gráfico com pontos adquiridos durante os ensaios, mostrando que as três etapas do processo são captadas, com 4 leituras no desbaste.

Para a aquisição da corrente elétrica do motor principal a taxa de transmissão é a mesma. Uma avaliação destas medições também foi feita de maneira estatística na realização do teste fatorial.



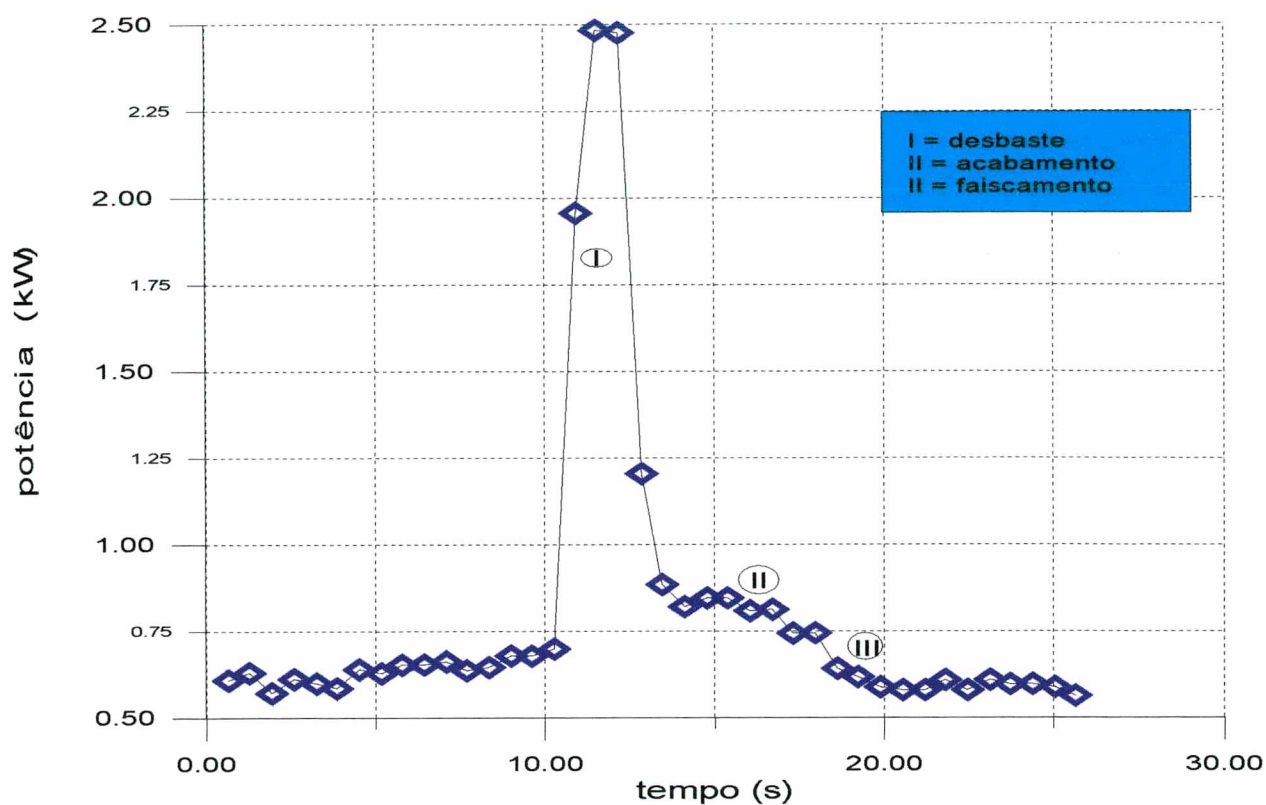


FIGURA 49 - Medição da potência em processo

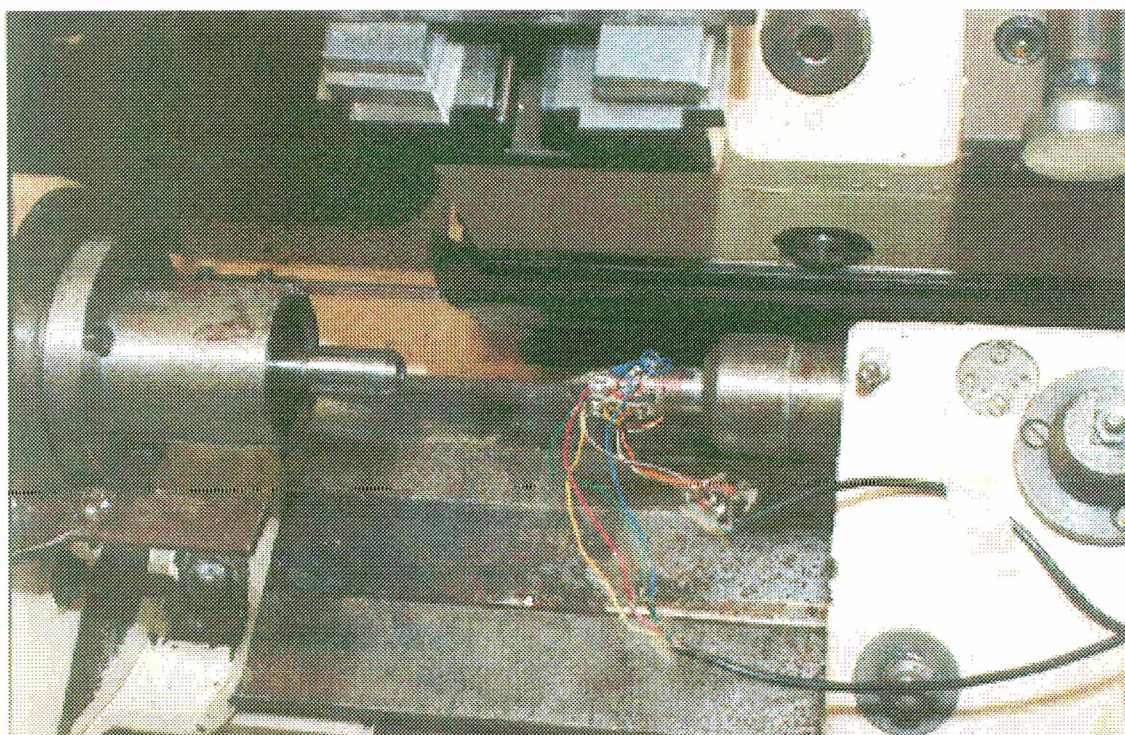
#### 4.1.3 - MEDIÇÃO DA FORÇA DE RETIFICAÇÃO POR EXTENSOMETRIA

Na medição da potência ou da corrente do motor principal tem-se uma avaliação indireta da força de corte. Com a utilização da extensometria é possível ter uma medida direta das forças e com isso avaliar o próprio sistema de medição da potência, determinando o rendimento do sistema.

Segundo SHIMAMUNE [27], na retificação de mergulho pode-se avaliar a força de corte com a colocação de extensômetros nas contra-pontas da retificadora, mas este autor não explica como foram feitas as aquisições dos dados, a calibração do sistema ou como foram montados os extensômetros e que tipos foram utilizados. No LMP não são utilizados extensômetros nas

medições dos componentes das forças de usinagem no torneamento e furação, por se dispor de plataformas piezelétricas para esta finalidade. Assim foi necessário a adequação da metodologia de aplicação dos extensômetros para a retificação, onde as plataformas piezelétricas existentes no LMP não são aplicáveis.

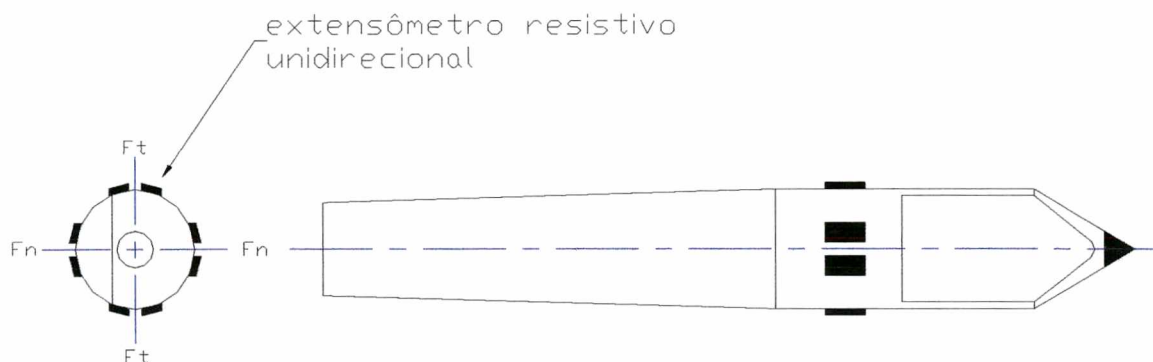
Uma vista da montagem dos extensômetros na máquina é mostrada na figura 50. Os extensômetros foram colocados na contra-ponta fixa. Na contra-ponta do cabeçote o arrastador impede a colocação dos cabos. A leitura dos valores de tensão na ponte amplificadora era feita visualmente, sem aquisição via computador.



**FIGURA 50** - Vista da fixação dos extensômetros na contra ponta



A figura 51 mostra uma representação esquemática da forma como os extensômetros são dispostos na contra-ponta. Nas direções das forças tangencial e normal foram colados 4 extensômetros, os quais geravam sinais para uma ponte amplificadora. Utilizaram-se extensômetros do tipo resistivo unidirecional [34].

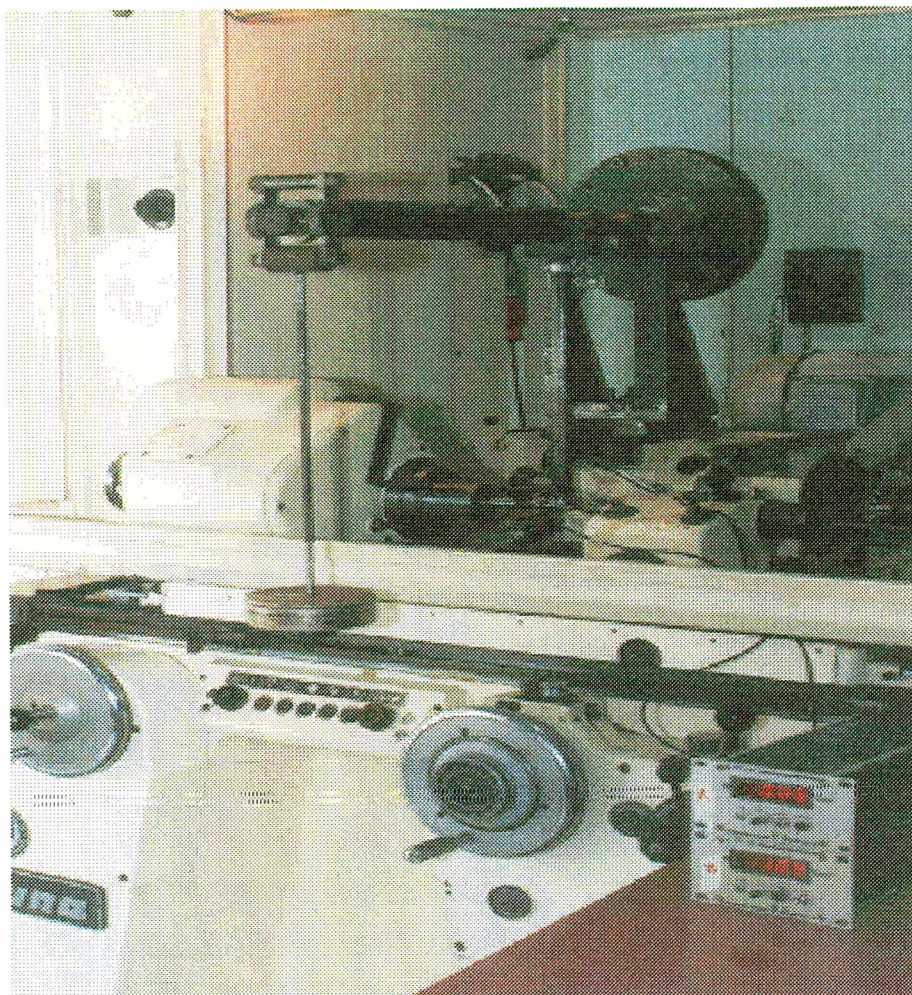


**FIGURA 51** - Disposição dos extensômetros na contra-ponta

Na calibração do sistema foram utilizados massas padrões e um dispositivo para aplicação de carga, conforme figura 52. Na contra-ponta marcou-se uma referência, possibilitando girá-la de 90 graus e realizar a calibração nas direções das forças normal e tangencial. Foram realizados 4 ciclos de calibração e gerada uma curva de calibração, que apresentou uma incerteza de medição alta. A força de retificação e o seu ângulo de direção foram determinados matematicamente.

Para avaliação do sistema em processo foram realizados ensaios variando a velocidade de avanço no desbaste ( $v_f$ ). Esta é a variável de maior influência sobre a força de retificação.

Como as forças são variáveis durante o processo de retificação, melhor teria sido registrá-las graficamente, isto poderia ser feito se a aquisição fosse via computador.



**FIGURA 52** - Montagem para calibração do sistema de medição de forças

Os resultados dos ensaios, mostrados na tabela 5 e na figura 53, apresentam dispersões da medição altas, sendo que a variação das forças na usinagem é um dos fatores que contribuem para isto. A partir disto, foram considerados satisfatórios apenas em termos de valores comparativos, não como valores absolutos. Por exemplo, a força máxima observada no desbaste quando multiplicada pela velocidade de corte nos dá a potência máxima:

$$P_{\text{máx}} = 80 \text{ N} \cdot 30 \text{ m/s} = 2.400 \text{ W} = 2,4 \text{ kW}$$

Este valor foi bem próximo do máximo observado no conversor de potência, em torno de 2,50 kW.



PARÂMETROS AVALIADOS	ESTÁGIOS DA RETIFICAÇÃO	VELOCIDADE DE AVANÇO (mm/min) NO DESBASTE		
		4	6	8
$F_n$ (N)	D	117.50 ± 16.25	146.25 ± 16.25	166.25 ± 17.50
	A	55.00 ± 10.00	65.50 ± 9.50	117.50 ± 15.00
	F	18.75 ± 6.25	26.25 ± 8.75	26.25 ± 8.75
$F_t$ (N)	D	63.75 ± 18.75	70.00 ± 18.75	80.50 ± 22.00
	A	25.00 ± 7.50	20.00 ± 5.00	27.50 ± 7.50
	F	13.25 ± 4.25	10.00 ± 2.50	15.00 ± 3.75
$\theta$	D	28.00 ± 4.04	25.51 ± 4.05	25.84 ± 4.37
	A	24.44 ± 3.18	16.98 ± 1.98	13.17 ± 2.17
	F	35.24 ± 0.52	20.85 ± 2.35	29.74 ± 2.99
$F_R$ (N)	D	133.68 ± 23.76	162.14 ± 23.02	184.71 ± 25.69
	A	60.42 ± 12.25	68.48 ± 10.50	120.68 ± 16.36
	F	22.96 ± 7.56	28.09 ± 9.08	30.23 ± 9.47

D = desbaste; A = acabamento; F = faiscamento;  $F_n$  = força normal;  $F_t$  = força tangencial;

$F_R$  = força resultante;  $\theta$  = ângulo entre a força normal e a força de corte

**TABELA 5** - Resultados dos ensaios da medição de força de retificação cilíndrica externa utilizando extensometria.

Uma explicação para a grande dispersão é que os dados foram coletados visualmente diretamente do mostrador da ponte amplificadora. Além disso, deve ser considerada a própria variação das forças durante o processo de usinagem. Para a obtenção de melhores resultados seria necessário realizar a aquisição via computador, obtendo registros gráficos das forças, bem como corrigir algumas falhas na calibração e na montagem dos extensômetros.

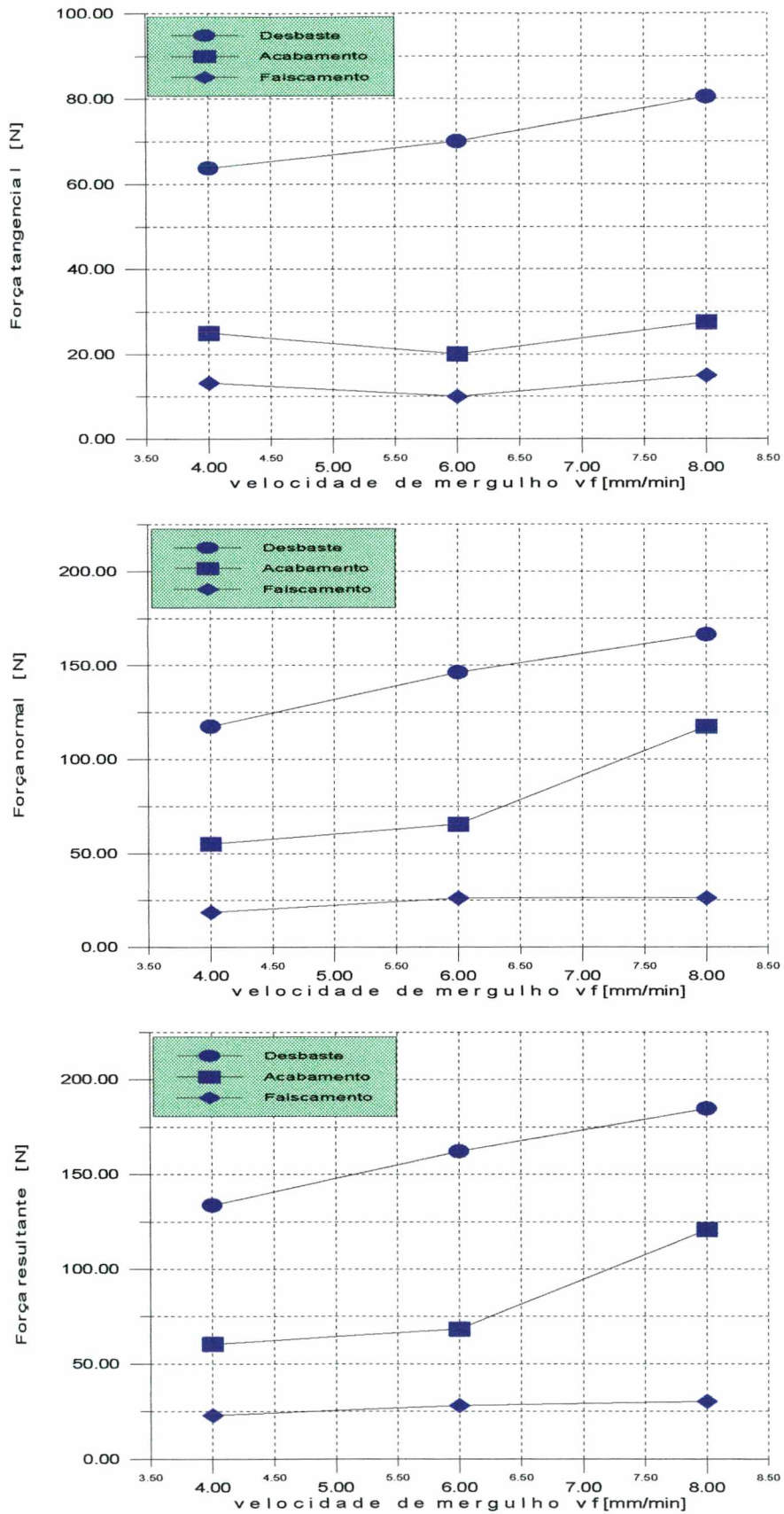
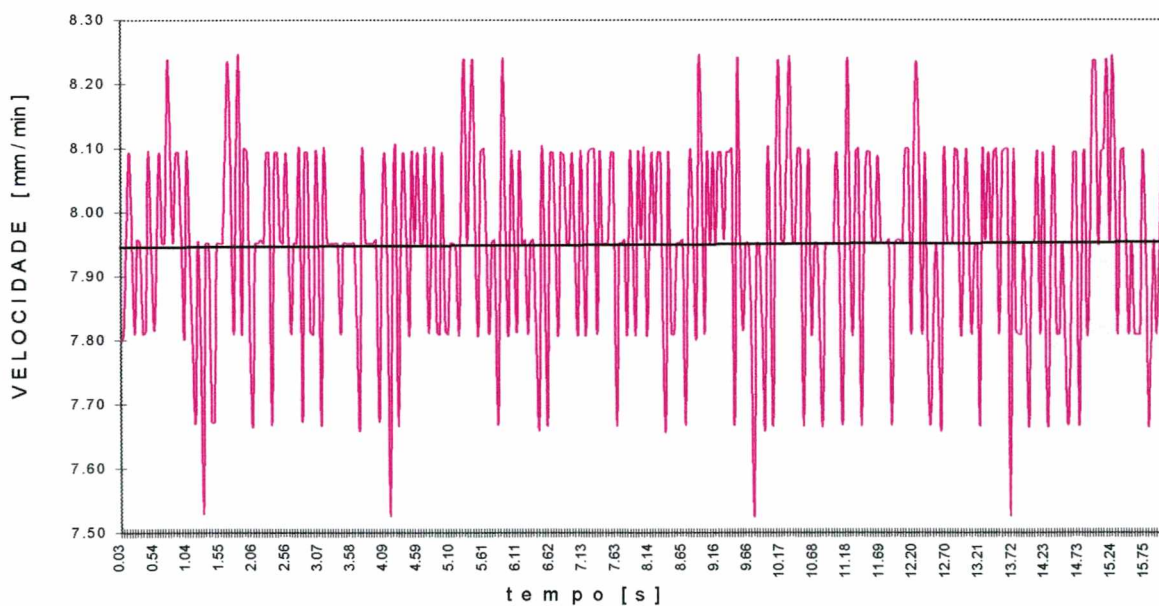


FIGURA 53 - Gráficos da medição da força com extensometria

#### 4.1.4 - MEDIÇÃO DA VELOCIDADE DE AVANÇO

A medição da velocidade de avanço foi satisfatória, apesar do sistema apresentar muita variação, tornando a ajustagem da velocidade na retificadora muito demorada. A principal causa deste problema foi a baixa taxa de transmissão de dados do medidor de deslocamento utilizado. As próprias variações inerentes ao sistema de avanço da retificadora também contribuíram para dificultar as medidas.

Na figura 54 é mostrado o resultado da medição de velocidade efetuada em um torno de comando numérico (ROMI COSMUS 10 U), utilizando o sistema desenvolvido. O torno foi programado para uma velocidade de avanço de 8,0 mm/min. Pode se observar que a média obtida está abaixo do valor ajustado. A variação mostrada é decorrente do próprio sistema de medição. Na figura 55 é mostrada uma medição realizada antes dos ensaios para o ajuste da retificadora. A variação mostrada explica a dificuldade de ajuste da velocidade de avanço na retificadora.

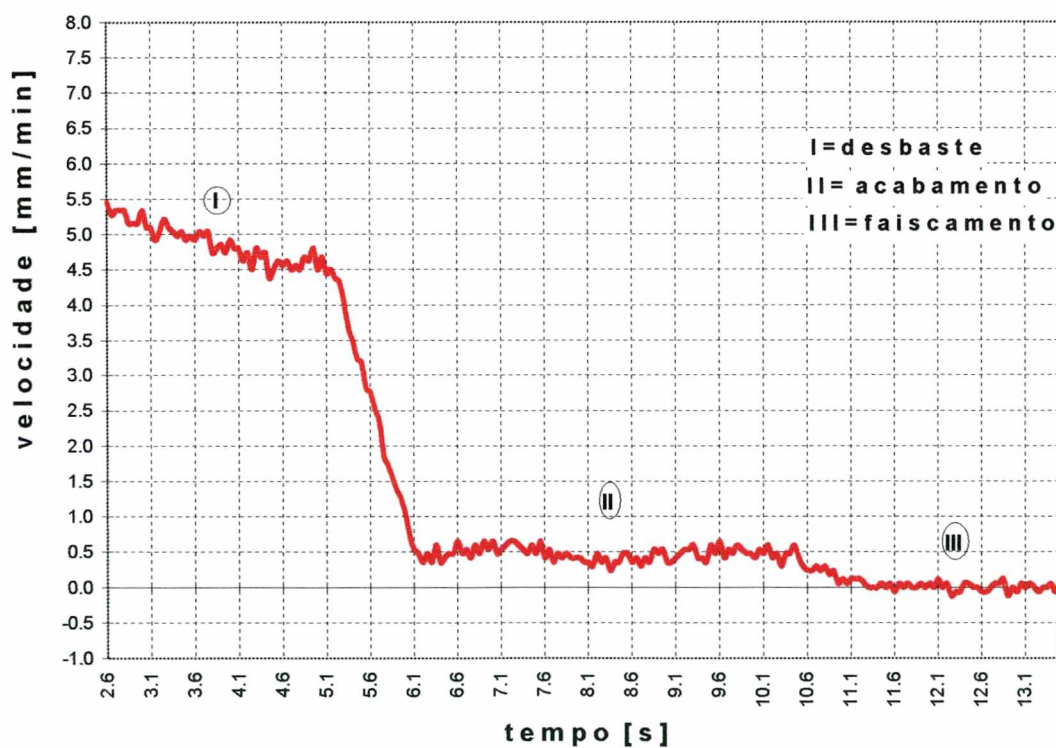


**FIGURA 54** - Medição da velocidade de avanço em torno de comando numérico

A partir de 6 repetições da medição acima, sempre para o mesmo intervalo de tempo, obteve-se a tabela 6, de estimativa dos erros e dispersões.

Veloc. nominal	média n = 6	ES (mm/min)	S	DM ( 95% ) (mm/min)
6,0	5,95	- 0,05	0,030824	0,08
8,0	7,94	- 0,06	0,046535	0,12

**TABELA 6** - Dados da medição da velocidade de avanço em torno de comando numérico



**FIGURA 55** - Medição da velocidade de avanço na retificadora Fortuna AFB 300 para o processo em três estágios



#### **4.1.5 - MEDIÇÃO DA CIRCULARIDADE**

A medição de circularidade foi efetuada na fundação CERTI em uma máquina de medir por coordenadas (ZEISS- modelo ZMC 550 - CAA). A incerteza desta máquina para este tipo de medida é grande, (1,5  $\mu\text{m}$ ), enquanto que os erros de circularidade estão na faixa de 3,0  $\mu\text{m}$ . Para uma avaliação dos resultados obtidos na MMC, estes foram comparados com os resultados disponíveis da empresa Robert Bosch Ltda - Curitiba.

#### **4.1.6 - MEDIÇÃO DA RUGOSIDADE**

A medição da rugosidade foi feita em um rugosímetro PERTHEN, modelo Perthometer S8P PRK. Foram avaliados os parâmetros verticais  $R_a$  e  $R_z$ .

#### **4.1.7 - DRESSAMENTO DO REBOLO**

Muitas retificadoras possuem um sistema próprio para dressamento situado na parte posterior do rebolo, ficando o dressador sempre na posição de trabalho. Nos ensaios realizados, como a máquina não possuía este dispositivo, foi utilizado um dressador tipo “fliesen” fixado na mesa da retificadora. Era possível controlar a penetração de dressamento e a velocidade longitudinal. O ajuste desta velocidade era feito de forma indireta, sendo que o sistema de movimentação da mesa é hidráulico. Como o sistema não é automático, a cada dressamento o dressador tem que ser reposicionado. A determinação do contato com o rebolo foi feita de modo visual.

## 4.2 - CALIBRAÇÃO DA VAZÃO DO SISTEMA DE FLUIDO DE CORTE

Para a calibração da vazão do sistema de fluido de corte, foi utilizada uma balança de precisão, com a qual foi medida a massa de uma quantidade de fluido, coletada durante um período de tempo cronometrado. Em cada medição ajustava-se a diferença de pressão e segurava-se a canalização próxima ao recipiente de coleta (20 l). Com um sinal para início da cronometragem a canalização era colocada no recipiente. Media-se o tempo para completar-se este até próximo da metade, retirava-se a canalização e media-se a massa. Conhecendo-se a densidade do fluido, determinava-se o volume e calculava-se a vazão.

Como pontos de medida foram tomadas as vazões em que se queria realizar ensaios. Foram realizados quatro ciclos de subida e descida, não sendo observada histerese significativa e a média e dispersão foram avaliadas para os 4 ciclos. A figura 56 mostra o resultado da calibração, através da curva de erros do sistema.

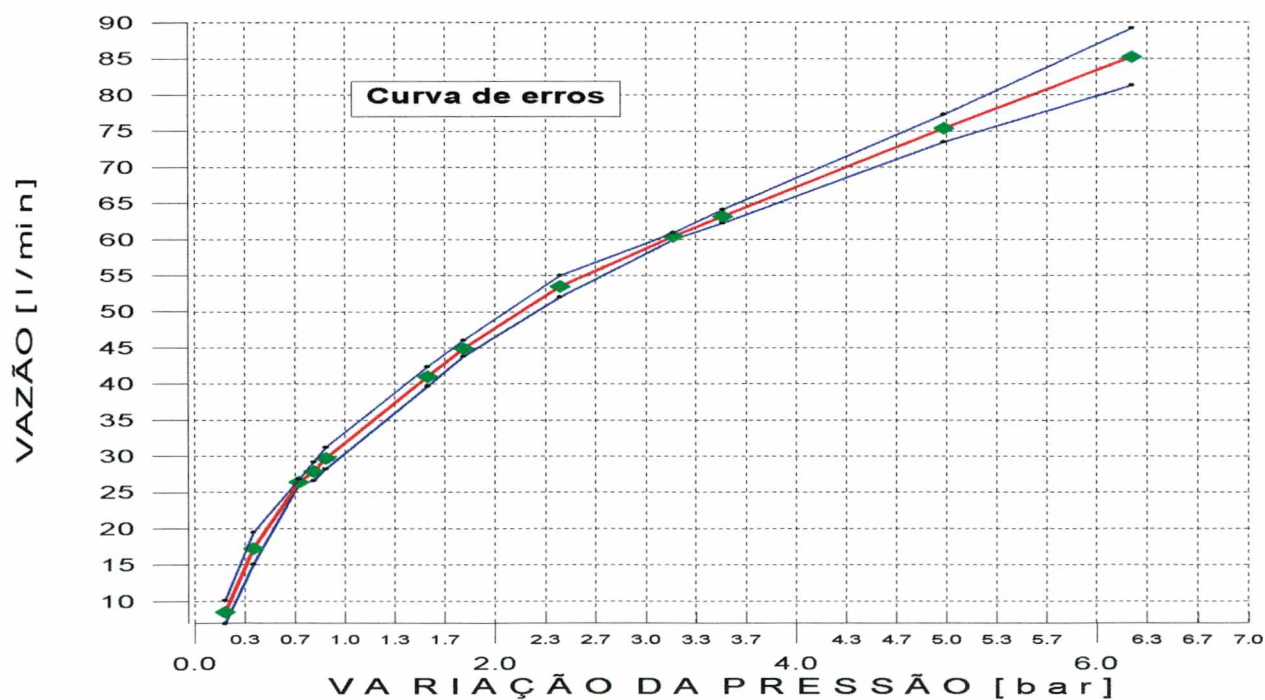


FIGURA 56 - Resultado da calibração da vazão do sistema de fluido de corte

### 4.3 - METODOLOGIA ESTATÍSTICA UTILIZADA

Conforme mencionado no item 3.6, os ensaios foram planejados utilizando-se a técnica de experimentos fatoriais.

Em função da dificuldade de ajuste da velocidade de avanço  $v_f$  foram adotados dois blocos de ensaios, um para  $v_{f0} = 6,0$  mm/min e outro para  $v_{f1} = 8,0$  mm/min, que são as velocidades de desbaste, sendo que a velocidade de acabamento foi mantida a mesma para os dois conjuntos de ensaios,

Os valores para as variáveis ou fatores foram escolhidos em função dos limites da máquina e das informações de testes preliminares. Assim tem-se o quadro a seguir com a disposição dos ensaios, onde:

$v_d$  = velocidade de dressamento (mm/min)

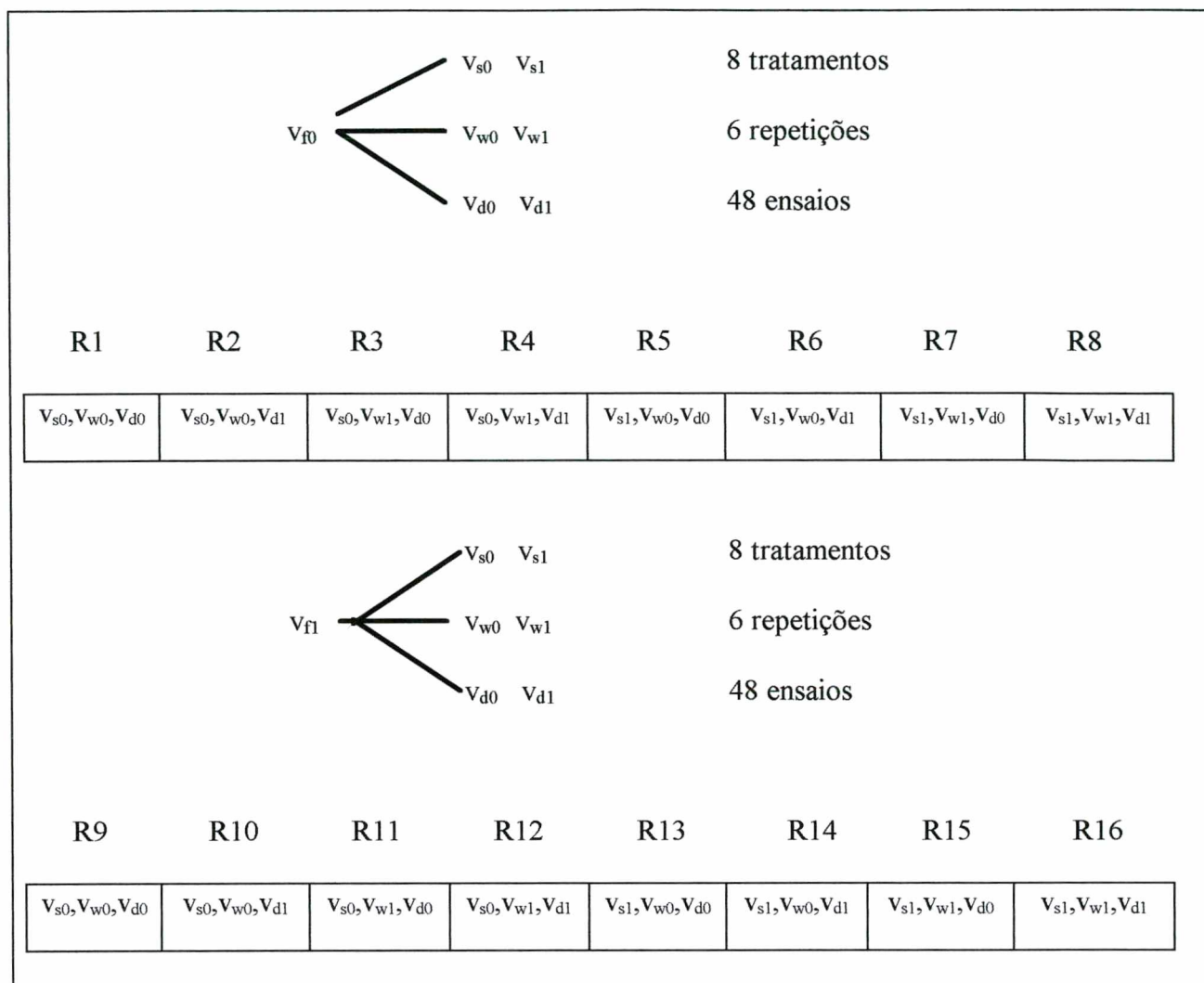
$v_s$  = velocidade de corte (m/s)

$v_w$  = velocidade tangencial da peça (m/s) (rpm)

$v_f$  = velocidade de avanço (mm/min)

níveis	$v_s$	$v_w$	$v_f$	$v_d$
0	30	0,35 (557)	6,0	200
1	35	0,45 (716)	8,0	300

**TABELA 7** - Valores de ajuste das variáveis estudadas



**TABELA 8 -** Combinação das variáveis em estudo

Portanto para cada tratamento um nível da variável é adotado segundo uma seqüência do método para fatoriais  $2^3$ , onde o expoente indica o número de fatores e a base o número de níveis.

Através de cálculos realizados com os dados obtidos dos ensaios é possível avaliar, através de um teste F, se os tratamentos são significativos, ou seja, se os valores adotados para as variáveis produzem diferentes efeitos nos resultados e a partir disto consegue-se saber qual o melhor ajuste para a máquina em termos de qualidade e tempo de processo.



#### 4.4 - METODOLOGIA DE REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS

Para cada uma das 16 combinações de variáveis ou tratamentos mostrados no item anterior, o rebolo era dressado e tinha que ser reposicionado em relação à peça. A seguir eram executadas as seis repetições de cada tratamento. Os corpos de prova eram pré-retificados com medida no diâmetro de 12,20  $\pm$  0,01 mm. A medida final foi estabelecida em 11,60  $\pm$  0,01 mm.

A aquisição dos valores de potência consumida e da corrente do motor principal, permitindo uma estimativa da força de corte, era feita durante o processo. Nos ensaios de ordem par era adquirida a corrente, e nos de ordem ímpar a potência, cada uma com 3 repetições, permitindo a comparação entre ambas com relação à melhor confiabilidade.

A medição da rugosidade foi executada em 2 pontos no meio da região retificada com deslocamento de 90°, sendo a média anotada como resultado do ensaio. A medida do diâmetro das peças era efetuada a cada ensaio, sendo os valores anotados na folha de ensaio. A ajustagem do fluido de corte foi mantida constante para todos os ensaios. A concentração do fluido de corte era conferida a cada tratamento completado, ou seja, 6 repetições.

Cada corpo de prova era identificado com o número do ensaio e com o número da repetição, (por exemplo R1-1, R1-2.....R1-6).

## **CAPÍTULO 5**

### **ANÁLISE DOS RESULTADOS**

#### **5.1 - AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA VAZÃO E DA VELOCIDADE DO JATO DO FLUIDO DE CORTE**

##### **5.1.1 - INFLUÊNCIA SOBRE A RUGOSIDADE**

A figura 57.a mostra uma tendência de melhora da rugosidade com o aumento da vazão do fluido de corte. Apenas para uma velocidade de fluido de 10 m/s ocorreu um ponto fora da tendência, provavelmente devido a um erro experimental. Como os patamares entre as diferentes velocidades não foram muito afastados, conclui-se que a influência da vazão é maior que a influência da velocidade do fluido.

Analisando a figura 57.b, que considera as diferentes tubeiras, nota-se uma tendência de diminuição da rugosidade com o aumento da vazão. Paralelamente, verifica-se que para a maior tubeira tem-se os melhores resultados. Este resultado possivelmente é em função das condições de maior vazão e maior tubeira possibilitarem uma adução mais eficiente do fluido de corte na região de trabalho, decorrente da menor turbulência. Uma melhor lubrificação também diminui o aquecimento, pela diminuição do coeficiente de atrito, fazendo com que o grão abrasivo corte mais do que deforme plasticamente o material.

Na figura 57.c observa-se o fato já comentado de que a vazão tem maior influência do que a velocidade do fluido, uma vez que para as maiores velocidades não são observadas as menores rugosidades. A observação da literatura de que para velocidades do fluido mais próximas da velocidade de corte, melhores seriam os resultados, não foi comprovada experimentalmente. A velocidade do fluido de 30 m/s, que é igual à velocidade de corte, não mostrou uma menor rugosidade. Nesta situação também temos a maior turbulência na saída da tubeira, podendo reduzir a velocidade efetiva do jato.

Quanto à rugosidade  $R_a$  mostrada na figura 58, valem os mesmos comentários feitos para a rugosidade  $R_z$ . Adicionalmente observa-se que para a maior tubeira ( $70 \text{ mm}^2$ ) foram obtidos os melhores resultados com pequena variação em função da vazão ou da velocidade, sugerindo uma grande importância da maneira como o fluido é fornecido à região de corte, já que esta tubeira permite cobrir uma área maior.

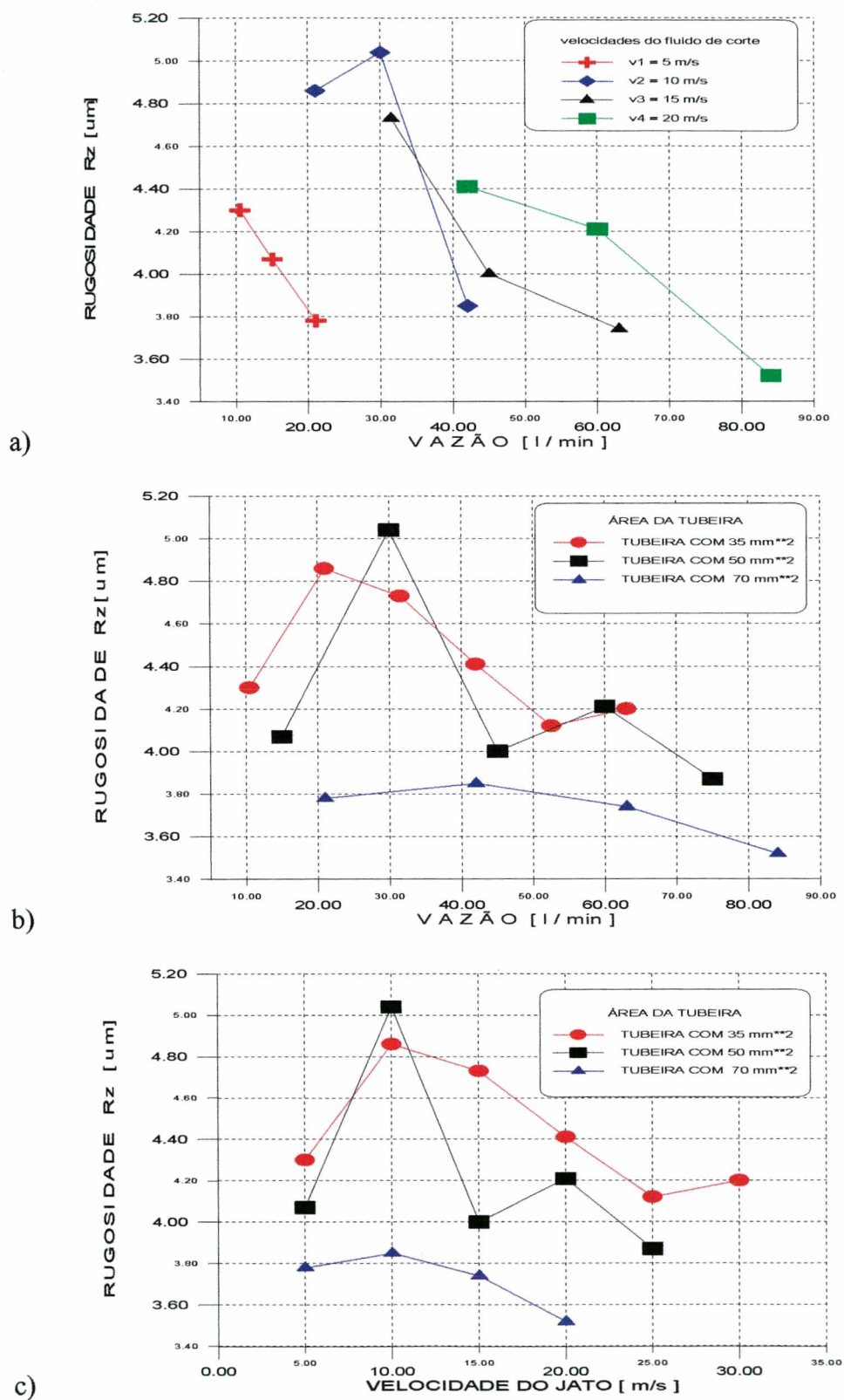


FIGURA 57 - Influência do fluido de corte na rugosidade  $R_z$



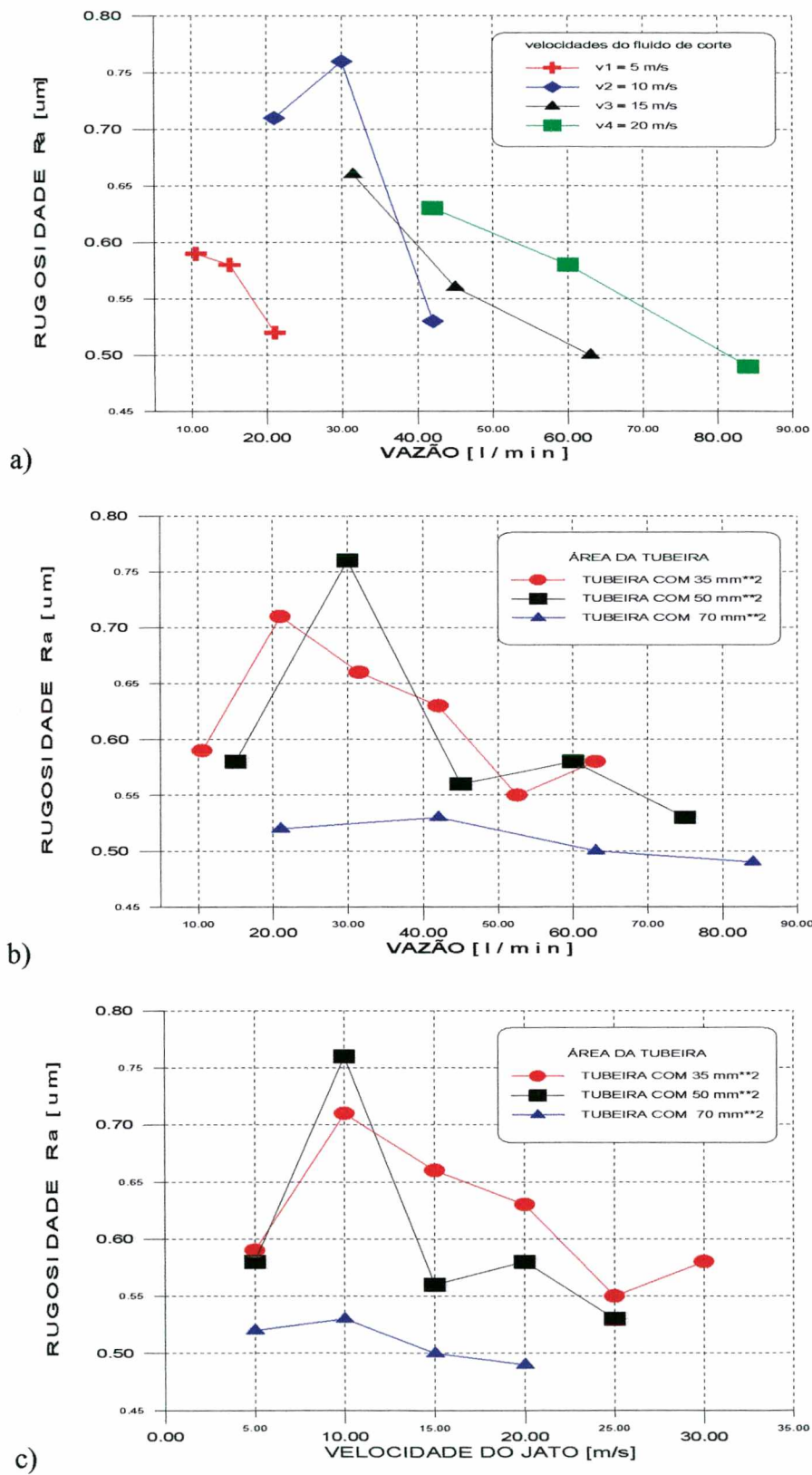


FIGURA 58 - Influência do fluido de corte na rugosidade  $R_a$

### **5.1.2 - INFLUÊNCIA SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL**

A figura 59 (a e b) mostra, ainda que de forma menos nítida do que no item anterior, uma tendência de aumento na potência consumida com o aumento da vazão. Observa-se ainda que para a maior tubeira são requeridas maiores potências. Estes resultados podem ter como explicação o fato já comentado de que maiores vazões e maior tubeira permitem uma melhor eficiência de penetração na região de corte, sendo mais influentes que a velocidade do jato. Assim ocorre menos desgaste do grão e menores efeitos térmicos, o que possibilita mais corte que esmagamento na superfície de contato. Ainda que grãos mais desgastados pudessem gerar maiores forças, com o efeito térmico acabariam por trincar e quebrar, diminuindo a região de contato e as forças geradas. Com melhores lubrificação e refrigeração os grãos são mantidos mais intactos, garantindo inclusive uma melhor circularidade do rebolo. Mantendo-se uma área global de contato maior, acaba-se gerando maiores forças, mas com melhor rugosidade, como observado no item anterior.

Um outro fator que explica o aumento do consumo de potência com o aumento da vazão, é o efeito de freio hidrodinâmico que o fluido exerce sobre o rebolo.

A análise da figura 60.a, b e c, que mostra os efeitos na corrente, permite verificar as mesmas tendências observadas para a potência consumida, ressaltando ainda o efeito da maior tubeira no aumento da forças geradas, (figura 60.c), sendo que para as outras duas tubeiras os efeitos se confundem.

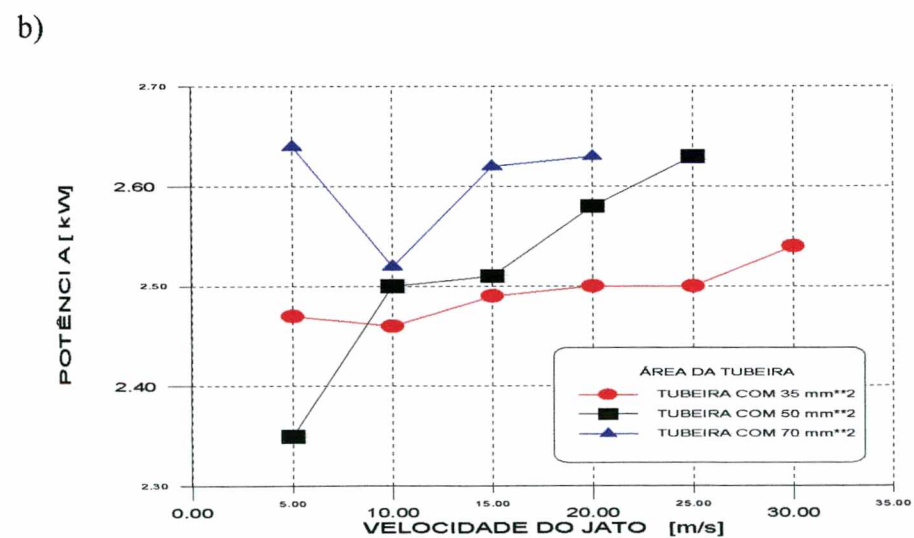
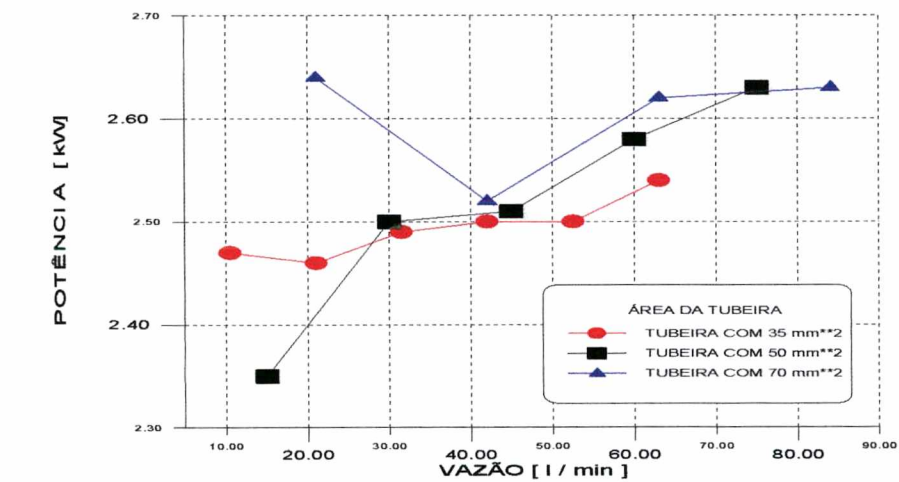
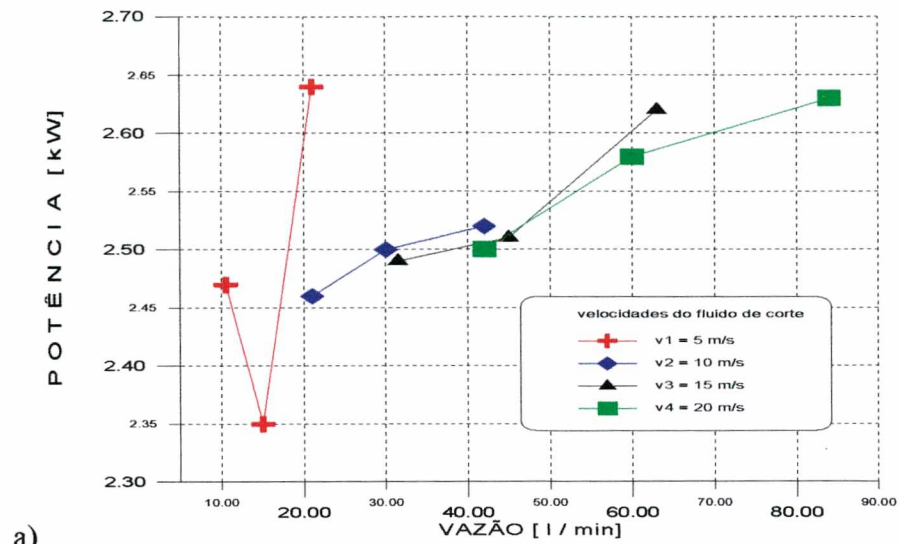


FIGURA 59 - Influência do fluido de corte na potência consumida

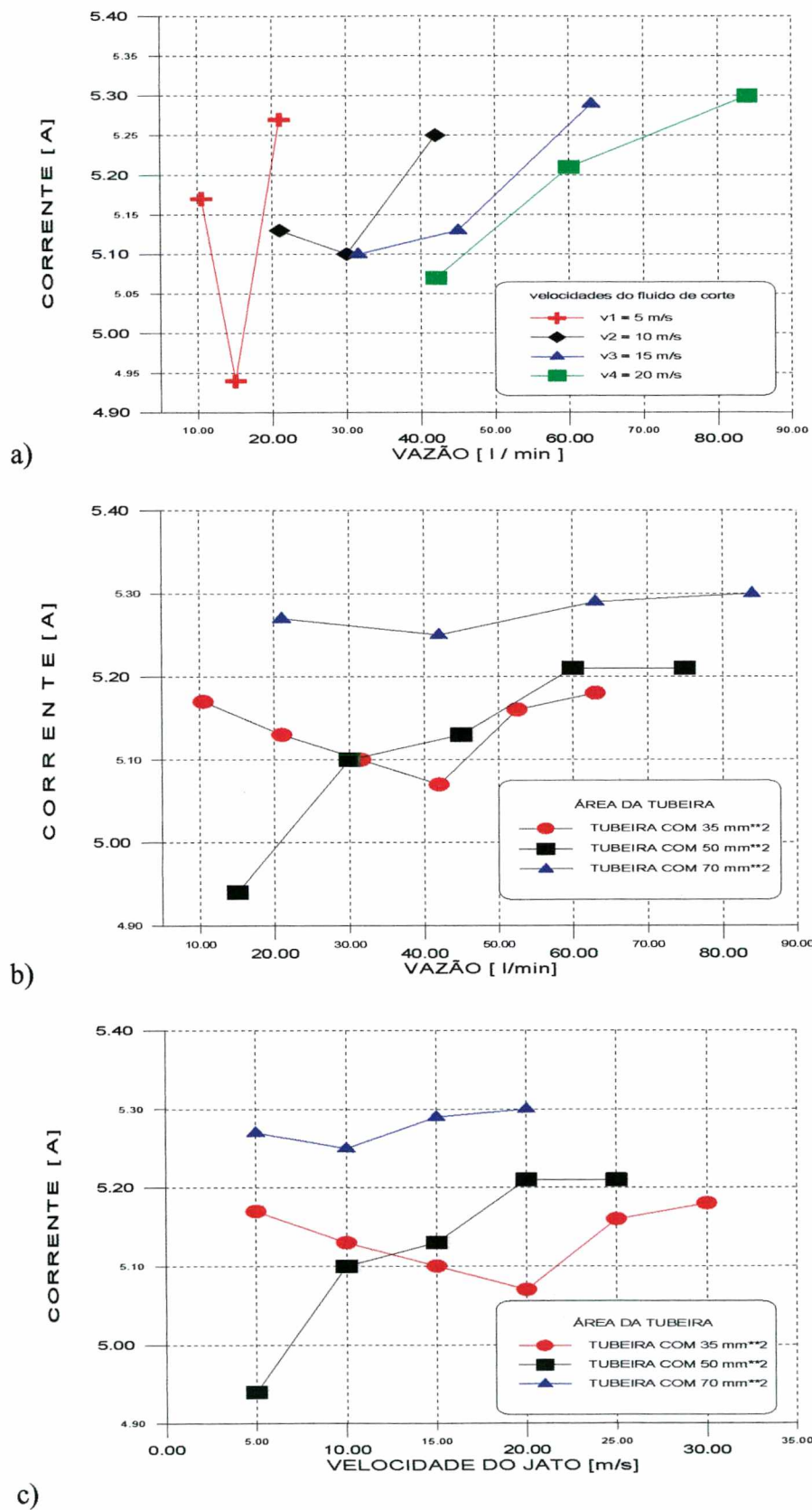


FIGURA 60 - Influência do fluido de corte sobre a corrente do motor principal



## 5.2- RESULTADOS DO TESTE ESTATÍSTICO

### 5.2.1 - RESULTADOS PARA RUGOSIDADE

A tabela 9 mostra que os tratamentos foram estatisticamente significativos sobre os resultados das medições de rugosidade. Os efeitos das combinações dos fatores foram mais influentes do que a variação ao acaso. Quando analisado segundo a influência de cada fator, apenas a velocidade de corte foi significativa nos resultados, o que está de acordo com o esperado. Esperava-se uma maior influência da velocidade de dressamento. Como isso não ocorreu, conclui-se que os valores da velocidade de dressamento adotados foram escolhidos muito próximos entre si. Apesar de não ser significativa, o valor relativamente alto da interação da velocidade de corte com a velocidade da peça indica a importância da combinação destas duas velocidades.

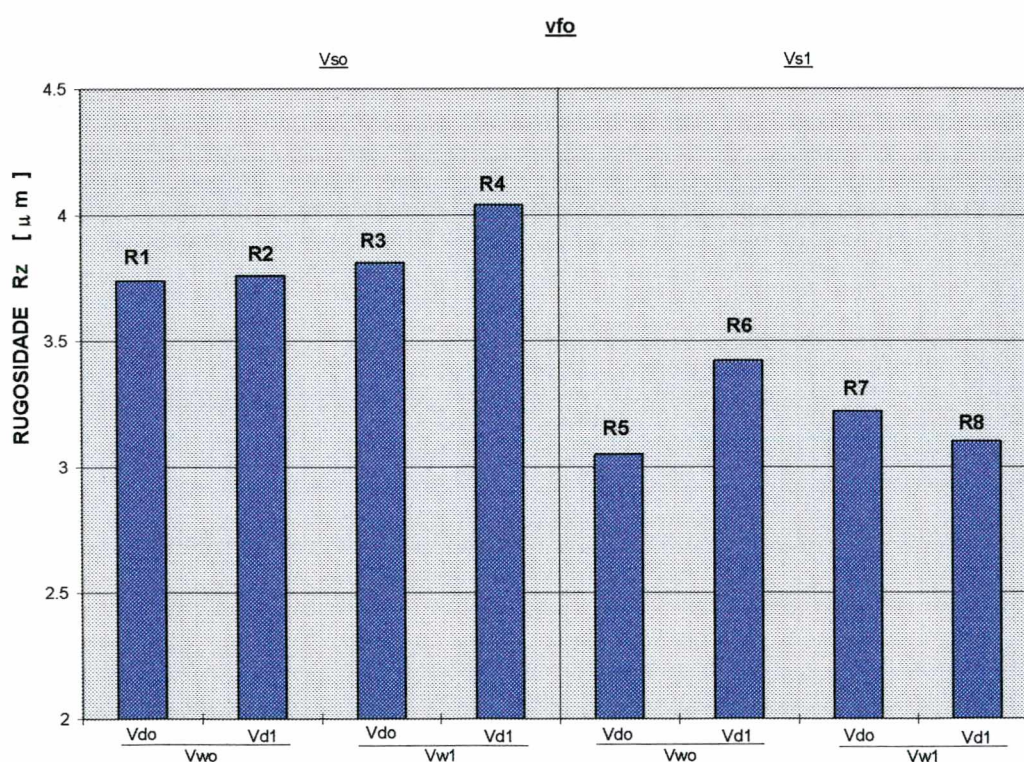
RUG Rz	R1 - R8				
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM	F.CALC	F.CRIT(5%)
TRAT.	7	5.78	0.83	4.60	2.25
RESÍDUO	40	7.18	0.18		
TOTAL	47	12.96			
$V_s$	1	4.95	4.95	27.56	4,08
$V_w$	1	0.03	0.03	0.16	4,08
$V_d$	1	0.19	0.19	1.04	4,08
$(v_s \times v_w)$	1	0.20	0.20	1.09	4,08
$(v_s \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.00	4,08
$(v_w \times v_d)$	1	0.06	0.06	0.34	4,08
$(v_s \times v_w \times v_d)$	1	0.36	0.36	1.98	4,08

**TABELA 9** - Valores estatísticos de rugosidade  $R_z$  para  $v_f = 6,0$  mm/min

Para a análise destas tabelas valem as explicações dadas no item 3.6.3. No cálculo de SQ (soma dos quadrados) e QM (quadrado médio) considera-se as variações nos dados obtidos, o valor de QM é usado para o cálculo de F calculado. Na comparação de F calculado com F crítico

á avaliado se a variação nos dados, devida às variáveis em estudo, é mais significativa ou não que a variação aleatória, devida a variações do próprio processo de retificação e das medições dos dados.

A figura 61 mostra as médias de rugosidade  $R_z$  obtidas para diversas combinações de velocidade de dressamento, velocidade de corte e velocidade da peça. Apenas um valor ficou acima do limite de  $R_z$  4  $\mu\text{m}$ . Este resultado era esperado, visto que este conjunto de ensaios (R1-R8) foi realizado para a menor velocidade de avanço.



**FIGURA 61** - Médias de rugosidade  $R_z$  para  $v_f = 6,0$  mm/min

A tabela 10 mostra os resultados obtidos para a maior velocidade de avanço. Estes não mostraram significância ao nível adotado, indicando que a variação ao acaso foi mais influente que a variação devida aos tratamentos. Isto se explica pela utilização da maior velocidade de avanço que leva a um desgaste mais progressivo do rebolo. Por outro lado o número de repetições adotado (foram feitas 6 repetições) também contribui para este desgaste.



Geralmente as 2 últimas peças apresentavam valores mais altos que as demais para o mesmo tratamento. Quanto aos parâmetros, a velocidade de corte foi mais significativa, com a velocidade de dressamento e a interação da velocidade de corte e da peça mostrando valores relativamente altos. Quanto ao limite estipulado da rugosidade  $R_z = 4 \mu\text{m}$ , 3 tratamentos apresentaram médias fora do limite, conforme mostrado na figura 62.

RUG Rz	R9 - R16				
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM	F.CALC	F.CRIT(5%)
TRAT.	7	4.27	0.61	1.92	2.25
RESÍDUO	40	12.67	0.32		
TOTAL	47	16.94			
$V_s$	1	2.20	2.20	6.95	4,08
$V_w$	1	0.01	0.01	0.05	4,08
$V_d$	1	0.49	0.49	1.55	4,08
$(V_s \times V_w)$	1	0.86	0.86	2.71	4,08
$(V_s \times V_d)$	1	0.03	0.03	0.08	4,08
$(V_w \times V_d)$	1	0.08	0.08	0.25	4,08
$(V_s \times V_w \times V_d)$	1	0.59	0.59	1.88	4,08

TABELA 10 - Valores estatísticos de rugosidade  $R_z$  para  $v_f = 8,0 \text{ mm/min}$

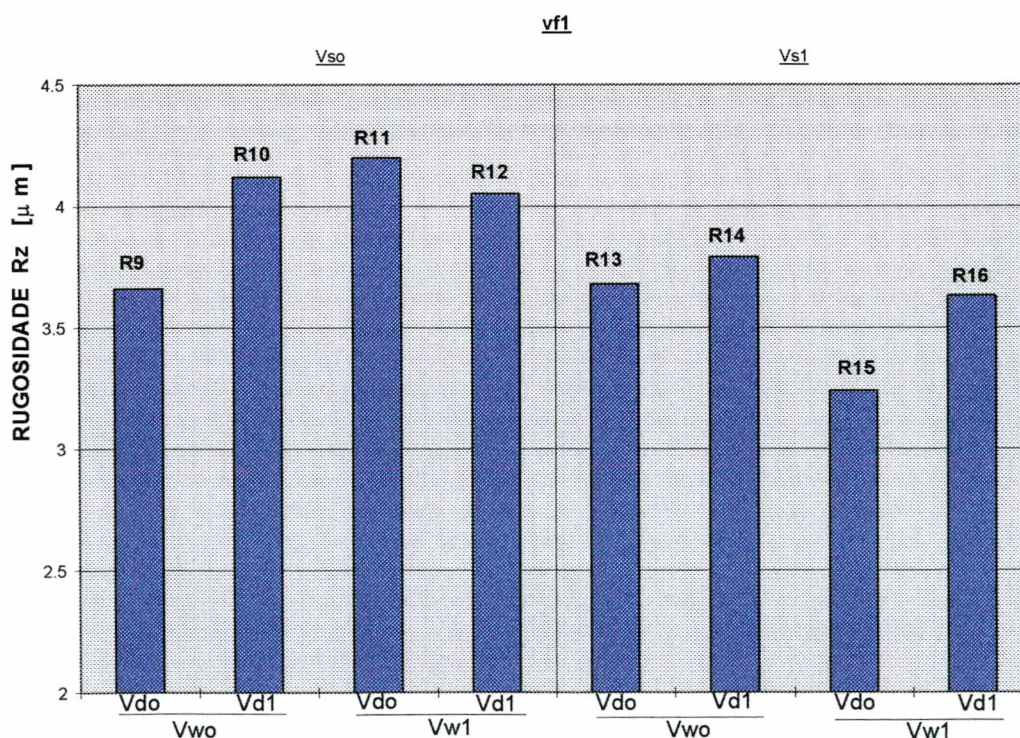


FIGURA 62 - Médias de rugosidade  $R_z$  para  $v_f = 8,0 \text{ mm/min}$

Para a análise segundo a rugosidade  $R_a$ , tabelas 11 e 12, os tratamentos foram significativos para a menor velocidade de avanço e não foram para a maior. O mesmo comportamento ocorreu para  $R_z$ . A velocidade de corte foi o parâmetro mais influente e a interação  $v_s \times v_w$  mostrou o valor mais alto dos não significativos.

RUG $R_a$	R1 - R8				
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM	F.CALC	F.CRIT(5%)
TRAT.	7	0.11	0.02	4.10	2.25
RESÍDUO	40	0.15	0.00		
TOTAL	47	0.25			
$V_s$	1	0.10	0.10	26.03	4,08
$V_w$	1	0.00	0.00	0.08	4,08
$V_d$	1	0.00	0.00	0.66	4,08
$(v_s \times v_w)$	1	0.01	0.01	1.42	4,08
$(v_s \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.23	4,08
$(v_w \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.06	4,08
$(v_s \times v_w \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.23	4,08

**TABELA 11** - Valores estatísticos de rugosidade  $R_a$  para  $v_f = 6,0$  mm/min

RUG $R_a$	R9 - R16				
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM	F.CALC	F.CRIT(5%)
TRAT.	7	0.08	0.01	1.77	2.25
RESÍDUO	40	0.25	0.01		
TOTAL	47	0.33			
$V_s$	1	0.06	0.06	9.73	4,08
$V_w$	1	0.00	0.00	0.00	4,08
$V_d$	1	0.00	0.00	0.41	4,08
$(v_s \times v_w)$	1	0.01	0.01	1.58	4,08
$(v_s \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.32	4,08
$(v_w \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.04	4,08
$(v_s \times v_w \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.28	4,08

**TABELA 12** - Valores estatísticos de rugosidade  $R_a$  para  $v_f = 8,0$  mm/min

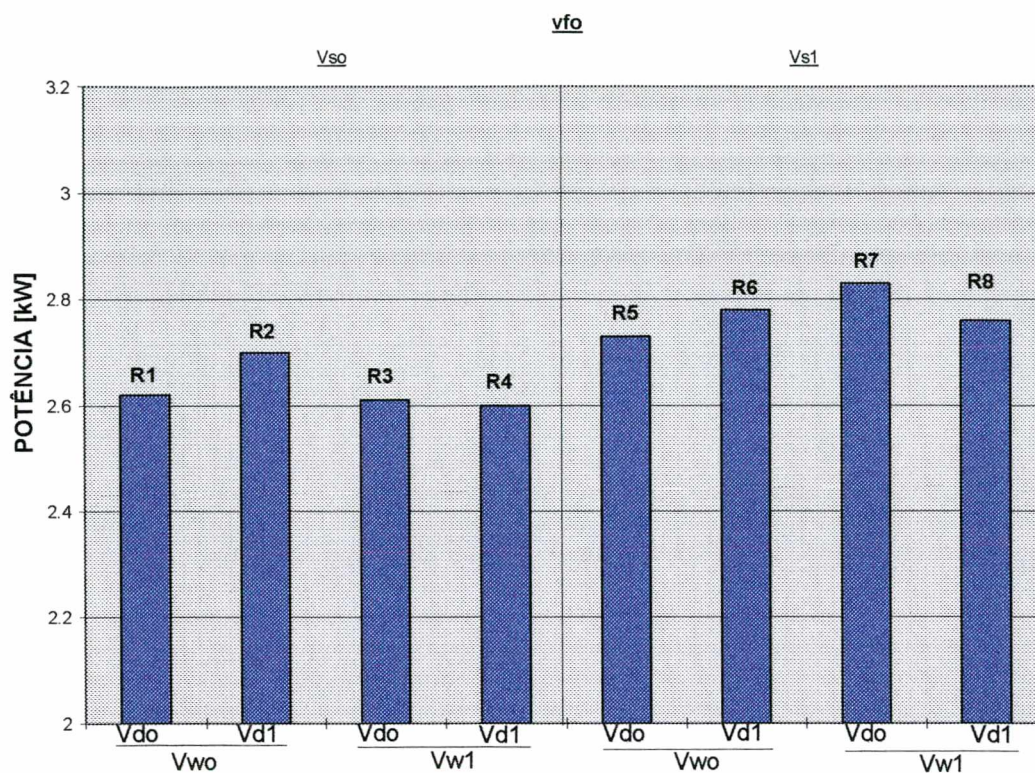


### 5.2.2 - RESULTADOS PARA A POTÊNCIA CONSUMIDA

Para a menor velocidade de avanço os tratamentos foram significativos, tabela 13. A velocidade de corte, neste caso, também foi o parâmetro mais significativo, o que é aceitável teoricamente. A interação velocidade de corte e velocidade da peça mostrou um valor relativamente alto, indicando que também para as forças geradas esta relação é importante. Quanto ao limite de potência de 3 kW, nestes ensaios nenhum tratamento ultrapassou o mesmo, conforme figura 63.

POTÊNCIA	R1 -- R8				
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM	F.CALC	F.CRIT(5%)
TRAT.	7	0.16	0.02	2.90	2.66
RESÍDUO	16	0.13	0.01		
TOTAL	23	0.29			
$V_s$	1	0.13	0.13	16.05	4,49
$V_w$	1	0.00	0.00	0.03	4,49
$V_d$	1	0.00	0.00	0.09	4,49
$(V_s \times V_w)$	1	0.01	0.01	1.82	4,49
$(V_s \times V_d)$	1	0.00	0.00	0.44	4,49
$(V_w \times V_d)$	1	0.01	0.01	1.82	4,49
$(V_s \times V_w \times V_d)$	1	0.00	0.00	0.04	4,49

**TABELA 13** - Valores estatísticos de potência consumida para  $v_f = 6,0$  mm/min



**FIGURA 63** - Médias de potência consumida para  $v_f = 6,0$  mm/min

Analisando os resultados para a maior velocidade de avanço, tabela 14, os tratamentos foram significativos, o que não fora observado nos outros testes para esta velocidade de avanço. Isto indica uma boa resposta da potência como parâmetro de análise. A velocidade de corte foi o efeito mais significativo e a velocidade de dressamento mostrou uma relativa importância. Para o limite de 3 kW, 3 tratamentos ultrapassaram este valor, como mostrado na figura 64.



POTÊNCIA	R9 - R10				
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM	F.CALC	F.CRIT(5%)
TRAT.	7	0.52	0.07	2.79	2.66
RESÍDUO	16	0.43	0.03		
TOTAL	23	0.95			
$V_s$	1	0.39	0.39	14.59	4,49
$V_w$	1	0.01	0.01	0.30	4,49
$V_d$	1	0.03	0.03	0.95	4,49
$(V_s \times V_w)$	1	0.03	0.03	1.26	4,49
$(V_s \times V_d)$	1	0.05	0.05	1.69	4,49
$(V_w \times V_d)$	1	0.02	0.02	0.68	4,49
$(V_s \times V_w \times V_d)$	1	0.00	0.00	0.04	4,49

TABELA 14 - Valores estatísticos de potência consumida para  $v_f = 8,0$  mm/min

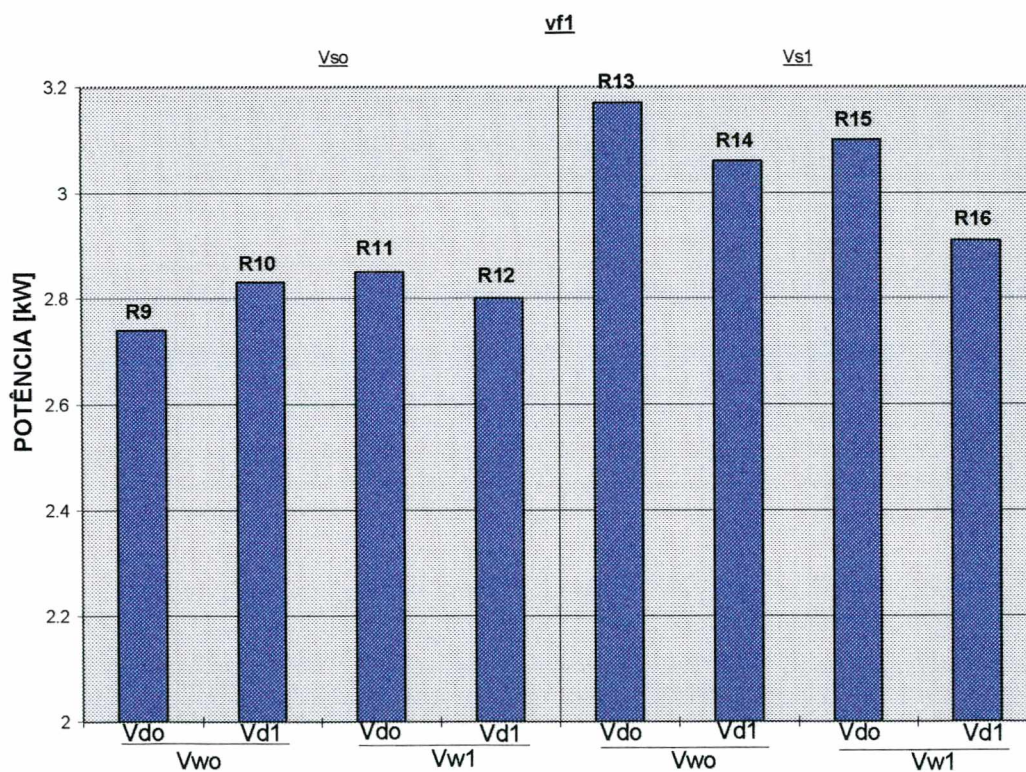


FIGURA 64 - Médias de potência consumida para  $v_f = 8,0$  mm/min

### 5.2.3 - RESULTADOS PARA A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL

Os tratamentos dos resultados da corrente do motor principal foram significativos para a maior velocidade de avanço e não para a menor, tabelas 15 e 16, o que indica que a corrente como parâmetro de análise pode apresentar uma alta variação ao acaso. A velocidade de corte também foi o parâmetro mais significativo neste caso.

corrente		R1 - R8		F.CALC	F.CRIT(5%)
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM		
TRAT.	7	0.06	0.01	2.54	2.66
RESÍDUO	16	0.05	0.003		
TOTAL	23	0.11			
$V_s$	1	0.03	0.03	8.71	4,49
$V_w$	1	0.01	0.01	1.92	4,49
$V_d$	1	0.00	0.00	1.38	4,49
$(v_s \times v_w)$	1	0.01	0.01	1.55	4,49
$(v_s \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.10	4,49
$(v_w \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.28	4,49
$(v_s \times v_w \times v_d)$	1	0.01	0.01	3.82	4,49

TABELA 15 - Valores estatísticos de corrente para  $v_f = 6,0$  mm/min

corrente		R9 - R16		F.CALC	F.CRIT(5%)
C.VARIAÇÃO	G.L	SQ	QM		
TRAT.	7	0.35	0.05	4.09	2.66
RESÍDUO	16	0.19	0.01		
TOTAL	23	0.54			
$V_s$	1	0.26	0.26	21.60	4,49
$V_w$	1	0.01	0.01	1.01	4,49
$V_d$	1	0.02	0.02	1.79	4,49
$(v_s \times v_w)$	1	0.02	0.02	1.69	4,49
$(v_s \times v_d)$	1	0.01	0.01	0.55	4,49
$(v_w \times v_d)$	1	0.00	0.00	0.00	4,49
$(v_s \times v_w \times v_d)$	1	0.02	0.02	2.00	4,49

TABELA 16 - Valores estatísticos de corrente para  $v_f = 8,0$  mm/min

#### 5.2.4 - ANÁLISE GERAL

Considerando os resultados analisados, em sua maioria os tratamentos foram significativos. Para melhorar a significância seria necessário executar menos repetições ou fazer um dressamento a cada ensaio, o que diminuiria o efeito de desgaste do rebolo, diminuindo a variação ao acaso.

Para os parâmetros avaliados sem dúvida a velocidade de corte foi a variável mais significativa, portanto mais influente nos resultados. A interação entre a velocidade de corte e a velocidade da peça também mostrou uma relativa importância, apesar de não alcançar o nível de significância.

A potência mostrou ser mais confiável do que a corrente como parâmetro de estimativa das forças geradas, embora o número de ensaios realizados tenha sido pequeno para uma afirmação mais categórica.

Levando em conta os limites adotados para a potência e para a rugosidade  $R_z$ , o tratamento que apresentou o melhor resultado foi o tratamento R16, com  $R_z = 3,58$  e  $P = 2,91$  kW, considerando que é mais interessante utilizar a maior velocidade de avanço. A diferença para o experimento R9 foi pequena, mas neste caso a rugosidade alcançou o limite de  $4 \mu\text{m } R_z$  durante as 6 repetições realizadas. Assim teria-se para a melhor condição

$$v_f = 8,0 \text{ mm/min}$$

$$v_s = 35 \text{ m/s}$$

$$v_w = 0,45 \text{ m/s}$$

$$v_d = 300 \text{ mm/min}$$

### 5.3 - AVALIAÇÃO DOS PARÂMETROS DE RETIFICAÇÃO

Na figura 65 e nas seguintes, estão mostrados resultados da avaliação gráfica das diversas combinações de fatores. Os gráficos combinam as 16 combinações de fatores utilizadas nos tratamentos, em cada uma delas ( ex.  $v_{f0}$  -  $v_{w0}$  -  $v_{d0}$  ) mostradas na parte superior do gráfico, um outro fator é variado na abcissa(ex. velocidade de corte no níveis baixo e alto (  $v_{s0}$  e  $v_{s1}$  )). Na figura 65 por exemplo, para os tratamentos R1 e R5 os fatores  $v_f$ ,  $v_w$  e  $v_d$  apresentavam os mesmos níveis e a variável em estudo foi  $v_s$ , R1 com  $v_{s0}$  e R5 com  $v_{s1}$ .

#### 5.3.1 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE CORTE SOBRE A RUGOSIDADE

As figuras 65 e 66 mostram uma tendência da diminuição da rugosidade com o aumento da velocidade de corte, fato de acordo com o previsto na literatura. Apenas na combinação R9-R13 isto não foi verificado para  $R_z$ , embora para  $R_a$  ocorra o esperado. A explicação para isto pode ser uma possível variação experimental. Verifica-se que para a maioria dos tratamentos com  $v_{s1} = 35$  m/s os resultados ficaram abaixo de  $R_z$  4  $\mu$ m, indicando que esta é a melhor velocidade de trabalho para este material e limite.

#### 5.3.2 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE AVANÇO SOBRE A RUGOSIDADE

As figuras 67 e 68 mostram uma tendência de aumento da rugosidade com o aumento da velocidade de avanço, o que condiz com a literatura. Nota-se, porém, que tal fato é mais pronunciado para  $R_a$ , que é uma rugosidade média e portanto menos influenciada pelas variações aleatórias. Quanto ao limite de  $R_z$  4  $\mu$ m, para a combinação com a maior velocidade de corte é possível a utilização da maior velocidade de avanço (8 mm/min) sem ultrapassar o mesmo.

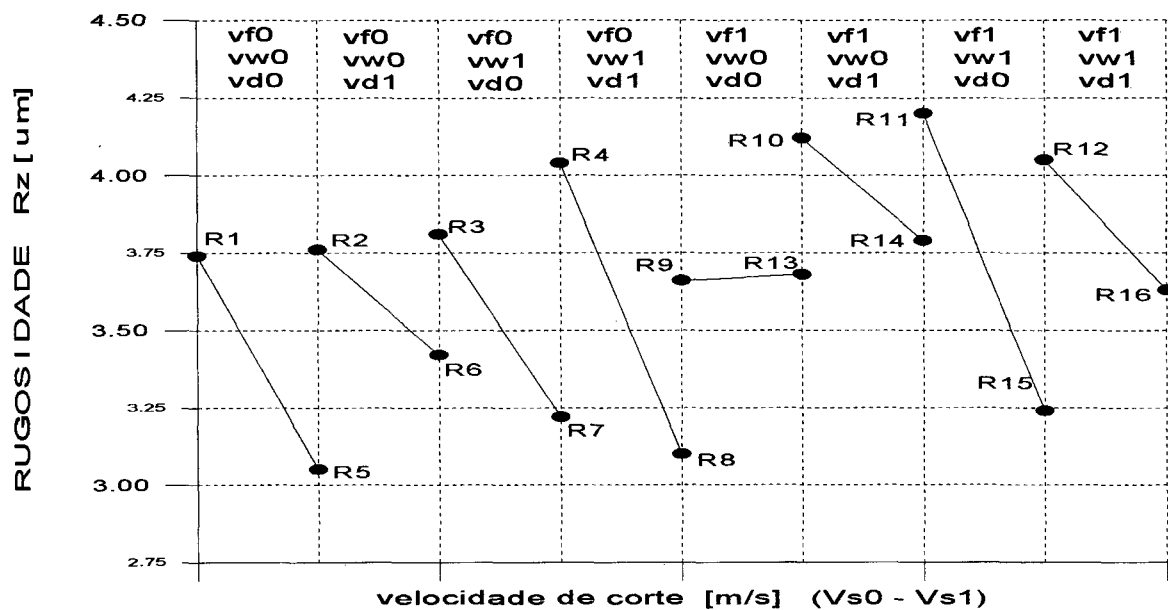


FIGURA 65 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade  $R_z$

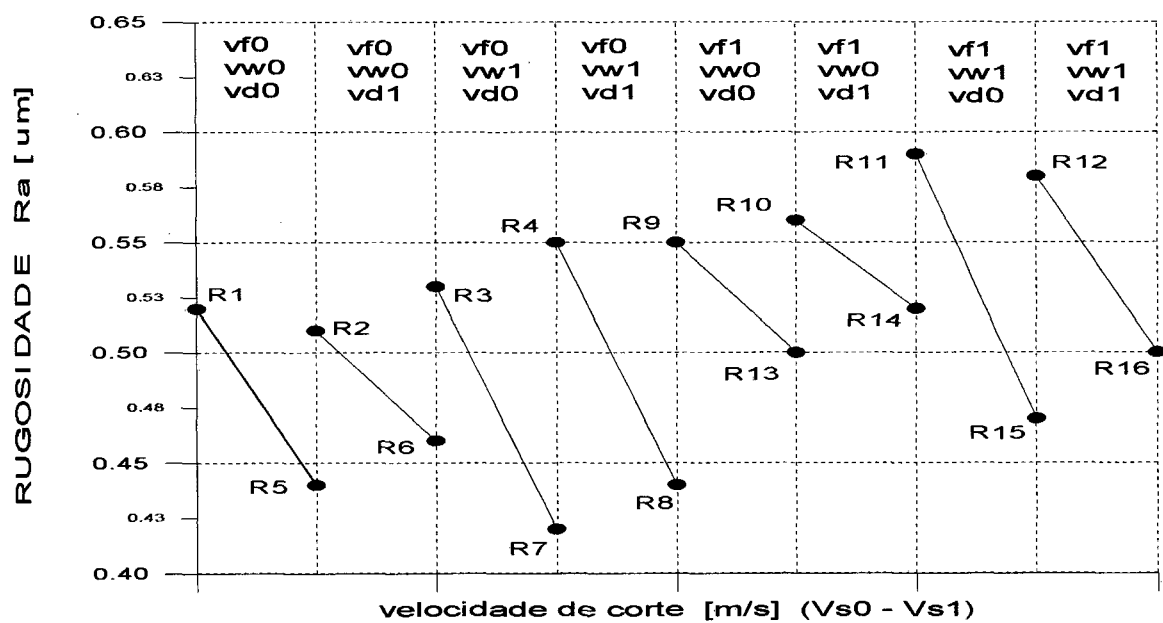


FIGURA 66 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade  $R_a$

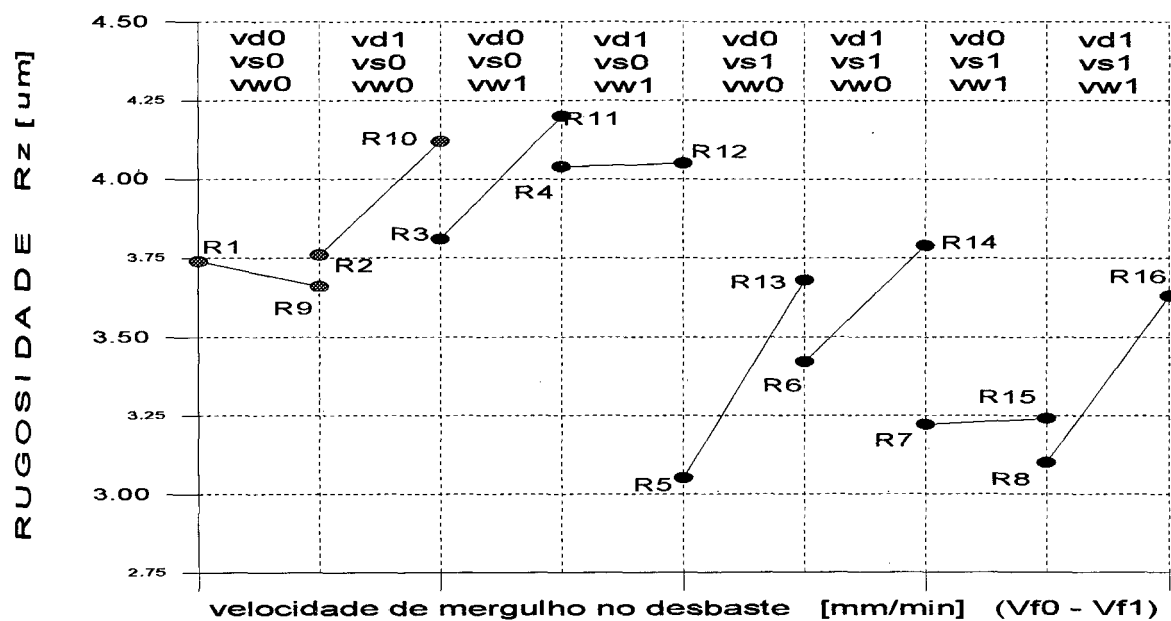


FIGURA 67 - Influência da velocidade de avanço sobre a rugosidade  $R_z$

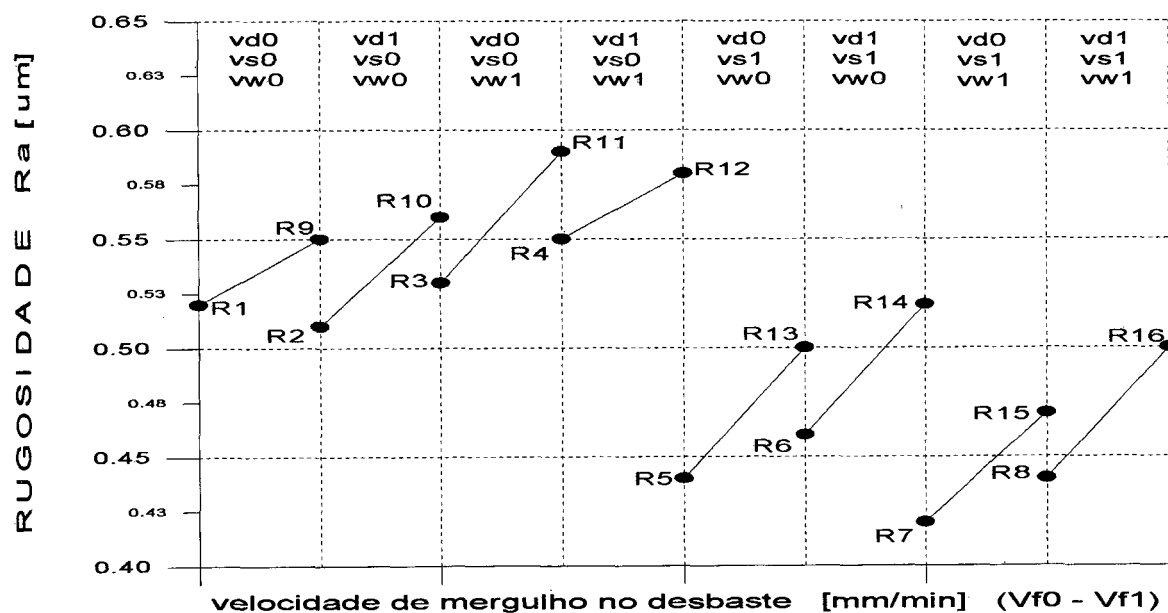


FIGURA 68 - Influência da velocidade de avanço sobre a rugosidade  $R_a$



### 5.3.3 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DA PEÇA SOBRE A RUGOSIDADE

As figuras 69 e 70 não mostram, à primeira vista, uma tendência definida, o que explica-se pela menor influência desta variável sobre a rugosidade. No entanto, um aspecto interessante mostrado, principalmente com relação a  $R_a$ , é o fato do comportamento da rugosidade depender também da interação com a velocidade de corte. Para a menor velocidade de corte (30 m/s) a tendência é o aumento da rugosidade com o aumento de  $v_w$ , já para  $v_s = 35$  m/s o oposto ocorre, ou seja com o aumento de  $v_w$  a rugosidade diminui. Para o limite estipulado de  $R_z$  4  $\mu\text{m}$ , não fica nítido qual a melhor velocidade de peça a escolher, sendo a recomendação escolher a velocidade maior, em função desta proporcionar um menor aquecimento da peça, com menores danos térmicos [1].

### 5.3.4 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE DRESSAMENTO SOBRE A RUGOSIDADE

As figuras 71 e 72 mostram variações bastante aleatórias, mas em sua maioria a tendência é um aumento da rugosidade com o aumento da velocidade de dressamento. A baixa influência desta variável, como já dito anteriormente (item 5.2.1), talvez seja em função dos valores de  $v_d$  terem sido adotados muito próximos entre si. Outra explicação seria o fato da granulometria do rebolo ser fina e menos sensível ao dressamento, já que o rebolo com o desgaste fica mais empastado e acaba produzindo rugosidades menores, embora com comprometimento da camada termicamente afetada e maiores forças geradas. Em relação ao limite estipulado de  $R_z$  4  $\mu\text{m}$ , tanto a velocidade de dressamento menor quanto a maior permitem obedecê-lo, sendo portanto as outras variáveis mais significativas para seu estabelecimento.

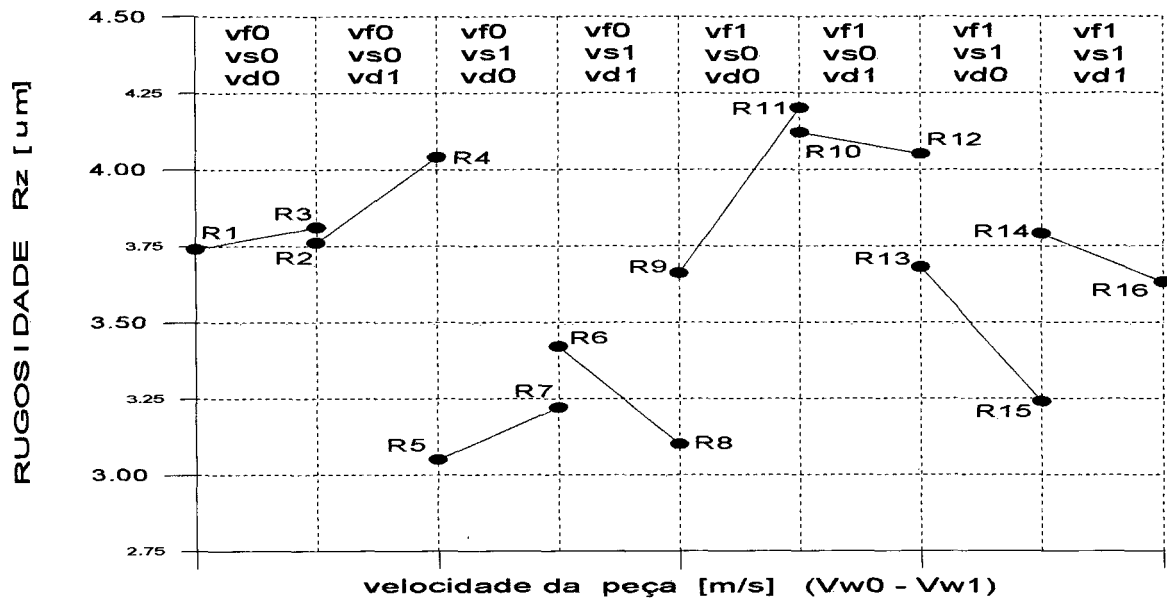


FIGURA 69 - Influência da velocidade da peça sobre a rugosidade Rz

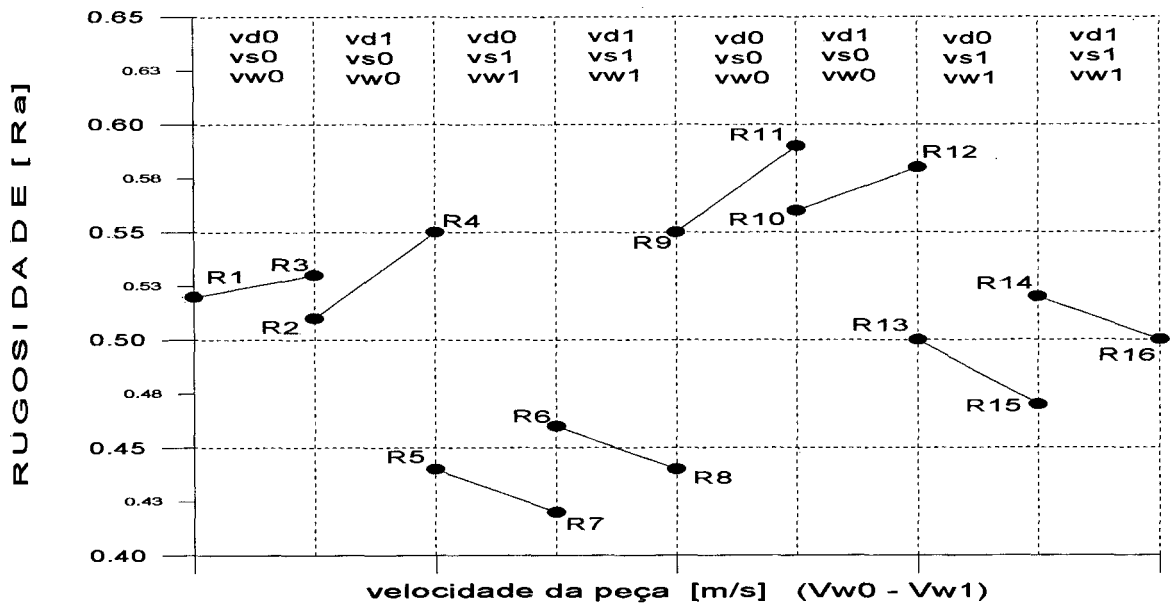


FIGURA 70 - Influência da velocidade da peça sobre a rugosidade Ra

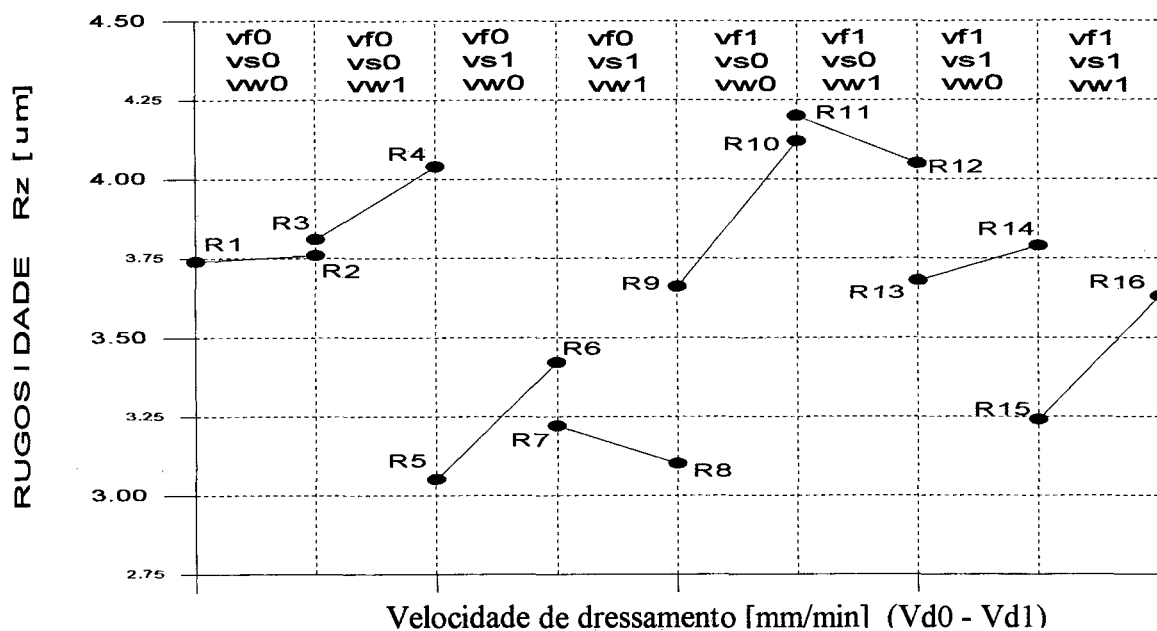


FIGURA 71 - Influência da velocidade de dressamento sobre a rugosidade  $R_z$

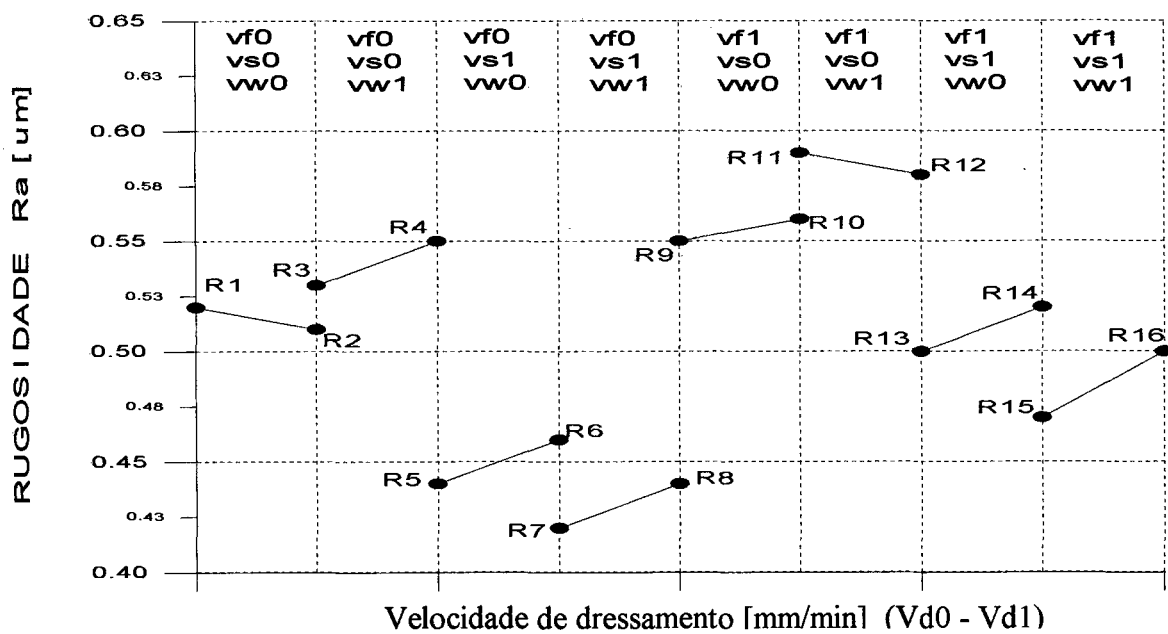


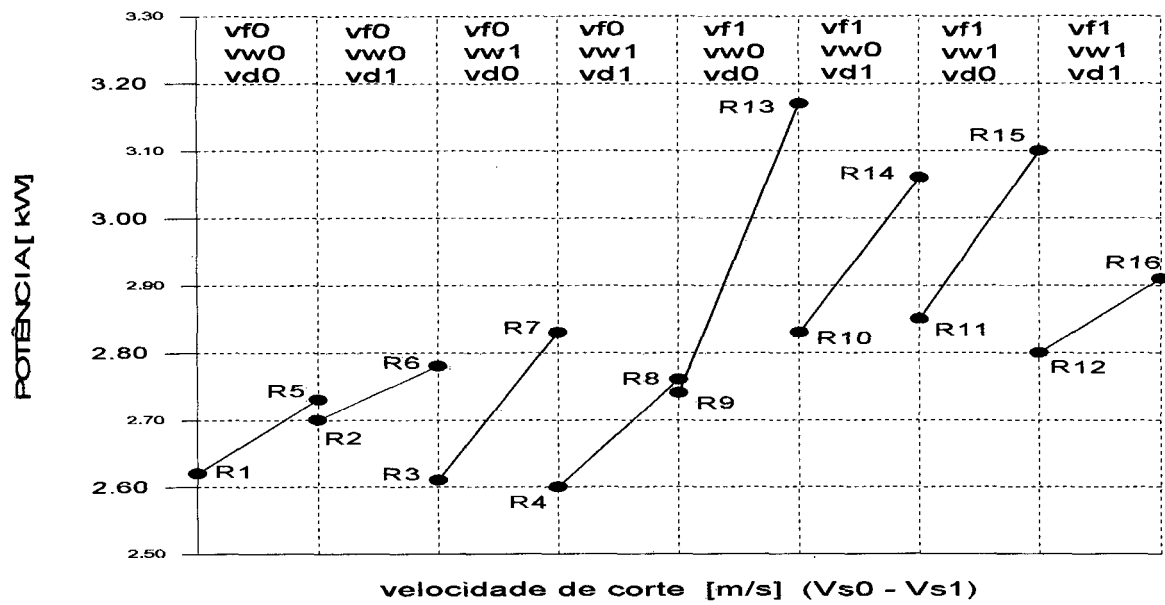
FIGURA 72 - Influência da velocidade de dressamento sobre a rugosidade  $R_a$

### **5.3.5 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE CORTE SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL**

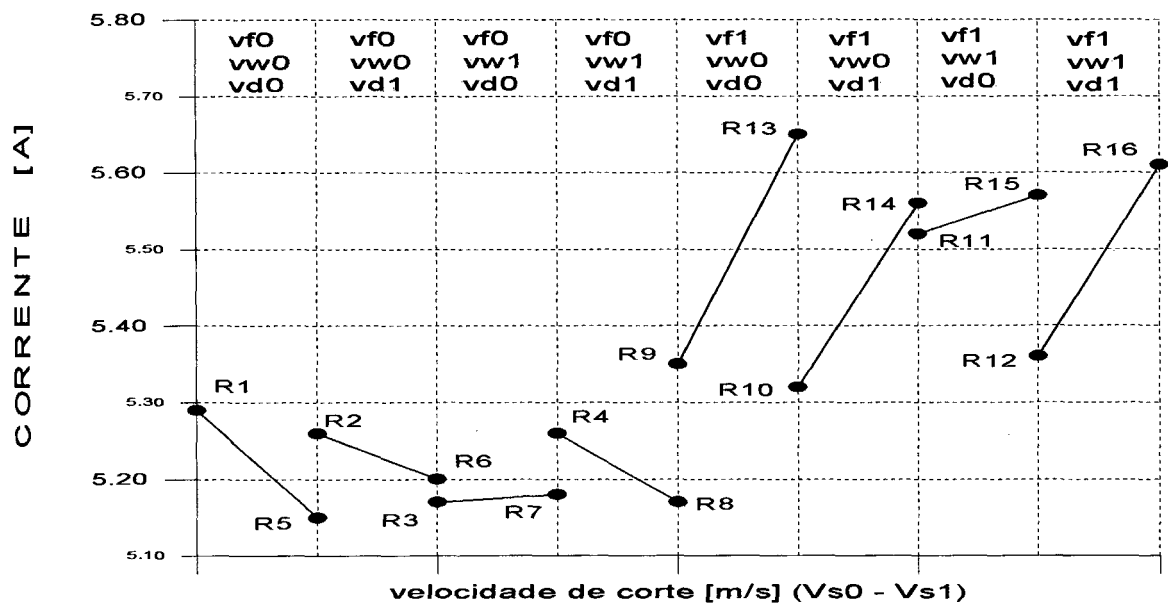
As figuras 73 e 74 mostram que o principal efeito do aumento da velocidade de corte sobre a potência e corrente, que são estimativas da força de corte, é no sentido de aumentá-las. De acordo com a literatura, como  $P = F_t \times v_s$ , a potência de corte seria diretamente proporcional à velocidade de corte. Mas pode ocorrer o efeito do aumento de  $v_s$  diminuir a espessura de corte e gerar menores forças, com isso até surgindo potências menores, quando se aumenta  $v_s$ . Com relação ao limite de potência do motor, ele foi superado em toda a seqüência com maior velocidade de avanço, o que não é desejável, uma vez que as melhores rugosidades foram obtidas nestes tratamentos.

### **5.3.6 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE AVANÇO SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL**

As figuras 75 e 76 mostram uma tendência marcante de aumento das variáveis de saída com o aumento de  $v_f$ , o que está de acordo com as informações da literatura, bem como já observado em ensaios preliminares. Vale ressaltar a interação com a velocidade de corte, pela presença dos dois patamares e a superação do limite do motor, o que dificulta a escolha da melhor condição de trabalho.



**FIGURA 73** - Influência da velocidade de corte sobre a potência consumida



**FIGURA 74** - Influência da velocidade de corte sobre a corrente do motor principal

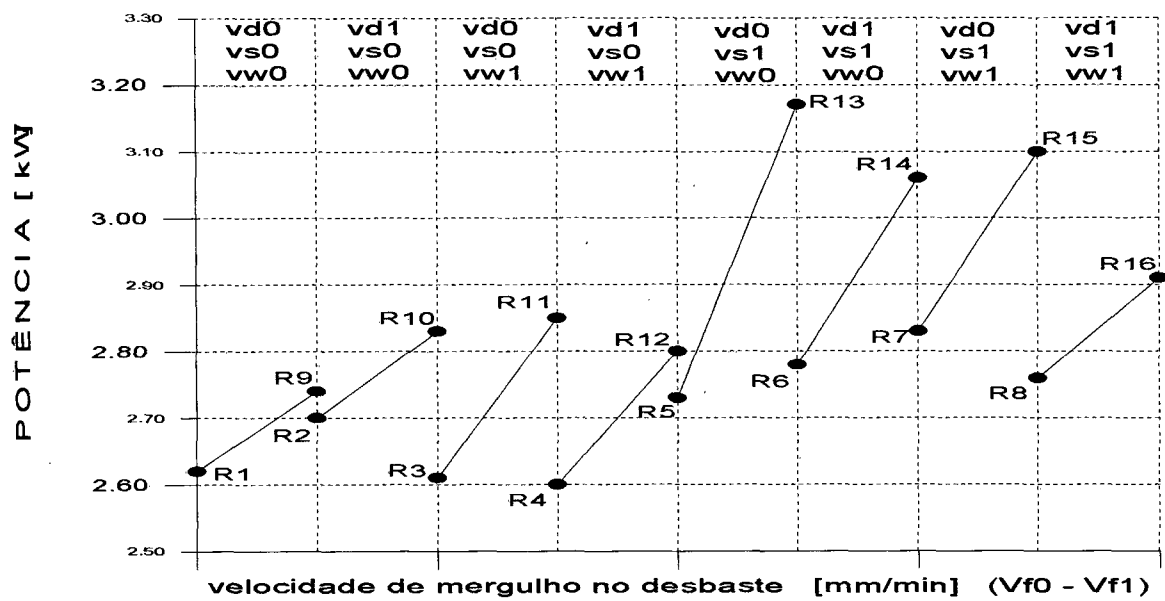


FIGURA 75 - Influência da velocidade de mergulho sobre a potência consumida

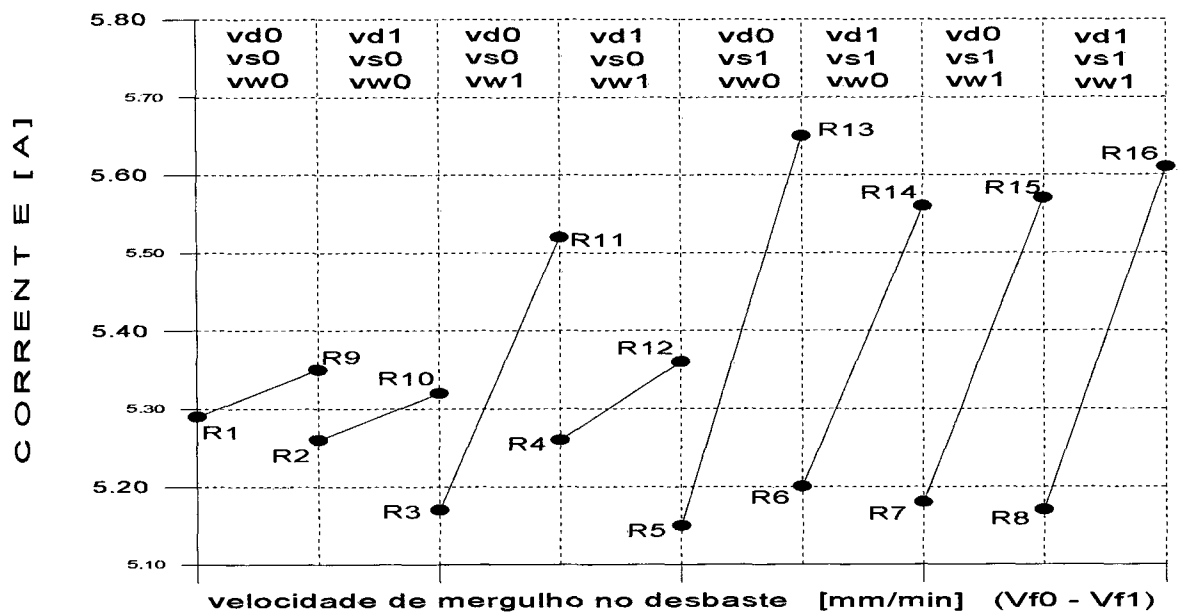


FIGURA 76 - Influência da velocidade de avanço sobre a corrente do motor principal

### **5.3.7 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DA PEÇA SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL**

As figuras 77 e 78 mostram que a velocidade da peça não exerce muita influência sobre estes parâmetros de estudo, que variam mais em função das variáveis mais significativas, que são a velocidade de corte e de avanço

### **5.3.8 - INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE DRESSAMENTO SOBRE A POTÊNCIA CONSUMIDA E A CORRENTE DO MOTOR PRINCIPAL**

Embora nas figuras 79 e 80 não estejam bem definidas as tendências da influência da velocidade de dressamento, um ponto importante é observado. Para a menor velocidade de avanço, geralmente, o aumento da velocidade de dressagem leva ao aumento da potência (e corrente). Isso ocorre porque a menor velocidade de avanço facilita o desgaste dos grãos, aumentando a área de contato. Com isso dificulta-se o corte e eleva-se a força de corte gerada, sobrepujando-se este efeito ao efeito do dressamento mais grosseiro. Para a velocidade de avanço mais elevada, o efeito na maioria dos casos é inverso. Como a força de esmagamento sobre os grãos é maior, ocorre um maior lascamento dos grãos. Isso aliado ao dressamento mais grosseiro deixa mais gumes que cortam com mais facilidade, diminuindo as forças, mas piorando, no entanto, a rugosidade.

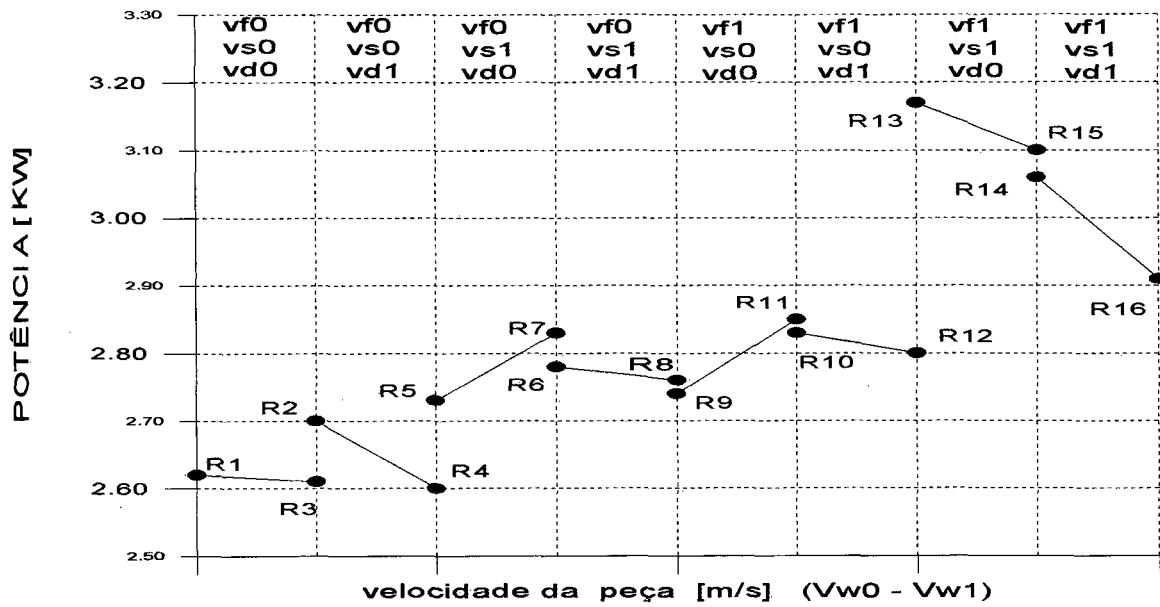


FIGURA 77 - Influência da velocidade da peça sobre a potência consumida

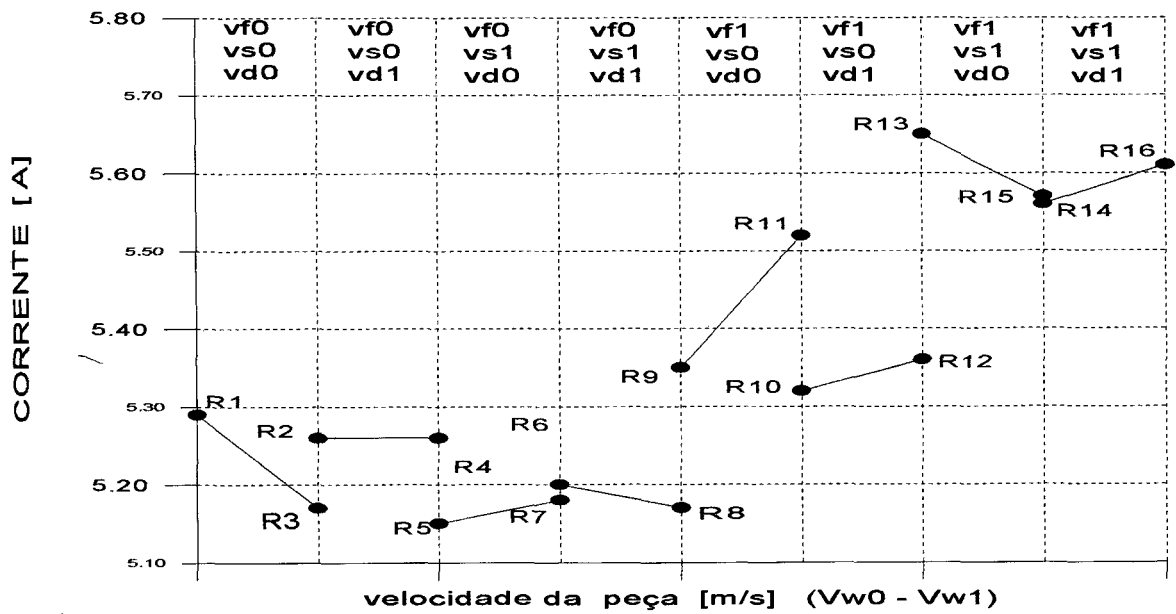


FIGURA 78 - Influência da velocidade da peça sobre a corrente do motor principal



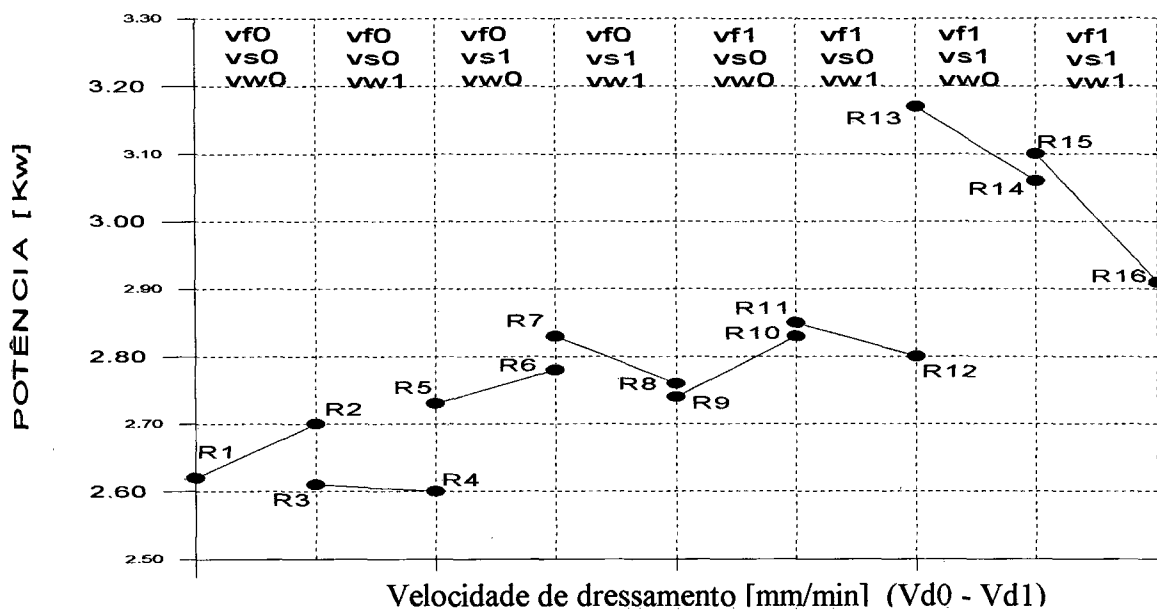


FIGURA 79 - Influência da velocidade de dressamento sobre a potência consumida

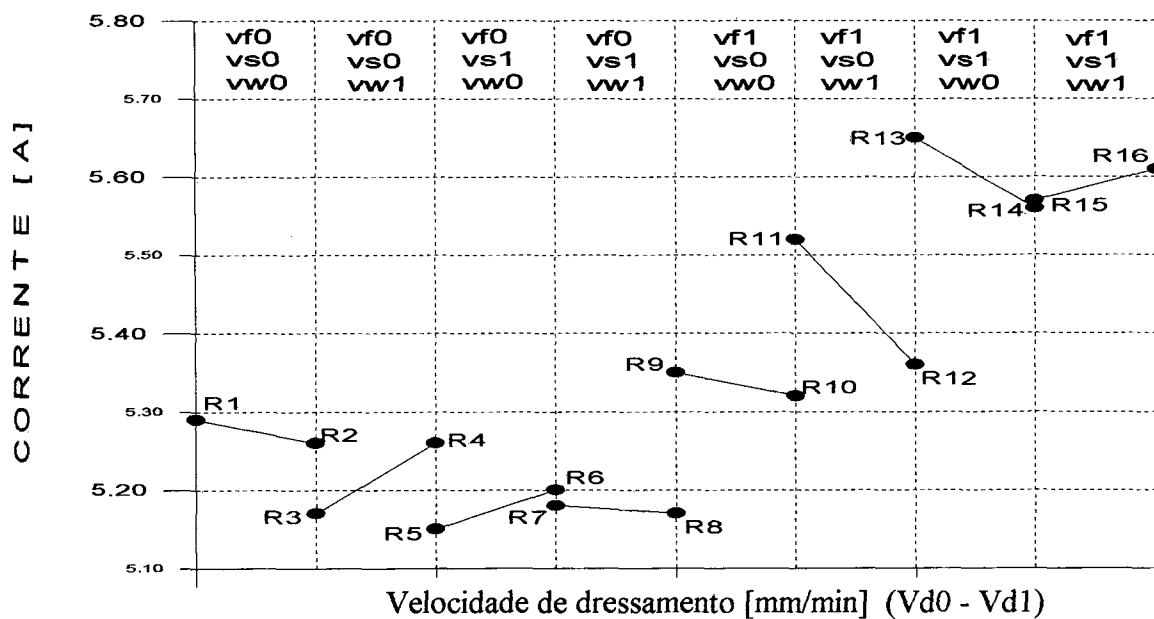


FIGURA 80 - Influência da velocidade de dressamento sobre a corrente do motor principal

## 5.4 - CONSIDERAÇÕES COMPLEMENTARES

### 5.4.1 - MEDIÇÕES DE DUREZA

Para os ensaios realizados foi medida 1 peça para cada tratamento, como também 4 seqüências ou tratamentos completos. Os resultados são mostrados na tabela 17. Para a faixa aceitável de  $62 \pm 2$  HRc, 64% dos corpos de prova ficaram dentro da faixa, sendo que aquelas que ficaram fora apresentaram pequenos desvios, não tendo ocorrido a princípio efeito térmico apreciável segundo a avaliação pela dureza superficial.

n°	HRc	n°	HRc	n°	HRc
E4-R1	64.7	E40-R7	59.1	E76-R13	63.9
E10-R2	63.4	E46-R8	60.6	E82-R14	63.7
E16-R3	63.8	E52-R9	63.5	E88-R15	62.5
E22-R4	63.3	E58-R10	64.1	E94-R16	62.9
E28-R5	62.8	E64-R11	65.3	E25-R5	63.3
E34-R6	60.6	E70-R12	63.2	E26-R5	64.4

n°	HRc	n°	HRc	n°	HRc
E27-R5	66.1	E65-R11	66.0	E78-R14	65.5
E29-R5	63.3	E66-R11	65.1	E85-R15	64.8
E30-R5	63.3	E73-R14	64.8	E86-R15	65.1
E61-R11	63.8	E74-R14	63.9	E87-R15	65.4
E62-R11	62.4	E75-R14	64.0	E89-R15	63.6
E63-R11	63.7	E77-R14	63.4	E90-R15	63.2

**TABELA 17** - Valores de dureza para uma amostra dos corpos de prova ensaiados

#### 5.4.2 - MEDIÇÕES DE CIRCULARIDADE

As medições de circularidade foram realizadas em uma máquina de medir por coordenadas, com a desvantagem da incerteza ser de +/- 0,0015 mm. Por este motivo foram realizadas apenas 16 medidas (17% do total) para estimar se ocorreu algum efeito sobre a circularidade. A tabela 18 mostra os resultados. Verifica-se que para o limite de 0,003 mm, apenas 2 corpos de prova ficaram fora do campo de tolerância e ainda assim com pequena diferença. Portanto o tempo de faiscamento, que foi mantido constante durante os ensaios, foi suficiente para garantir a circularidade, não sendo esse, portanto, um bom parâmetro para avaliar os resultados do processo de retificação estudado.

n°	medição	n°	medição	n°	medição	n°	medição
E4	0,0024	E28	0,0021	E52	0,0034	E76	0,0021
E10	0,0030	E34	0,0020	E58	0,0026	E82	0,0031
E16	0,0025	E40	0,0022	E64	0,0021	E88	0,0024
E22	0,0024	E46	0,0023	E70	0,0023	E94	0,0025

**TABELA 18** - Valores de circularidade para uma amostra de dorpos de prova ensaiados

## **CAPÍTULO 6**

### **CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS**

A preparação da bancada de ensaios foi satisfatória. O programa de aquisição da potência e corrente consumidas permitiu avaliar a influência dos parâmetros de entrada sobre as forças geradas. Com uma maior taxa de aquisição de dados, um maior número de pontos poderia ser captado, com isso a confiabilidade aumentaria, principalmente para a etapa de desbaste.

O sistema de fluido de corte possibilitou estudar parâmetros que geralmente não são levados em conta no processo, mas mostraram ser influentes sobre os resultados. Os resultados de rugosidade mostraram que a vazão do fluido de corte é o parâmetro mais influente na retificação. O ajuste das condições de fluido de corte mostrou ser importante também sobre as forças de retificação. Estes resultados mostram a importância do fluido em aspectos como refrigeração e lubrificação da zona de contato e frenagem hidrodinâmica sobre o rebolo.

O teste estatístico utilizado mostrou ser útil na avaliação da influência dos parâmetros de retificação sobre os resultados do processo. Com certeza, a velocidade de corte foi o parâmetro mais influente em todos os ensaios, sendo o seu aumento decisivo para diminuição da rugosidade, embora com aumento da potência consumida. A interação da velocidade de corte com a velocidade da peça mostrou ter influência sobre os resultados, apesar disso não ter ficado evidente em todos os ensaios.

A otimização das variáveis de entrada mostrou que os melhores resultados não foram obtidos na mesma condição que é utilizada pela empresa Robert Bosch Ltda - Curitiba. Tal fato reforça a idéia de se obter resultados primeiro com o óxido de alumínio no laboratório, para depois compará-los com resultados para o CBN.

## SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

Uma das colocações mais ressaltadas ao longo do trabalho foi sobre a importância do sistema de aquisição de dados. Seria interessante que em novos trabalhos fossem aperfeiçoadas a medição da velocidade de avanço dos carros da retificadora e a medição da potência consumida e a corrente do motor principal.

Para a medição da velocidade de avanço poderia ser utilizado um outro sistema de medição de deslocamento, com uma taxa mais alta de transmissão de sinais, como por exemplo uma régua ótica com interface para microcomputador.

Como neste trabalho não foi observada uma diferença significativa na estimativa das forças geradas, através da potência consumida ou da corrente do motor principal, sugere-se que em novos trabalhos se utilize uma ou outra, mas com aperfeiçoamento do programa de aquisição para obtenção de mais dados durante o processo.

Outra sugestão para a estimativa das forças é investir mais na medição por extensometria do que foi feito neste trabalho. Pode-se melhorar a aquisição das pontes amplificadoras com o desenvolvimento de um programa de aquisição via computador. A vantagem da extensometria é que tem-se uma situação mais próxima da real das forças geradas, pois os extensômetros ficam próximos da região de corte. Com uma calibração adequada a extensometria poderia ser utilizada inclusive para avaliar os resultados de potência e corrente medidos via conversor de frequência.

Outra sugestão para futuras pesquisas seria trocar o sistema de avanço hidráulico da retificadora por um sistema de fusos com esferas recirculantes e controle por comando numérico.

Um aspecto que deve ser desenvolvido em trabalhos futuros é a avaliação da influência térmica sobre as peças retificadas, principalmente em ensaios de longa duração, onde o desgaste do rebole leva à geração de maior atrito entre grão e peça.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] KÖNIG, Wilfried. **Fertigungsverfahren. Band 2 : Schleifen, Honen, Läppen.** 1. Auflage Auflage. Düsseldorf: VDI - VERLAG, 1980.
- [1] KÖNIG, Wilfried. **Fertigungsverfahren. Band 2 : Schleifen, Honen, Läppen.** 2. Auflage Auflage. Düsseldorf: VDI - VERLAG, 1989.
- [3] STEMMER, Caspar E. Usinagem com ferramentas com gumes de geometria indefinida. In: STEMMER, Caspar E. **Ferramentas de corte II.** Florianópolis, Editora da UFSC, 1992. p. 271 - 313.
- [4] NUSSBAUM, Guillaume Ch. **Rebolos & abrasivos: tecnologia básica.** São Paulo: Ícone, 1988. 503 p.
- [5] LAUER-SCHMALTZ, H., KÖNIG, W. Technologische Voraussetzungen für das Hochgeschwindigkeitsschleifen mit Diamant-und-CBN-Schleifscheiben. **Industrie Anzeiger.** 102. Sg. n. 46, p. 30 - 34, v 11.06.1980.
- [6] YOKOGAWA, Kazuhiko, YOKOGAWA, Munehiko. Improvements in work surface integrity and material fatigue strength by the CBN wheel process. **J. Japan Soc. Prec. Eng.**, v. 26, n. 3. p. 201 - 206, sept., 1992.
- [7] STEMMER, Caspar E. **Ferramentas de corte I.** 3ª edição. Florianópolis : 1993. 249 p.
- [8] OLIVEIRA, J. F. G. **Análise do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação .** São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos - USP, 1988, 272 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 1988.

- [9] BIANCHI, Eduardo Carlos. **Ação da geometria teórica do cavaco no desgaste de rebolos de CBN com ligante resinóide**. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos - USP, 1992, 152 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 1992.
- [10] OLIVEIRA, J. F. G. **Controle do estado de afiação de rebolos na retificação de precisão**. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos - USP, 1992, 175 p. Tese (Livre Docência) Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 1992.
- [11] SILVA, Julio.C.L., et al. **Pesquisa bibliográfica: retificação em geral e com rebolos de nitreto de boro cúbico**. Florianópolis, 1995. 1º Relatório do convênio LMP-Bosch.
- [12] BERTALAN, Claudio. **Retificação com rebolos de nitreto de boro cúbico em máquinas ferramentas convencionais**. Florianópolis, UFSC, 1997. Dissertação de mestrado, UFSC, 1997.
- [13] BRINKSMEIER, E., MINKE, E. High-performance surface grinding - the influence of coolant on the abrasive process. **Annals of the CIRP**, v. 42, n. 1, 1993, p. 367 - 370.
- [14] FERLEMANN, F., KÖNIG, W. A new dimension for high-speed grinding. **Metalworking**, p. 237 - 241, mai, 1991.
- [15] HETZ, F., TÖNSHOFF, H. K.. Influence of the abrasive on fatigue in precision grinding. **Journal of Engineering for Industry**, v. 109, p. 203 - 205, august, 1987.

- [16] MURRAY, T., MALKIN, S. Effects of rotary dressing on grinding wheel performance. **Journal of Engineering for Industry**, v. 100, 1978. p. 297 - 302.
- [17] DANFOSS DRIVES AND CONTROLS. **VLТ 2000** - Convertidores de frecuencia. Manual do fabricante.
- [18] FEINPRÜF PERTHEN GmbH. Perthometer S8P. **Surface measuring instrument for the aquisition, graphical presentation and documentation of surfaces profiles**. Göttingen, 1991. Manual do fabricante.
- [19] DELMÉE, G. J. **Manual de Medição de Vazão**. São Paulo: ed. Edgard Blücher, 1982, 474 p.
- [20] FUNDAÇÃO CERTI. **Incerteza de Medição**. Florianópolis, 1996. Apostila de curso.
- [21] MONTGOMERY, D. C. **Design and Analyses of Experiments**. 3 ed. John Wiley and Sons, 1991, paginação irregular.
- [22] HOFFMAN, R., VIEIRA, S. **Estatística Experimental**. São Paulo: Atlas, 1989, 200p.
- [23] PETERS, J., AERENS, R. Optimization procedure of three phase grinding cycles of a series without intermediat dressing. **Annals of the CIRP**, vol. 29, p. 195 - 200, Jan. 1980.
- [24] HOWES, T. Assesment of the cooling and lubricative properties of grinding fluids. **Annals of the CIRP**, vol. 39, p. 313 - 316, Jan. 1990.
- [25] LEZANKI, J. A. An intelligent monitoring system for cilindrical grinding. **Annals of the CIRP**, vol. 42, p. 393 - 396, Jan. 1995.



- [26] WEBSTER, J. A., MINDEK, R. B. Grinding fluid application system design. **Annals of the CIRP**, vol. 44, p. 333 - 338, Jan. 1995.
- [27] SHIMAMUNE, T. ONO, K. Wheel life in grinding. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.**, v. 17, n. 1, p. 35 - 42, Mar. 1983.
- [28] GATES. **Correias e polias sincronizadoras**. Manual de utilização.
- [29] WEG. **Manual de motores elétricos trifásicos**. Catálogo do fabricante.
- [30] SCHNEIDER. **Especificação e escolha de motobombas**. Catálogo do fabricante.
- [31] MALKIN, S., KOHI, S. Energy partition to the workpiece for grinding with aluminum oxide and CBN abrasive wheels. **Transactions of the ASME**. Vol. 117, p. 160 - 168, May 1995.
- [32] TÖNSHOFF, T. , INASAKI, I. Abrasive machining in the future. **Annals of the CIRP**, vol. 42, p. 723 - 731, Feb. 1993.
- [33] SCHREIBER, Rita R. Tough stuff. **Manufacturing Engineering**. p. 51 - 55, february, 1991.
- [34] KRATOS. **Extensômetros - tecnologia de aplicação**. Manual do fabricante.

## ANEXO I

TABELA DE VALORES DE  $\Delta p$  EM FUNÇÃO DA VAZÃO

VAZÃO [L/min]	$\Delta P$ PRESSÃO [bar]	REYNOLDS
28	0,67	21950,25
30	0,77	23518,12
32	0,88	25086,00
34	1,00	26653,87
36	1,12	28221,75
38	1,25	29789,62
40	1,38	31357,50
42	1,52	32925,37
44	1,67	34493,25
46	1,83	36061,12
48	1,99	37628,99
50	2,16	39196,87
52	2,34	40764,74
54	2,53	42332,62
58	2,92	45468,37
60	3,12	47036,24
62	3,33	48604,12
64	3,55	50171,99
64	3,78	51739,87
66	4,01	53307,74
68	4,25	54875,62
70	4,50	56443,43
72	4,76	58011,37
74	5,02	59579,24
76	5,29	61147,12
78	5,56	62714,99
80	5,85	64282,87
82	6,14	65850,74
84	6,43	67418,62
86	6,74	68986,49
88	7,05	70554,37
92	7,37	52122,24
94	7,69	73690,12
96	8,02	75257,99

## ANEXO II

## FOLHA DE ENSAIOS

PROCESSO: RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE MERGULHO		
EXPERIMENTO: Influência da Velocidade do Fluido de Corte		
CORPO DE PROVA: PISTÃO	- MATERIAL: 100Cr6	- DUREZA: 62 +/- 2 Hrc
MÁQUINA/TIPO: RETÍFICA CILINDRICA EXTERNA FORTUNA AFB-300		
REBOLO: 38A 120 MVS - FABRICANTE: NORTON - DIMENSÕES : 400 X 25 X 127		
DRESSADOR/TIPO: FLIESEN FBS 90 W - FABRICANTE: WINTER		
FLUIDO DE CORTE: MH 5000 - FABRICANTE: RENOLUB CONCENT.: 5 %		
Área tubeira :	mm <sup>2</sup> I	- VAZÃO: L/MIN I - Vel. Fluido : m/s

PARÂMETROS DE DRESSAGEM						
Nº PEÇA	a <sub>d</sub> - desb. (mm)	v <sub>d</sub> - desb. (mm/min)	Nº PASSES DESBASTE	a <sub>d</sub> - acab. (mm)	v <sub>d</sub> - acab. (mm/min)	Nº PASSES ACABAM
-----	0,02	200	1	0,01	200	1
-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----

PARÂMETROS DE USINAGEM					
Nº ENSAIO/REPETIÇÃO	Nº CDP	v <sub>s</sub> (m/s)	v <sub>w</sub> (m/s)	v <sub>f</sub> - desb. (mm/min)	v <sub>f</sub> - acab. (mm/min)
R /	E	30	0,35	8,0	0,6
-----	-----	-----	-----	-----	-----
Z' <sub>d</sub> - desb. (mm <sup>3</sup> /mm s)	Z' <sub>a</sub> - acab. (mm <sup>3</sup> /mm s)	Ld - desb. no Dia. mm	La - acab. no Dia. mm	sobremedida no Dia. mm	t <sub>a</sub> - faisc. (s)
-----	-----	-----	-----	-----	1,5
-----	-----	-----	-----	-----	-----

DIÂMETRO					
D <sub>11</sub> (mm)	D <sub>12</sub> (mm)	D <sub>1</sub> - (mm)	D <sub>21</sub> (mm)	D <sub>22</sub> (mm)	D <sub>2</sub> - (mm)
-----	-----	-----	-----	-----	-----
-----	-----	-----	-----	-----	-----

RUGOSIDADE										
VALORES DE AJUSTE: Lt: 5,6 mm - Lm: 4,0 mm - λc=Le: 0,8 mm - Filtro= Perfil=										
	PONTOS DE MEDIÇÃO									MÉDIA
PARÂMETROS	1	2	3	4	5	6	7	8	9	R
Ra (μm)										
Rz (μm)										
Rt (μm)										
Rmax (μm)										
RP (μm)										
Rpm (μm)										

Medições de erros de forma - quando realizadas, resultados em anexo.

## OBSERVAÇÕES:

- Corrente ou potência em arquivo

Executores:

data:

## **ANEXO III**

### **EQUIPAMENTOS UTILIZADOS**

#### **MICROCOMPUTADOR**

- Marca : Express
- Modelo : 20253
- Microprocessador : 386 SX - 25 MHz
- Memória : 8 Mb RAM
- Disco rígido : 850 Mb

#### **PLACA DE AQUISIÇÃO DE DADOS**

- Fabricante : Sisdata Solda/ Labsolda - UFSC
- Modelo : Interdata 3
- Aquisição ( em 386 SX - 25 MHz ) : 43 KHz em 8 bits  
28 KHz em 12 bits

#### **MEDIDOR DE DESLOCAMENTO DIGITAL**

- Marca : MITUTOYO
- Modelo : 542 - 201 LGA - 110 - Transdutor  
542 - 001 LG - 01 - unidade de tratamento do sinal e mostrador
- Incremento digital : 0,001 mm
- Curso : 10 mm

## **RUGOSÍMETRO**

- Fabricante : Feinprüf Perthen GmbH
- Modelo : Perthometer S8P - PRK

## **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 motobombas S.A.
- Modelo : BCE 1840
- Potência do motor : 4 CV
- Pressão ( min/max ) : 70/149 mca
- Vazão máxima : 121 l/min

## **CONVERSOR DE FREQUÊNCIA**

- Fabricante : DANFOSS
- Modelo : VLT 2000
- Precisão para medição da corrente consumida : 2 %
- Precisão para medição da potência consumida : 2 %

**MÁQUINA DE MEDIR POR COORDENADAS**

- Fabricante : ZEISS
- Modelo : ZMC 550 - CAA
- Incerteza para circularidade : 1,5  $\mu\text{m}$

**MEDIDOR DE ROTAÇÃO**

- Fabricante : Schenk
- Modelo : VIBROBALANCER 41
- Erro máximo : 2% do valor lido