

UNIVERSIDADE DE TAUBATÉ
Luiz Maurício Gonçalves Neto

**ESTUDO DAS CORRELAÇÕES DOS PARÂMETROS E
FENÔMENOS DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO
CENTERLESS DE PASSAGEM COM A CIRCULARIDADE
DA PEÇA**

Taubaté - SP
2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

UNIVERSIDADE DE TAUBATÉ
Luiz Maurício Gonçalves Neto

**ESTUDO DAS CORRELAÇÕES DOS PARÂMETROS E
FENÔMENOS DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO
CENTERLESS DE PASSAGEM COM A CIRCULARIDADE
DA PEÇA**

Dissertação apresentada para obtenção de Título de Mestre pelo Curso de Mestrado Profissional em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Taubaté.

Área de Concentração: Tecnologia de Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Gilberto Walter Arenas Miranda

Taubaté - SP
2008

**Ficha catalográfica elaborada pelo
SIBi – Sistema Integrado de Bibliotecas / UNITAU**

G635e Gonçalves Neto, Luiz Maurício
 Estudo das correlações dos parâmetros e fenômenos do processo de
 retificação centerless de passagem com a circularidade da peça / Luiz
 Maurício Gonçalves Neto. - 2008.
 132f. : il.

 Dissertação (mestrado) - Universidade de Taubaté, Departamento de
 Engenharia Mecânica, 2008.
 Orientação: Prof. Dr. Gilberto Walter Arenas Miranda, Departamento
 de Engenharia Mecânica.

 1. Centerless. 2. Retificação. 3. Vibração. 4. Circularidade.
 5. Software. I. Título.

LUIZ MAURÍCIO GONÇALVES NETO

ESTUDO DAS CORRELAÇÕES DOS PARÂMETROS E FENÔMENOS DO
PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CENTERLESS DE PASSAGEM COM A
CIRCULARIDADE DA PEÇA

Dissertação apresentada para obtenção de Título de
Mestre pelo Curso de Mestrado Profissional em
Engenharia Mecânica do Departamento de
Engenharia Mecânica da Universidade de Taubaté.

Área de Concentração: Tecnologia de Materiais e
Processos de Fabricação

Data: 01/09/2008

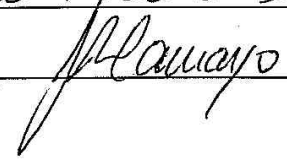
Resultado: APROVADO

BANCA EXAMINADORA

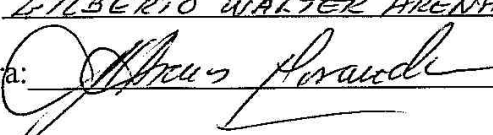
Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI UNESP

Assinatura: 

Prof. Dr. JOSE RUBEUS DE CAMARGO UNITAU

Assinatura: 

Prof. Dr. FILBERTO WALTER ARENAS MIRANDA UNITAU

Assinatura: 

Dedico este trabalho com todo o meu afeto aos meus pais: Maria e Osvaldo (*in memoriam*) que me educaram e deram-me a base da perseverança. Aos meus adoráveis irmãos: Teodora, Tânia, Osvaldo, Taiza, Murilo e Rômulo pela torcida, carinho e incentivo. À minha esposa Elieide pelo carinho, motivação e paciência. Aos meus filhos, Maria Luiza e Luiz Otávio, fonte de inspiração. Aos meus sobrinhos, Anthony, Samuel, Lisa Marie, Lucas, Ana Beatriz, Luiz Eduardo e Cecília Marie. Por fim a Célio e Christian pela amizade e apoio constantes.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu Deus, generoso e benigno, que me municia de forças e encorajamento para começar, recomeçar e continuar.

Ao Prof. Dr. Gilberto Walter Arenas Miranda, pela orientação e disponibilidade que demonstrou desde o contato inicial, por ter sido sempre receptivo quando necessário e por toda contribuição que deu ao longo da pesquisa.

Ao Prof. Dr. Evandro Luís Nohara, pela atenção e valorização ao estudante e à pesquisa.

Ao Eduardo Sack pela amizade, apoio e ter viabilizado a realização dos experimentos na Unidade de Produção UP9 - Schaeffler Brasil Ltda.

Ao Mário Parducci pelas trocas constantes de informações sobre o processo de retificação centerless de passagem.

À Universidade de Taubaté que disponibilizou seus laboratórios, máquinas e dispositivos para realização dos experimentos.

Ao Prof. Dr. Álvaro Manuel de Souza Soares e ao Prof. Adalberto Vieira de Mattos, pelo apoio na realização dos experimentos.

Ao técnico do laboratório de usinagem da Universidade de Taubaté, Sr. Lamarino Vendramini pelo auxílio na realização dos experimentos.

Aos colaboradores da unidade de produção UP8/9, Aparecido Souza e Reginaldo Ferreira, que proporcionaram trocas interessantes de informações sobre o processo de retificação centerless de passagem que se transformaram em conhecimentos.

À empresa SIVAT Abrasivos pela doação de materiais para esta pesquisa, em especial aos Engenheiros Marcos Marconi e Claudinei Sobral.

Por fim, agradeço às tantas pessoas que me proporcionaram companhia, apoio e amizade durante a realização deste trabalho; Marcelo Elias de Oliveira, Wilson Maciulevícius Cerdeira, Etiene Cândido, Alexandre Simionato da Silva, Mario Augusto Rehder, Roque Roberto Melaré, Adônis Shu Toyota, Reinaldo Ribeiro de Melo, Bruno Ricardo Diniz, José Marcolino da Silva, Hamilton Funes, Paulo Henrique Godinho, Diogo Luiz Faustino, Rodrigo Laurindo Dutra e Ivã Tibano Chiorato.

“Pensa como pensam os sábios, mas fala como falam as pessoas simples”

Aristóteles

RESUMO

A busca das empresas por uma solidez no mercado de trabalho competitivo desempenha um papel relevante na modernização dos processos produtivos, bem como no manuseio adequado das técnicas de cada processo. O processo de retificação centerless de passagem é bastante utilizado nas indústrias, principalmente para produção de grandes lotes de peças cilíndricas, que requerem tolerâncias dimensionais pequenas e superfícies com alto grau de acabamento. As retificadoras centerless são consideradas máquinas complexas devido ao grande número de fatores e parâmetros que influenciam a qualidade do produto e a estabilidade do processo. Mesmo com o avanço tecnológico, na prática industrial, na maioria das vezes, o processo de retificação centerless é determinado de modo empírico. Dentro desta situação é notável a escassez de livros-textos acerca do assunto, principalmente no tocante à definição de parâmetros de ajustagem de máquina. Este cenário tem intensificado a busca por soluções através de estudos sobre processos de retificação centerless. Nesse contexto, o presente trabalho tem como propósito estudar as correlações dos parâmetros envolvidos no processo de retificação centerless de passagem e a sua influência na qualidade final do produto, assim como, a elaboração de um software para determinar os parâmetros de usinagem necessários para ajuste desse tipo de máquina. Os ensaios realizados permitiram verificar a influência do ângulo de topo da régua de apoio, do ângulo de tangência e a frequência natural da máquina na circularidade da peça.

Analisando-se os resultados constataram-se os melhores ângulos de topo da régua de apoio e os ângulos de tangência para obter os menores valores do erro de circularidade. Verificou-se que é possível evitar peça no formato de uma oscilação harmônica, conhecendo-se a frequência da peça e frequência natural da máquina.

Palavras-chave: centerless, vibração, retificação, circularidade, software.

ABSTRACT

The search of the companies for a solid and competitive market, does with that they play an important part in the productive processes modernization, as well as in the correct handling of the techniques of each process. Now the Throught-Feed Centerless Grinding process is quite used in the industries, mainly for production of great lots of cylindrical pieces, that request tight dimensional tolerances and surfaces with high degree of finish. The Centerless Grinding are considered complex machines, due to the great number of factors and parameters that influence the product quality and the process stability. Even with the technological progress, in the industrial practices, the machining parameters for grinding are certain empirically and the Centerless Grinding machines adjusted and operated taking into account the "filling" of each operator. In this situation is notable the shortage of books-texts concerning the subject, mainly regarding machine parameters setup. Therefore, the incessant search of solutions exists through studies of Centerless Grinding processes. In this context the present work has as purpose to study the correlation between the parameter of the Throught-Feed Centerless Grinding process and the influence in workpiece accuracy, again software elaboration to determine all necessary machining parameters for adjustment of the Throught-Feed Centerless Grinding. The experimental studies were conducted permitted to verify the influence of the work rest blande angle, the workpiece height and the machine frequency in the workpiece roundness error.

The results showed what the most work rest blande angle and tangent angle for obtain the smaller workpiece roundness error. In relation to the machine frequency, it has been verified workpiece roundness form when the workpiece frequency is same the machine frequency.

Key-words: centerless, vibration, grinding, roundness, software.

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	19
1.1	Justificativa e objetivos.....	20
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	22
2.1	Tecnologia do processo de retificação.....	23
2.1.1	Precisão da máquina retificadora.....	25
2.1.2	Peça a ser retificada.....	25
2.2	Classificação e descrição dos processos de retificação.....	26
2.2.1	Retificação centerless.....	27
2.2.2	Classificação do processo de retificação centerless.....	28
2.2.2.1	Retificadora centerless radial ou de mergulho.....	28
2.2.2.2	Retificadora centerless longitudinal ou de passagem.....	30
2.2.2.2.1	Vantagem do processo de retificação centerless de passagem.....	34
2.3	Elementos de uma retificadora centerless de passagem.....	34
2.3.1	Régua de apoio.....	35
2.3.1.1	Funções da régua de apoio.....	36
2.3.1.2	Material da régua de apoio.....	37
2.4	Rebolo de corte.....	37
2.5	Sistema de dressagem.....	41
2.5.1	Grau de recobrimento de dressagem.....	42
2.5.2	Características de diferentes ferramentas de dressagem.....	45
2.5.2.1	Dressagem com ferramentas de dressagem estática.....	45
2.5.2.1.1	Dressador de ponta única.....	45
2.5.2.1.1.1	Aplicação do dressador de ponta única.....	46
2.5.2.1.2	Dressador de plastilha.....	47
2.5.2.1.3	Dressador conglomerado.....	47
2.5.2.2	Ferramentas de dressagem rotativa.....	48
2.5.2.2.1	Rolo dressador.....	49
2.5.2.2.2	Disco dressador.....	49
2.6	Movimento axial da peça.....	51
2.6.1	Dressagem do rebolo de arraste.....	53
2.6.2	Estratégia de dressagem do rebolo de arraste.....	56
2.7	Dressagem do rebolo de corte.....	58
2.8	Deslizamento entre rebolo de arraste e peça.....	60
2.9	Refrigeração na retificação centerless.....	61
2.10	Classificação dos fluídos de corte.....	62
2.10.1	Utilização de bicos ejetores de refrigeração.....	64

2.10.2	Refrigeração no processo de dressagem.....	67
2.11	Caracterização do processo de retificação.....	68
2.11.1	Comprimento de contato.....	68
2.11.2	Espessura de corte equivalente " h_{eq} ".....	69
2.12	Mecanismo de formação de cavaco no processo de retificação.....	70
2.12.1	Forças de corte na retificação.....	72
2.13	Efeito do erro de circularidade.....	74
2.13.1	Mecanismo de formação do erro de circularidade.....	74
2.13.2	Teoria da Estabilidade.....	77
2.13.3	Influência do ângulo de topo da régua de apoio na circularidade da peça.....	81
2.13.4	Influência do número de ondulações no erro de circularidade.....	81
2.14	Comportamento dinâmico de máquina.....	83
2.14.1	Vibração no processo de retificação.....	84
2.14.1.1	Sistema máquina-peça.....	84
2.14.1.2	Efeito da vibração na circularidade da peça.....	85
2.14.1.3	Ressonância no processo de retificação.....	87
2.14.1.4	Sensores de Vibração.....	88
2.14.1.4.1	Acelerômetros Piezoelétricos.....	89
2.15	Análises de Sinais.....	90
2.15.1	Transformadas de Fourier.....	90
3.	MATERIAIS E MÉTODOS.....	92
3.1	Equipamentos utilizados.....	92
3.2	Ferramentas utilizadas nos experimentos.....	93
3.2.1	Rebolos de corte e arraste.....	93
3.2.2	Dressador.....	94
3.2.3	Régua de apoio.....	94
3.3	Material dos corpos de prova.....	94
3.4	Instrumentos de Medição.....	95
3.5	Parâmetros de ajustagem da máquina.....	96
3.5.1	Influência do ângulo de tangência.....	96
3.5.2	Influência do ângulo de topo da régua de apoio.....	98
3.5.3	Influência da frequência natural da máquina.....	98
3.6	Aquisição e Processamento dos Sinais.....	99
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	101
4.1	Software paramétrico.....	101
4.1.1	Utilizando o " <i>SPIS</i> " passo a passo.....	104
4.2	Frequência natural da máquina.....	106
4.3	Influência do ângulo de topo da régua de apoio na circularidade da peça.....	108
4.4	Influência do ângulo de tangência na circularidade da peça.....	112

4.5	Influência da frequência natural da máquina no contorno da peça.....	116
5.	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	121
5.1	Conclusões.....	121
5.2	Sugestões para trabalhos futuros.....	122
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	123
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS ADICIONAIS.....	129
	APÊNDICES.....	130

LISTA DE FIGURAS

Figura 01	Relação entre dados de entrada e resultados no processo de retificação.....	24
Figura 02	Localização da peça em uma retificadora centerless.....	27
Figura 03	Representação esquemática - Centerless de mergulho.....	28
Figura 04	Régua de apoio para retífica centerless de mergulho.....	29
Figura 05	Grandezas elementares de uma retificadora centerless de mergulho.....	29
Figura 06	Representação esquemática de uma retífica centerless de passagem.....	30
Figura 07	Grandezas elementares de uma retificadora centerless de passagem	31
Figura 08	Forma construtiva horizontal.....	32
Figura 09	Forma construtiva inclinada.....	32
Figura 10	Forma construtiva vertical.....	32
Figura 11	Vão de retificação.....	33
Figura 12	Elementos de uma retifica centerless de passagem.....	35
Figura 13	Formatos de régua de apoio.....	36
Figura 14	Mecanismo cinemático do processo de dressagem.....	43
Figura 15	Cinemática da dressagem com rolo dressador.....	44
Figura 16	Dressadores estáticos.....	45
Figura 17	Posicionamento do dressador de ponta única.....	46
Figura 18	Dressadores rotativos.....	48
Figura 19	Dressagem com rolo dressador.....	49
Figura 20	Influência da relação “ v_{dr}/v_{sr} ” na rugosidade.....	51
Figura 21	Trajatória da peça no vão de retífica.....	52
Figura 22	Trajatória da peça em relação ao eixo do rebolo de corte com inclinação do rebolo de arraste sem dressagem.....	53
Figura 23	Trajatória da peça em relação ao eixo do rebolo de corte com inclinação e dressagem do rebolo de arraste.....	54
Figura 24	Formato hiperbólico - simétrico do rebolo de arraste.....	54
Figura 25	Perfil do rebolo de arraste em função da altura de dressagem.....	55
Figura 26	Ajuste da fagulha no processo de retificação centerless de passagem.....	56
Figura 27	Perfil do rebolo de arraste em função de “ α_r ”.....	58
Figura 28	Rebolo de corte paralelo.....	59
Figura 29	Rebolo de corte perfilado.....	59
Figura 30	Velocidade de passagem da peça.....	60
Figura 31	Bicos ejetores de fluido refrigerante.....	66
Figura 32	Bico de refrigeração com defletor.....	67
Figura 33	Representação do comprimento de contato.....	69
Figura 34	Formação do cavaco na retificação.....	71
Figura 35	Erro de circularidade.....	74
Figura 36	1º caso: Mecanismo de formação do erro de circularidade.....	75
Figura 37	2º caso: Mecanismo de formação do erro de circularidade.....	76

Figura 38	Posição geométrica da peça.....	76
Figura 39	Vão de retificação centerless.....	78
Figura 40	Gráfico do coeficiente de estabilidade.....	79
Figura 41	Mapa de estabilidade para diâmetro do RA = 450 mm e diâmetro do RC = 400 mm.....	80
Figura 42	Representação esquemática da profundidade de corte.....	82
Figura 43	Variação da profundidade de corte em função de “Z”.....	82
Figura 44	Modelo dinâmico de uma retífica centerless.....	85
Figura 45	Contorno de uma peça e uma função seno.....	86
Figura 46	Fenômeno da ressonância.....	87
Figura 47	Sensor absoluto de vibrações.....	89
Figura 48	Sensor piezoelétrico.....	90
Figura 49	Sinal do tempo e espectro de frequência obtido após FFT.....	91
Figura 50	Retífica centerless de passagem SASL.....	93
Figura 51	Retífica centerless de passagem SR4.....	93
Figura 52	Régua de apoio.....	94
Figura 53	Corpos de prova utilizados nos experimentos.....	95
Figura 54	Circularímetro MWA 100B.....	95
Figura 55	Medição da circularidade.....	96
Figura 56	Sensor conectado à régua de apoio.....	99
Figura 57	Sistema de aquisição de dados.....	100
Figura 58	Entrada de dados do software e mapa de estabilidade.....	102
Figura 59	Dados de saída do software.....	103
Figura 60	Entrada de dados no “SPIS”.....	104
Figura 61	Mapa de estabilidade.....	105
Figura 62	Campo para inserir “ γ ”.....	105
Figura 63	Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 22rpm.....	107
Figura 64	Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 56rpm.....	107
Figura 65	Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 95rpm.....	107
Figura 66	Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 120rpm.....	108
Figura 67	Mapa de estabilidade, $\beta = 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$	109
Figura 68	Erro de circularidade, $\beta = 15^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - Z = 16.....	110
Figura 69	Erro de circularidade, $\beta = 20^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - Z = 33.....	110
Figura 70	Erro de circularidade, $\beta = 25^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - Z = 18.....	110
Figura 71	Erro de circularidade, $\beta = 30^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - Z = 33.....	110
Figura 72	Valor da circularidade para $\gamma = 10,5^\circ$ e $\beta = 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ$ e 30°	111
Figura 73	Mapa de estabilidade, $\gamma = 0^\circ - 10,5^\circ$ e $\beta = 20^\circ$	112
Figura 74	Erro de circularidade, Z = 3.....	113
Figura 75	Erro de circularidade, Z = 5.....	113
Figura 76	Erro de circularidade, Z = 5, $\gamma = 6^\circ$	114

Figura 77	Erro de circularidade, $Z = 28$	114
Figura 78	Erro de circularidade, $Z = 22, \gamma = 9^\circ$	114
Figura 79	Erro de circularidade, $Z = 18, \gamma = 10^\circ$	114
Figura 80	Erro de circularidade, $Z = 33, \gamma = 10,5^\circ$	115
Figura 81	Erro de circularidade em função de “Z”.....	115
Figura 82	Frequência dos corpos-de-prova.....	116
Figura 83	Frequência dos corpos-de-prova – frequência da máquina.....	117
Figura 84	Frequência dos corpos de prova diferente da frequência da máquina.....	118
Figura 85	Influência da frequência natural no erro de forma da peça.....	119
Figura A.1	Interface do programa de Aquisição.....	130
Figura A.2	Diagrama do programa de aquisição.....	130

LISTA DE TABELAS

Tabela 01	Recomendação de sobremetal para cada operação de retificação.....	26
Tabela 02	Dureza e limite de estabilidade térmica de abrasivos.....	38
Tabela 03	Afinidade química entre abrasivo e material.....	38
Tabela 04	Relação das funções granulométricas - rugosidade – sobremetal.....	39
Tabela 05	Estratégia de dressagem do rebolo de arraste.....	57
Tabela 06	Valores dos coeficiente axial de deslizamento em função de “ α_r ”.....	61
Tabela 07	Ordem de realização dos ensaios.....	97

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A	- ponto de contato peça/régua de apoio
a_e	- profundidade de corte (mm)
a_{ed}	- profundidade de dressagem (mm)
Al_2O_3	- óxido de alumínio
a_{pd}	- largura de dressagem (mm)
b_d	- largura da ferramenta de dressagem (mm)
b_e	- região de entrada (mm)
B_p	- comprimento do arco de contato (mm)
b_r	- largura do rebolo de arraste (mm)
b_s	- largura do rebolo de corte (mm)
b_{seff}	- largura efetiva de corte (mm)
b_{sa}	- região de acabamento (mm)
CBN	- Nitreto de boro cúbico
C_{stat}	- estatística das arestas cortantes (mm ²)
d_e	- diâmetro inscrito (mm)
D_{eq}	- diâmetro equivalente
d_i	- diâmetro circunscrito (mm)
D_r	- diâmetro do rebolo de arraste (mm)
D_s	- diâmetro do rebolo de corte (mm)
D_w	- diâmetro da peça (mm)
D_{wo}	- diâmetro inicial da peça (mm)
$E.A$	- emissão acústica
f_{ad}	- avanço axial (mm)
FFT	- transformada de Fourier
f_{rd}	- avanço radial do rolo dressador (mm)
F_{ns}	- força normal (N)
f_o	- frequência natural (Hz)
F_{ts}	- força tangencial (N)
f_w	- frequência da peça (Hz)
G	- coeficiente de estabilidade
g_a	- coeficiente axial de deslizamento
H	- liga de metal duro
h_{cu}	- profundidade prevista de penetração (μm)
h_{cuf}	- espessura efetiva de corte (μm)
h_{dr}	- altura do dressador (mm)
h_{eq}	- espessura equivalente de corte (μm)
h_w	- altura entre centros (mm)

k	- rigidez da mola (N/m)
l_k	- comprimento de contato (mm)
l_w	- comprimento da peça (mm)
m	- massa (kg)
n_r	- rotação do disco dressador (rpm)
n_s	- rotação do rebolo de corte (rpm)
n_w	- rotação da peça (rpm)
n_w	- velocidade angular (rps)
P_c	- pressão crítica de corte (N/mm ²)
q_d	- relação de velocidade
R	- ponto de contato peça/rebolo de arraste
r_p	- raio da ponta da ferramenta (mm)
RA	- rebolo de arraste
RC	- rebolo de corte
RP	- régua de apoio
R_{Rk}	- diâmetro mínimo do rebolo de arraste (mm)
R_t	- rugosidade (μm)
r_w	- raio da peça (mm)
S	- ponto de contato peça/rebolo de corte
S_iC	- carbeto de silício
$T\mu$	- deformação do material (μm)
U_d	- grau de recobrimento
v_{dr}	- velocidade do disco/rolo dressador (m/s)
v_e	- velocidade efetiva de corte (m/s)
v_{fad}	- velocidade de avanço do dressador (mm/s)
v_{fdr}	- velocidade de avanço radial do rolo dressador (mm)
v_{fr}	- velocidade de avanço radial (mm/s)
v_p	- velocidade de passagem da peça (m/s)
v_{pe}	- velocidade real de passagem (m/s)
v_r	- velocidade do rebolo de arraste (m/s)
v_{sd}	- velocidade periférica do rebolo de corte (m/s)
v_w	- velocidade periférica da peça (m/s)
W	- liga de tungstênio
$X0$	- raio inicial (mm)
$X1$	- movimento da mesa do rebolo de corte
$X2$	- movimento radial do carro dressador do rebolo de corte
$X3$	- movimento radial do carro dressador do rebolo de arraste
$X4$	- movimento da mesa do rebolo de arraste
γ_r	- ângulo de tangência do rebolo de arraste ($^\circ$)
γ_s	- ângulo de tangência do rebolo de corte ($^\circ$)

Z	- número de ondulações (número periódico)
Z_2	- movimento axial do carro dressador do rebolo de corte
Z_3	- movimento axial do carro dressador do rebolo de arraste
z'	- sobremetal (mm)
α_r	- ângulo de inclinação do rebolo de arraste (°)
α_d	- ângulo do eixo da ferramenta do dressador em relação ao eixo do rebolo de corte (°)
α_{dr}	- ângulo de rotação do dressador (°)
β	- ângulo de topo da régua de apoio (°)
γ	- ângulo de tangência (mm)
γ_d	- ângulo de arrasto da ferramenta (°)
δ_{dr}	- ângulo de giro do carro dressador (°)
δ_r	- ângulo de giro do rebolo de arraste (°)
φ_s	- ângulo de contato (°)
ρ_s	- raio de ponta do grão abrasivo (μm)
Δx	- desgaste radial em "x" (mm)
Δy	- desgaste radial em "y" (mm)
Ψ	- ângulo de fase (°)
φ_1	- ângulo entre pontos de contato: peça-rebolo de corte e peça-régua de apoio
φ_2	- ângulo entre pontos de contato: peça-rebolo de corte e peça-rebolo de arraste

1. INTRODUÇÃO

A retificação centerless foi desenvolvida em 1915, ganhando um significado de destaque no processo de retificação (FRIEDRICH, 2005). Essa tecnologia é um método proeminente de manter tolerâncias diametraais extremamente fechadas sob circunstância de uma produção seriada elevada e largamente utilizada para o processamento de peças no formato cilíndrico, como roletes, agulhas, pinos, eixos e outros componentes (FRIEDRICH, 2004; REEKA, 1967; SCHREITMÜLLER, 1971; SHIH, 2001). A versatilidade desse processo evidencia a possibilidade de usinar uma variedade de materiais, incluindo diversas ligas de aço, os tipos mais comuns de metais ferrosos, bem como diversos materiais não metálicos como cerâmica, cortiça, vidros, plásticos, porcelana, borracha e a madeira (SCHMIDT, 1989).

O processo de retificação centerless é, de fato, reconhecido como complexo, devido à dificuldade de entendimento dos fenômenos que ocorrem durante a usinagem por abrasão que vão desde a formação do cavaco, em função do formato do gume de corte de cada grão abrasivo das ferramentas de corte, até seus efeitos na qualidade final do produto. Tudo isso sob influência de uma multiplicidade de fatores e parâmetros que envolvem o processo (KLOCKE *et al.*, 2004).

Do ponto de vista da manufatura, trata-se de um processo de exatidão e importância, visto que, na maioria das vezes, ele encerra o processo de fabricação, e assim, determina o resultado dos trabalhos quanto à precisão e qualidade superficial da peça. Em contrapartida, representa o maior percentual dos custos totais, pois o valor agregado ao material nessa fase é elevado em virtude das etapas antecedentes de produção (CATAI *et al.*, 2007).

Muitas vezes na prática industrial, não se atinge a eficiência máxima do processo de retificação centerless de passagem, pois os parâmetros não são controlados de maneira

criterosa devido à falta de informações e recursos para determinação das variáveis que envolvem este processo. Diversos parâmetros são determinados empiricamente ou através do “feeling” de operadores e ajustadores mais experientes. Além disso, alguns parâmetros são difíceis de serem determinados e até mesmo de serem visualizados, pois dependem de cálculos complexos. Em função disso, pesquisadores como Friedrich (2004), Klocke e König (2005), Lindenau (2006), dedicam mais criteriosamente à pesquisa e desenvolvimento da tecnologia de retificação centerless de passagem

1.1 Justificativa e Objetivos

A globalização acirrou a concorrência entre indústrias, que não se restringem em competir somente no mercado nacional. Sob ótica do consumidor os produtos precisam ter a menor relação custo/benefício do mercado. Nesse cenário, os pesquisadores possuem a função de modernizar os processos de modo a garantir a qualidade exigida, produção elevada e ininterrupta, e redução do custo final do produto.

Nesse contexto o presente trabalho tem como objetivos:

1. Elaborar *software* para determinar os parâmetros necessários de ajustagem e auxiliar na visualização de fenômenos que ocorrem durante o processo de retificação centerless de passagem, de forma que as condições de retificação sejam as melhores possíveis;
2. Verificar a influência do ângulo de topo da régua de apoio e ângulo de tangência no erro de circularidade e a influência da frequência natural da máquina no formato da seção transversal da peça.

O presente trabalho foi organizado para a sua apresentação nos seguintes capítulos:

Capítulo 1 – Introdução

Capítulo 2 – Revisão bibliográfica

Capítulo 3 – Materiais e métodos

Capítulo 4 – Resultados e discussão

Capítulo 5 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os primeiros trabalhos científicos foram sobre o processo de retificação centerless foram realizados por Fleck (1931) e Kreher (1939), em que ambos enfatizaram o processo de retificação centerless de passagem.

Fleck (1931) realizou estudos teóricos e avaliou experimentalmente a força de atrito existente entre rebolos e a peça. Ele estudou os parâmetros que envolvem o processo e estudo do movimento longitudinal da peça realizado pelo rebole de arraste. Kreher (1939) conduziu seus estudos por meio de experiências práticas do processo; avaliou características de qualidade da peça retificada e, principalmente, o erro de circularidade em função da posição geométrica da peça, ou seja, centro da peça em relação ao centro do rebole de corte.

Dall (1946) descreve matematicamente o mecanismo de formação do erro de circularidade, relacionando-o a percentagem dos erros superficiais com o ângulo de topo da régua de apoio e a altura entre centros. Uma ampla e fundamental descrição dos processos de retificação, tanto centerless de mergulho como de passagem foi pesquisada por Slonimski (1956). Ele investigou a relação de velocidade e forças envolvidas no processo de retificação; analisou pela primeira vez a forma do rebole de arraste após a dressagem, definindo fórmulas aproximadas para gerar o perfil em função do ângulo de inclinação do mesmo e altura do dressador. Descreveu detalhes e formas construtivas de retificadoras centerless, além de analisar o comportamento da peça durante a retificação.

Reeka (1967) realizou novas pesquisas sobre o processo de retificação centerless, investigando a relação entre parâmetros de ajustagem e a qualidade da peça e a influência dos parâmetros de ajustagem, ângulo de topo da régua de apoio e ângulo de tangência no erro de circularidade. Desenvolveu o “mapa de estabilidade” que indica regiões em que caracteriza a estabilidade do processo. Becker (1965) como Schreitmüller (1971) investigaram a influência

das forças envolvidas no processo de retificação centerless na circularidade da peça. Meis (1980) analisou o sistema de dressagem do rebolo de arraste para o processo de retificação centerless de passagem, determinando equações para ajuste da altura do ângulo de dressagem, de modo a garantir uma trajetória linear e contato constante da peça com o rebolo de arraste durante a retificação. Verificou a influência da altura e ângulos de dressagem e de inclinação do rebolo no perfil do rebolo de arraste. Baseado no teorema da estabilidade, Meis (1980) comparou os resultados do número de ondulações obtidos por meio do “mapa da estabilidade” em função dos ângulos de topo da régua e ângulo de tangência com os resultados obtidos experimentalmente. Friedrich (2004) apresentou estudo sobre o processo de retificação, focando, principalmente, o efeito geométrico da circularidade em domínio do tempo. Desenvolveu modelo computacional para cálculo das forças presentes durante o processo centerless de mergulho.

2.1 Tecnologia do processo de retificação

O bom desempenho de um processo de retificação não pode ser conseguido mediante a alteração de apenas uma variável, mas sim, se fazendo uma boa combinação de todos os parâmetros envolvidos simultaneamente. Se os parâmetros aplicados forem adequados, os resultados serão satisfatórios, comprovando a eficácia do processo (BIANCHI, 1996). Na Figura 01 estão representados os principais fatores que influenciam o processo de retificação. Essa representação contém uma estrutura sistemática simultânea da relação entre os dados de entrada e os resultados, o que possibilita classificar as diferentes grandezas que envolvem o processo de retificação (BOETLLER, 1978).

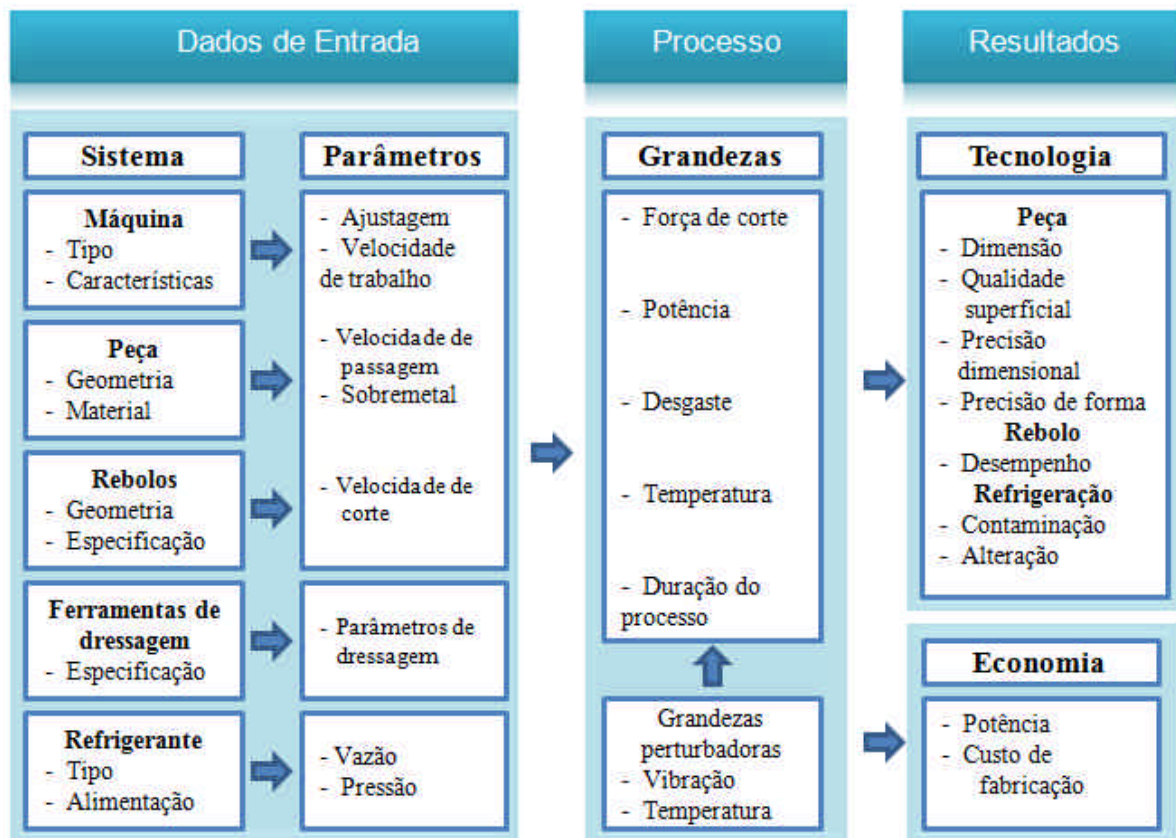


Figura 01 – Relação entre dados de entrada e resultados no processo de retificação, (BOETLLER, 1978).

Os dados de entrada podem ser subdivididos em sistema e parâmetros. O sistema relaciona máquina, peça, rebolo, ferramentas de dressagem e fluido refrigerante. Os parâmetros envolvidos no processo de retificação são os parâmetros de ajustagem de máquina, velocidade de trabalho e de passagem da peça, velocidade de corte, parâmetros de dressagem, pressão e vazão do fluido refrigerante.

Conforme BOETLLER (1978) o processo de retificação caracteriza-se por meio das grandezas, como a força de corte, desgaste do rebolo, temperatura e tempo. Além de grandezas perturbadoras, como por exemplo, a influência da vibração no decorrer do processo.

Considera-se de acordo com o resultado na retificação, o processo tanto sobre aspecto tecnológico como econômico. Em primeiro ponto, a consideração tecnológica está na

qualidade da peça retificada, como por exemplo: o erro de circularidade, rugosidade etc. Além disso, considera-se também o estado dos rebolos e do fluido refrigerante. Para avaliação da economia do processo, considera-se o tempo de processo (tempo ideal de processamento) ou custo de fabricação (custo ideal de fabricação).

2.1.1 Precisão da máquina retificadora

Aspectos relevantes precisam ser considerados, pois existe a inviabilidade de obter-se qualidade e precisão em uma máquina que não seja rígida, com um nível elevado de vibração, rebolos desbalanceados, que não tenha estabilidade térmica, sistema de refrigeração e filtragem eficiente e que esteja sujeita a torções.

A informação relativa à rotação máxima da máquina é necessária, pois por meio da mesma é possível determinar-se as possíveis taxas de remoção de material e velocidade de corte em função da potência da máquina.

A rigidez dos elementos principais de uma retificadora (mancais dos eixos do rebolo de corte e rebolo de arraste, régua de apoio, mesa de avanço dos rebolos), é de grande importância no processo de retificação, pois a deformação destes elementos limita a força de corte e restringem o desempenho da máquina (INA, 2005).

2.1.2 Peça a ser retificada

No tocante às condições da peça antes de ser retificada, verifica-se que na retificação centerless o desvio de circularidade da peça será tanto maior ou mais difícil de correção quanto maior for a sua grandeza antes da retificação. Isso resulta em um número anormal de passadas, gerando-se com isso um processo antieconômico.

Para se evitar outros problemas graves como a queima ou trincas provenientes da retificação, a superfície da peça deve estar livre de resíduos provenientes de tratamentos

térmicos (carepas), pois isso resultaria em empastamento do rebolo. Sobremetal em excesso, também resulta em problemas dessa ordem, e esse detalhe tem influência direta no tempo de retificação (INA, 2005). A Tabela 1 apresenta valores de sobremetal recomendado por Boettler (1978) para cada tipo de operação de retificação.

Tabela 01 – Recomendação de sobremetal para cada operação de retificação (BOETLLER, 1978)

Operação		Sobremetal [mm]
Retificação de acabamento	Desbaste	0,20 – 0,50
	Acabamento	0,05 – 0,1
Retificação de precisão	Acabamento	0,05 – 0,1
	Acabamento de precisão	0,02 – 0,05
	Acabamento de alta precisão	0,005 – 0,02

As propriedades do material após os tratamentos térmicos, em que foi submetido, são necessárias para especificação dos rebolos, mesmo que não existem dados tecnológicos para todas as possíveis combinações entre rebolo de corte e material a ser retificado (BOETLLER, 1978).

2.2 Classificação e descrição dos processos de retificação

A retificação é um processo de usinagem por abrasão que utiliza ferramentas de múltiplas arestas (multicortantes) a fim de melhorar o acabamento superficial da peça. Para executar este processo utilizam-se rebolos, constituídos por aglomerantes e grãos abrasivos cortantes que removem pequenos cavacos de material, motivo pelo qual o acabamento superficial da peça na retificação é melhor que o obtido nos demais processos de usinagem, como por exemplo, torneamento e fresamento (AGOSTINHO, 2004).

Os processos de retificação podem ser classificados em:

- a. Retificação cilíndrica externa: entre pontas e sem centros, que podem ser tanto de mergulho como longitudinal ou de passagem;
- b. Retificação interna plana: tangencial e frontal;
- c. Retificação de perfis.

Neste trabalho, somente o processo de retificação cilíndrica externa sem centros (centerless) será abordado.

2.2.1 Retificação centerless

Uma peça cilíndrica, comprida e fina, se for centrada pelos dois “contra pontos” numa retificadora normal cilíndrica, tende a fletir devido à pressão exercida pelos rebolos, durante a retificação. Uma peça também cilíndrica, mas curta, torna difícil a retificação entre centros, devido à proximidade dos “contra pontos”, o que dificulta a aproximação e movimentação do rebole. Para casos como esses, foi desenvolvido o processo de retificação centerless realizado em máquinas especialmente construídas para este tipo de produto (DINIZ, 2004; ROSSI, 1970). O sistema de retificação centerless, é o único método em que a peça é retificada sem o emprego de qualquer meio de fixação, isto é, a peça permanece livre até o fim da operação. A peça é simplesmente apoiada sobre uma régua de altura regulável, localizada entre os rebolos de corte e de arraste, conforme apresentado na Figura 02.

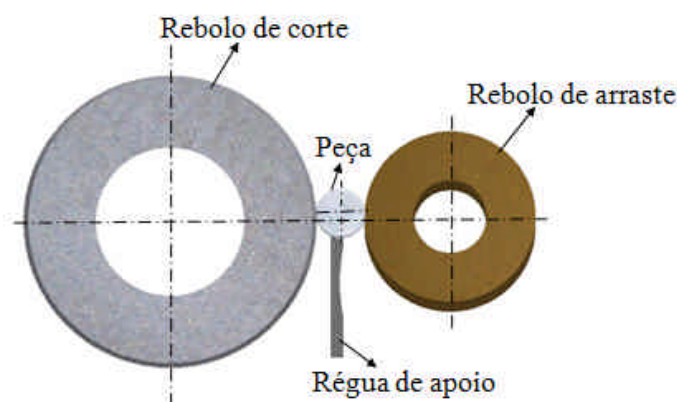


Figura 02 – Localização da peça em uma retificadora centerless (LINDENAU, 2006)

2.2.2 Classificação do processo de retificação centerless

O sistema centerless está subdividido em dois métodos principais:

1. Radial ou de mergulho;
2. Longitudinal ou de passagem.

2.2.2.1 Retificadora centerless radial ou de mergulho

A retificadora centerless de mergulho é empregada para retificação de peças que possuem projeções ou alargamento, formatos irregulares, diâmetros variados ou outras irregularidades, conforme mostrado na Figura 3. Neste processo é possível retificar somente peças com comprimento máximo igual à largura do rebolo de corte.

No processo de retificação centerless de mergulho a peça não possui movimento axial, o rebolo de arraste é ajustado de modo que fique paralelo com eixo do rebolo de corte. Na maioria dos casos, o rebolo de arraste é ajustado com um pequeno ângulo de inclinação, para garantir que a peça fique pressionada contra o fim de curso. A remoção é realizada com o avanço da mesa do rebolo de arraste no sentido perpendicular ao eixo da peça pressionado-a contra o rebolo de corte (SCHMIDT, 1989; SLONIMSKI, 1956).

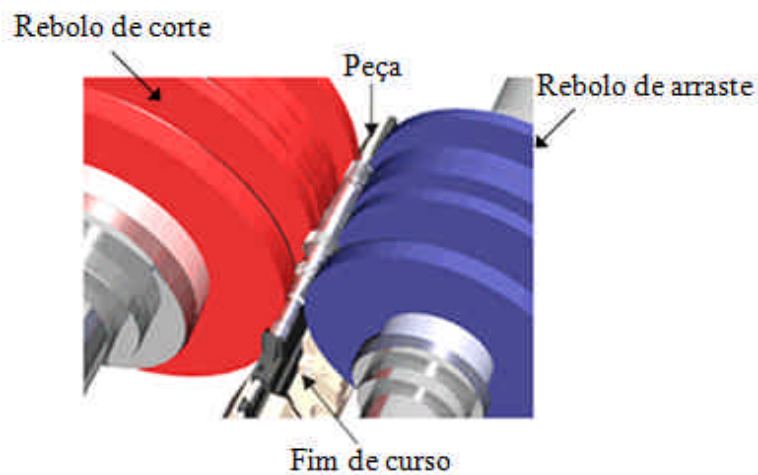


Figura 03 – Representação esquemática – Retificadora centerless de mergulho (MIKROSA, 2005)

Para este processo a régua de apoio é confeccionada de acordo com a forma e dimensão do produto, conforme apresentado na Figura 04.



Figura 04 – Régua de apoio para retífica centerless de mergulho (HAGBY, 2007)

As grandezas elementares, geométrica e cinemática do processo de retificação centerless de mergulho estão representadas na Figura 05.

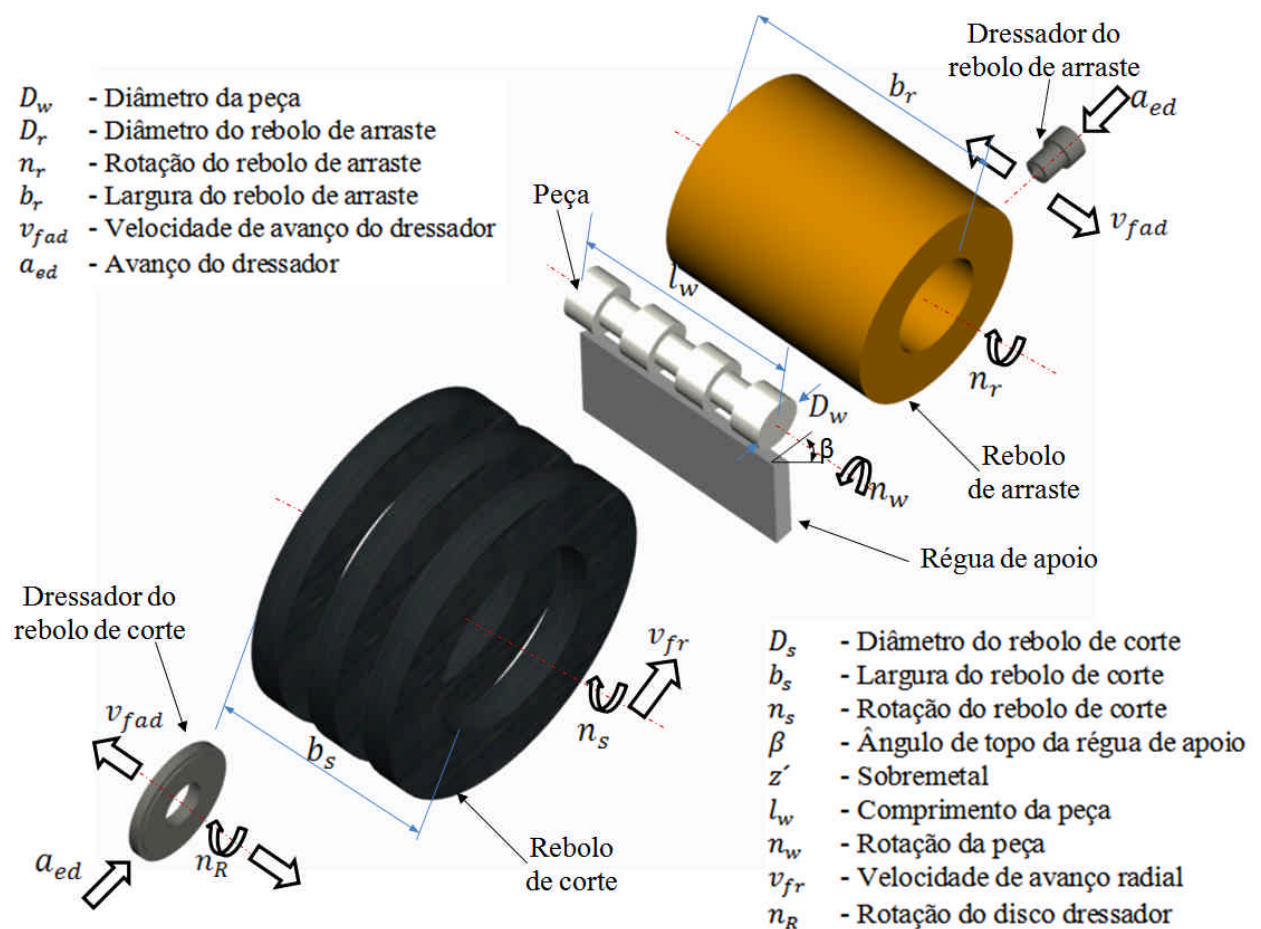


Figura 05 – Grandezas elementares de uma retificadora centerless de mergulho (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

Nesse processo, não existe escorregamento entre peça e o rebolo de arraste, a rotação da peça é diretamente proporcional à rotação e diâmetro do rebolo de arraste, em que:

$$n_{pw} = n_{pr} \cdot \frac{D_r}{D_{pw}} \quad (1)$$

2.2.2.2 Retificadora centerless longitudinal ou de passagem

Conforme Friedrich (2004), Klocke e König (2005), Slonimisky (1956) a retificação centerless de passagem efetua-se de maneira que a peça é conduzida passando por meio dos rebolos, em que o processo de usinagem ocorre quando a peça percorre de um lado para o outro o vão de retificação, sendo conduzida pelo rebolo de arraste e retificada pelo rebolo de corte. Ao contrário da retificação cilíndrica de mergulho em que a peça é fixada com pontas rotativas, na retificação centerless de passagem, a peça permanece livre durante a retificação, passando entre os rebolos de corte e arraste e sustentada por uma régua de apoio.

Na Figura 06, torna-se evidente que o processo permite a retificação de peças somente no formato cilíndrico, sem projeções ou alargamentos, formatos irregulares, diâmetros variados ou outras formas que impeçam o uso da retificação de passagem.

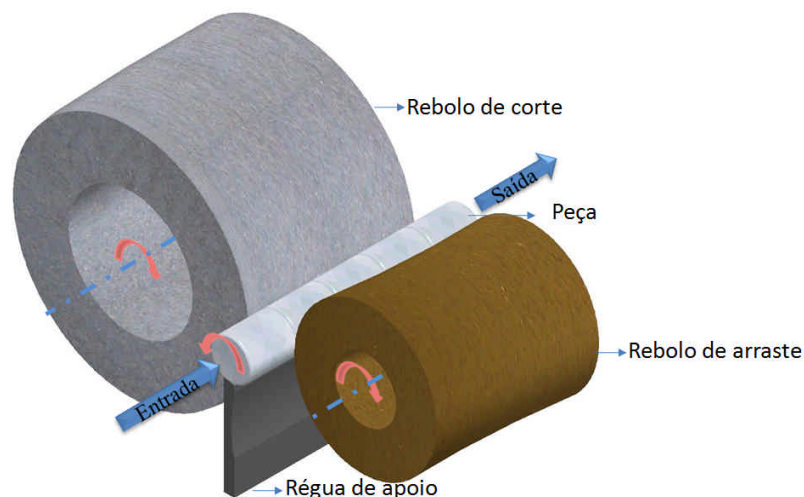


Figura 06 – Representação esquemática de uma retífica centerless de passagem (GONÇALVES e MIRANDA, 2007)

Embora possua uma forma construtiva simples, a retificadora centerless de passagem apresenta uma variedade de grandezas, geométricas e cinemáticas, que se relacionam entre si para realizar a ajustagem da máquina, conforme apresentadas na Figura 07.

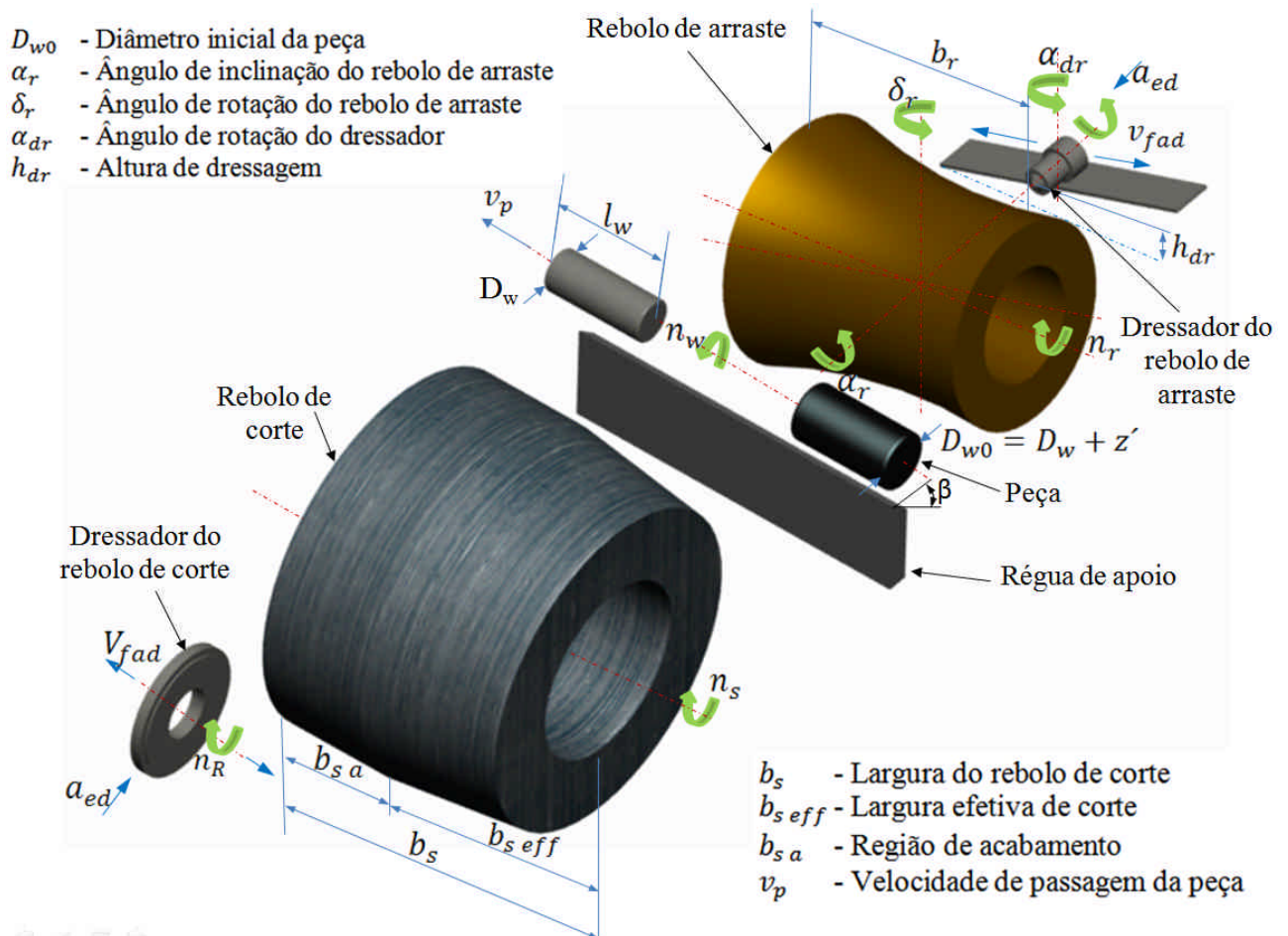


Figura 07 – Grandezas elementares de uma retificadora centerless de passagem (KLOCKE, KÖNIG, 2005)

Conforme Slonimski (1956), Friedrich (2004), Klocke e König (2005), as formas construtivas da máquina, ou seja, a disposição das ferramentas abrasivas (rebolos de arraste e corte) e a régua de apoio podem ficar na posição horizontal, inclinada ou vertical. O modelo horizontal, conforme Figura 08 não é recomendado para retificação de peças pesadas, devido à elevada força de atrito das peças na régua de apoio e pouca pressão no reboło de arraste, isso dificulta a regulagem da rotação da peça e o movimento longitudinal de passagem das peças. (Figura 08).

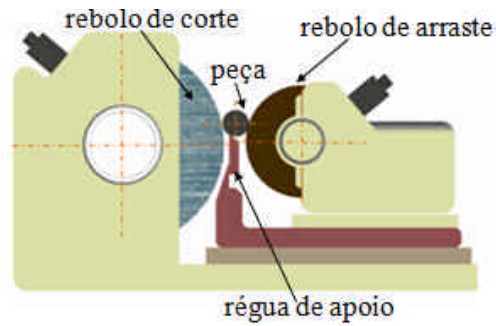


Figura 08 – Forma construtiva horizontal (FRIEDRICH, 2004)

Este inconveniente pode ser evitado fazendo-se a retificação, utilizando-se a forma construtiva inclinada, conforme Figura 09, isso faz com que ocorra um aumento da pressão da peça no rebolo de arraste diminuindo a força normal da mesma na régua de apoio, com isso a força de atrito diminui, garantindo-se a rotação da peça.

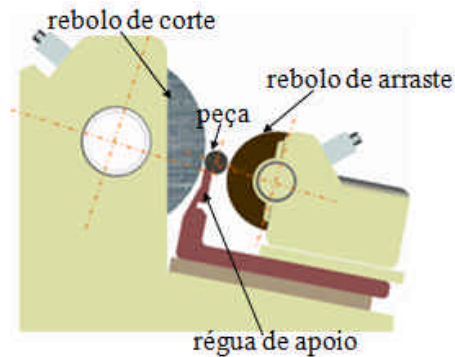


Figura 09 – Forma construtiva inclinada (FRIEDRICH, 2004)

A retificação com o modelo vertical, conforme Figura 10 gera um aumento da pressão entre peça e rebolo de arraste permitindo a retificação de peças pesadas sem maiores problemas.

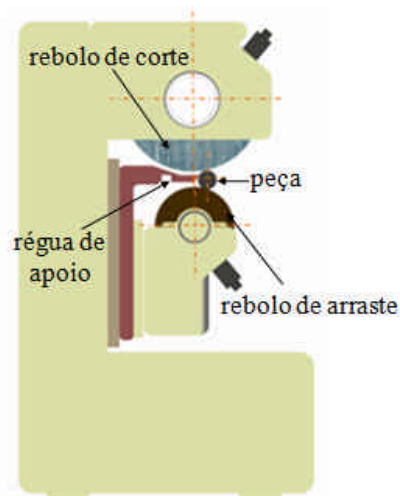


Figura 10 – Forma construtiva vertical (FRIEDRICH, 2004)

O chamado vão de retificação é definido pela configuração entre os componentes, peça, rebolo de corte, rebolo de arraste e régua de apoio, conforme mostrado na Figura 11.

A posição da peça no vão de retificação é determinada pelo contato do rebolo de arraste, rebolo de corte e régua de apoio. A ligação entre as linhas de centro dos rebolos define a linha de referência, o qual define a altura entre centros, ou seja, centro da peça com a linha de referência, conforme Figura 11. Os pontos de tangência entre peça e rebolos formam o ângulo de tangência “ γ ”, que governa a altura da peça “ h_w ” em relação ao centro do rebolo de corte (KLOCKE e KÖNIG, 2005; LINDENAU, 2006).

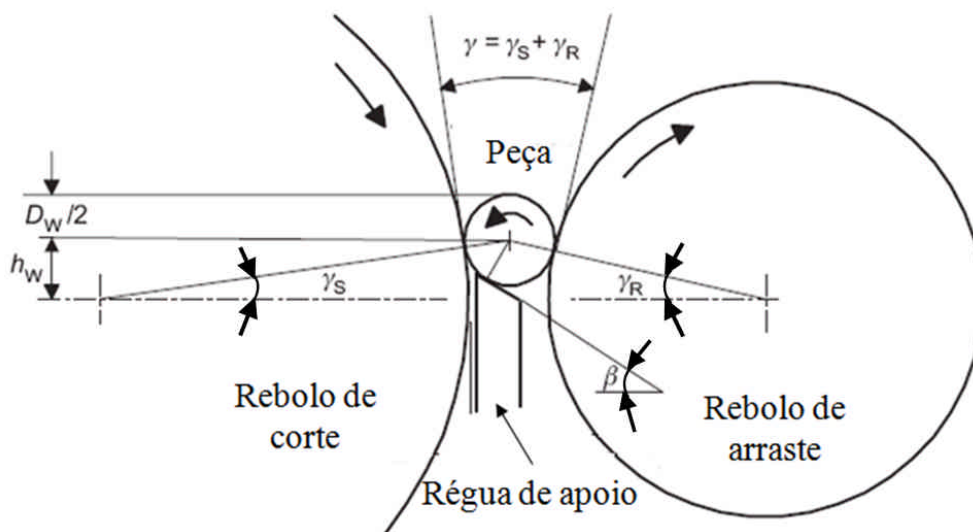


Figura 11 – Vão de retificação (LINDENAU, 2006)

Em função do ângulo de tangência “ γ ”, diâmetro da peça e diâmetros dos rebolos de corte e arraste, a altura da peça “ h_w ” pode ser calculada a partir da seguinte equação:

$$h_w = \frac{\gamma \cdot \pi}{360} \cdot \frac{(D_R + D_W) \cdot (D_S + D_W)}{D_R + D_S + 2 \cdot D_W} \quad (2)$$

Sendo:

γ_R	ângulo de tangência do rebolo de arraste
γ_S	ângulo de tangência do rebolo de corte
β	ângulo de topo da régua de apoio

Um dos parâmetros mais importante na ajustagem de uma retificadora centerless é o ângulo de tangência “ γ ”, pois influência diretamente no erro de circularidade da peça.

2.2.2.2.1 Vantagens do processo de retificação centerless de passagem

O desenvolvimento de retificadoras centerless permite, com eficiência e economia, a retificação de grandes lotes de peças com alto grau de precisão.

Conforme Slonimski (1956) e Schmidt (1989), algumas das principais vantagens são:

- a. As peças permanecem rigidamente apoiadas durante todo o tempo de retificação, o que possibilita elevadas velocidades de corte e altas taxas de remoção de material durante a retificação;
- b. Não existem forças de corte no sentido axial da peça, possibilitando retificar peças com pequenos diâmetros e sem provocar flexão;
- c. Por meio do baixo tempo para alimentação do equipamento, pode-se retificar continuamente e em grandes quantidades;
- d. Por meio de modernos aparelhos para medição automática do diâmetro da peça e correção da variação de medida é possível operar uma quantidade maior de máquinas;
- e. A possibilidade de erros durante a dressagem e compensação devido o desgaste do rebolo de corte são reduzidos pela metade, pois o sobrematerial é medido em relação ao diâmetro e não ao raio.

2.3 Elementos de uma retificadora centerless de passagem

A otimização para atender as exigências de processo, qualidade e produtividade, depende de vários elementos da máquina e de suas influências na peça retificada. Esses elementos incluem principalmente: régua de apoio, rebolos, sistema de dressagem e sistema de refrigeração, conforme indicados na Figura 12.

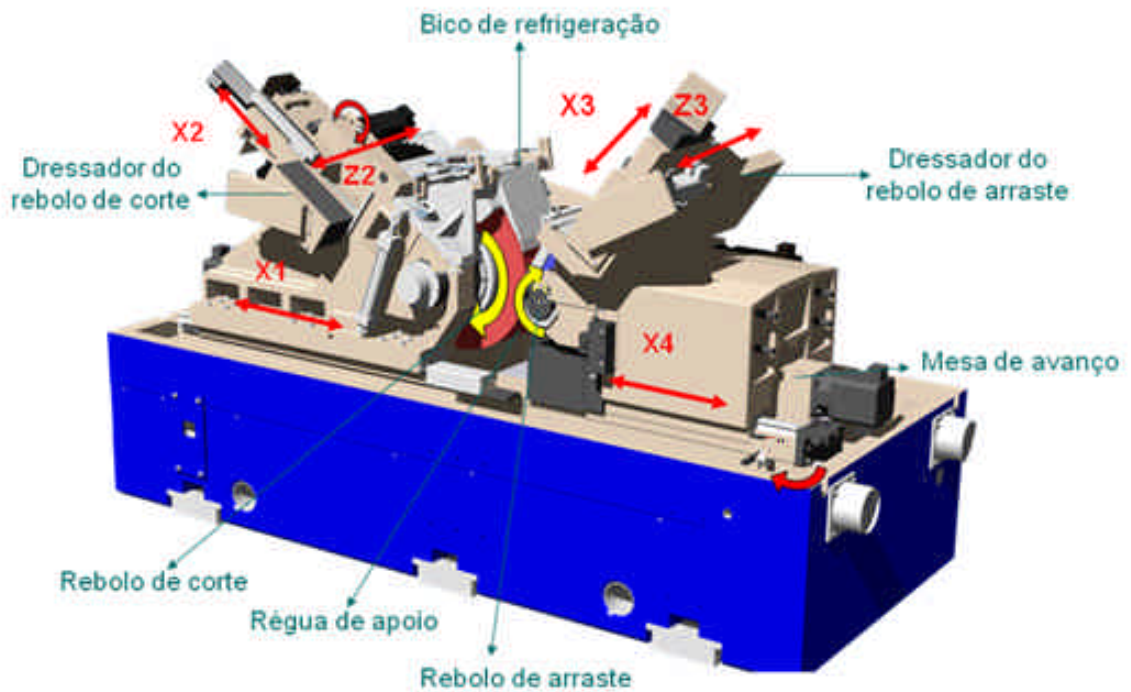


Figura 12 – Elementos de uma retificadora centerless de passagem (MIKROSA, 2005)

As coordenadas “X1” e “X4” representam o movimento da mesa dos rebolos de corte e arraste, “X2” e “X3” o movimento radial dos carros dos dressadores dos rebolos, “Z2” e “Z3” movimento axial dos carros dressadores.

2.3.1 Régua de apoio

A posição da peça no vão de retificação durante a ajustagem de uma máquina-ferramenta é garantida por meio de uma série de operações, tais como, a ajustagem da altura da régua de apoio, a ajustagem da régua de apoio em relação ao comprimento dos rebolos, a ajustagem das guias laterais que auxiliam a passagem da peça, entrada e saída no vão de retificação. Conforme Slonimski (1956), a largura e forma da régua de apoio dependem principalmente do processo de retificação centerless e da configuração do produto a ser retificado. A forma pode ser com a superfície de topo plana (I), inclinada (II), inclina com cavidade de apoio (III) ou na forma prismática (IV), conforme Figura 13.

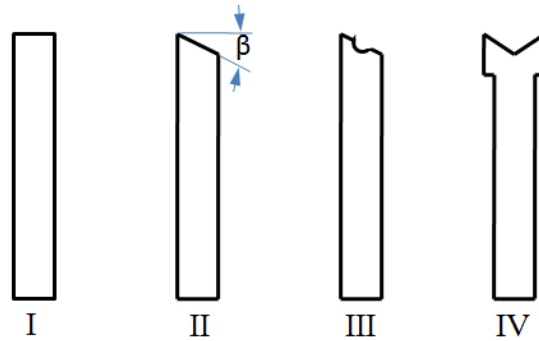


Figura 13 – Formatos de réguas de apoio (I-IV) (SLONIMSKI, 1956)

Para processamento de peças com pequenos diâmetros e comprimentos, geralmente utiliza-se réguas de apoio nos formatos I, II ou III. Réguas com formato IV, isto é, com topo na forma prismática são utilizadas principalmente para peças longas e pesadas (FRIEDRICH, 2004; SLONIMSKI, 1956).

O ângulo da régua com superfície de apoio inclinada geralmente varia entre 0° a 45° e depende, principalmente, do diâmetro da peça, do ângulo de tangência, diâmetro dos rebolos, dentre outros. O aumento do ângulo da régua de apoio aumenta significativamente a pressão da peça no rebole de arraste. Por meio do mapa de estabilidade proposto por Reeka, (1967) e Meis (1980) é possível definir o ângulo ideal da régua de apoio de modo a minimizar o efeito sobre o erro de circularidade da peça durante o processo de retificação centerless.

2.3.1.1 Funções da régua de apoio

Conforme Slonimski (1956), a régua de apoio possui três funções essenciais na retificação centerless:

- Posicionar corretamente a peça entre os rebolos de corte e arraste para obter-se o diâmetro e a circularidade especificados;
- Posicionar o ponto de contato entre a peça e o rebole de corte e guiá-la durante a retificação;
- Manter a peça constantemente em contato com o rebole de arraste.

2.3.1.2 Material da régua de apoio

A régua de apoio normalmente está submetida a esforços, devido a forças de corte, velocidade e dimensão da peça. Com objetivo de minimizar o seu desgaste, o material da régua pode ser escolhido conforme material da peça a ser retificado (SCHMIDT, 1989).

- a. Metal duro e materiais semelhantes para retificação de peças em aços temperados;
- b. Réguas em aço rápido para não metais;
- c. Régua em broze duro ou ferro fundido para usinagem de peças de aço doce.

2.4 Rebolo de corte

A remoção de material durante o processo de retificação é realizada mediante a utilização de ferramentas abrasivas, chamados de rebolos. Os rebolos são constituídos de grãos cortantes que removem cavacos pequenos de material, motivo pelo qual o acabamento superficial da peça é melhor que o obtido nos demais processos de usinagem, por exemplo, torneamento e fresamento, (AGOSTINHO, 2004). Conforme Lindsay (1999), a remoção depende da habilidade dos grãos abrasivos de penetrar o material, assim, devem ser mais duros do que a peça. A remoção de cavacos durante o processo requer forças de corte e produz calor na zona de contato peça/rebolo. O calor gerado pode influir no refrigerante, na qualidade da peça ou nos grãos dos abrasivos. A condutividade térmica da peça e do abrasivo pode facilitar o fluxo de calor.

Os rebolos são especificados segundo norma DIN 69100 (1988) e caracterizados na sua composição considerando-se as especificações seguintes:

- Tipo do grão abrasivo;
- Granulometria;
- Liga;
- Grau de dureza;
- Estrutura.

Esses dados descrevem as principais características técnicas de um rebolo, contudo grandezas cinemáticas e características de máquina (Rotação do rebolo, potência etc.) são fundamentais para especificar um rebolo (LORTZ, 1974).

A escolha do tipo de grão abrasivo do rebolo de corte efetua-se sob aspecto da dureza, tenacidade, e na capacidade de reagir quimicamente. A Tabela 2 apresenta os valores da dureza para diferentes abrasivos, assim como a temperatura que ocorre a modificação das propriedades (BOETLLER, 1978).

Tabela 2 - Dureza e limite de estabilidade térmica de abrasivos (LEICHTER, 1975).

Tipo de abrasivo	Dureza [Knoop]	Temperatura (°C)
Coríndon	2100	2000
Carbeto de Silício	2400	1370
Nitreto de boro	4700	1300
Diamante	7000	900

Com base na afinidade química, distingue-se o emprego de diferentes abrasivos. A Tabela 3 apresenta a aplicação do abrasivo conforme o tipo de material a ser retificado. A influência do tipo de abrasivo no desgaste e qualidade superficial da peça é verificada experimentalmente (LEICHTER, 1975).

Tabela 3 - Afinidade química entre abrasivo e material (LEICHTER, 1975).

Tipo de abrasivo	Afinidade química	Aplicação
Coríndon Nitreto cúbico de boro	Óxido, vidro, cerâmica, rocha	Todos os aços
Carbeto de silício	Materiais que contém carbono, ex.: aço.	Aço carbono, ferro fundido,
Diamante		Vidro e cerâmica

A definição da granulometria de rebolos convencionais insere-se na Tabela 4, e deve ser determinada em função da rugosidade desejada, do sobremetal da peça e da operação executada (BOETLLER, 1978).

Tabela 4 - Relação das funções granulométricas – rugosidade – sobremetal – operação (BOETLLER, 1978).

Granulometria Rebolo Convencional	Dimensão do grão [μm]	Rugosidade desejada [Rt]	Sobremetal [μm]	Operação
46	320	5,0 a 2,4	Sem limite	Desbaste
80	200	2,5 a 1,5	≥ 300 (1% de D_w)	Acabamento
120	120	1,6 a 0,8	150 – 200	Retificação de precisão
200	80	1,0 a 0,4	50 – 100	Retificação de alta precisão
320	46	0,5 a 0,2	20	Retificação de alta precisão

Conforme BOETLLER (1978), a atribuição da liga para respectiva tarefa do rebolo não tem informações exatas na literatura, apesar de que são dadas algumas recomendações, como: liga cerâmica para retificação de precisão e liga resinóide para retificação de desbaste. Porém, como orientação, pode-se afirmar que a liga ideal é aquela que permita o rebolo operar com altas velocidades e que reúne características técnicas capazes de proporcionar as seguintes vantagens:

- Melhor remoção horária;
- Melhor manutenção do perfil;
- Maior número de peças por dressagem;
- Menor penetração do diamante na dressagem.

Conforme a norma DIN 69100 (1988) as ligas dos rebolos são representadas por letras, sendo:

- V– Liga cerâmica;
- S – Liga silicato;
- R – Liga de borracha;
- RF- Liga de borracha fibrosa;
- B – Liga de resina sintética;
- BF- Liga de resina sintética fibrosa;
- E – Liga de goma-laca;
- Mg- Liga de magnésio.

A dureza do rebolo e sua estrutura são fixados pela liga, granulometria dos grãos abrasivos e da porosidade do rebolo, indicando o grau de coesão entre aglomerante e grão. Essa característica é função de diversos fatores referentes à ancoragem do grão abrasivo no rebolo, tais como a resistência mecânica ao desgaste e a quantidade de material aglomerante, definindo a estrutura do rebolo (aberta ou fechada). Aglomerantes, com maior resistência mecânica, tem menor tendência à ruptura quando recebem impactos nos grãos abrasivos. Além disso, aglomerantes com maior resistência ao desgaste dificultam a remoção de grãos abrasivos inteiros, pois não ocorre a diminuição da ancoragem dos grãos ao longo da vida do rebolo. As duas situações mencionadas implicam em maior dureza dos rebolos (MALKIN, 1989). A dureza dos rebolos, conforme norma DIN 69100 (1988) é representada qualitativamente por letras que vão de “A” a “Z”, onde:

A B C D	Rebolo extremamente mole;
E F G	Rebolo muito mole;
H I J K	Rebolo mole;
L M N O	Rebolo dureza média;
P Q R S	Rebolo duro;
T U V W	Rebolo muito duro;
X Y Z	Rebolo extremamente duro.

A estrutura do rebolo está relacionada ainda à porosidade, pois quanto menores forem os poros, mais fechada é a estrutura, com maior concentração de grãos e conseqüentemente maior dureza. Todavia, é essencial a existência de porosidades no rebolo, as quais servem de alojamento para os cavacos removidos durante o processo de usinagem, evitando desta forma empastamentos.

Porosidades são conseguidas adicionando-se materiais voláteis a mistura de grãos abrasivos e aglomerantes. Desta forma, quando o rebolo for levado ao forno, os elementos voláteis evaporam-se formando poros (vazios) nos locais em que se encontravam (MALKIN, 1989).

Como citado anteriormente, o processo de retificação centerless é uma operação de precisão para produção em série de peças. Esse tipo de retificação baseia-se na aplicação de grandes pressões de trabalho e em conseqüência os rebolos são submetidos a grandes esforços tanto tangenciais como radiais. Este é o motivo para se indicar rebolos duros, com estrutura fechada e grãos abrasivos tenazes que possam resistir a altas pressões de trabalho. Quanto menor for diâmetro das peças, mais duro deverá ser o rebolo (NORTON, 1994).

2.5 Sistema de dressagem

A operação de afiação de rebolos, comumente conhecida como dressagem, visa restabelecer a capacidade de remoção de material da ferramenta, restabelecer sua coaxialidade e, em algumas operações, a forma da superfície do rebolo. A dressagem pode ser efetuada de várias maneiras dependendo do tipo do dressador (DINIZ, 2004).

Conforme Diniz (2004), Klocke, König (2005) a operação de dressagem provoca o corte e a fratura dos grãos abrasivos pelo dressador. Desta operação surgem dois efeitos que são classificados por:

- Macroefeito: a sua formação é função do formato do dressador, da profundidade de penetração e do passo de dressagem. Este fenômeno determina a posição em que as arestas dos grãos abrasivos estão localizados na superfície do rebolo. Segundo Hassui e Diniz (2003) no macroefeito existe um pequeno número de grãos ativos, que individualmente são responsáveis por remover grandes quantidades de material.

- Microefeito: é formado pelo arrancamento de material dos grãos abrasivos desgastados e fratura dos grãos que não se desgastaram por completo, onde novas arestas de corte são geradas pelo dressador (DINIZ, 2004). A agressividade das novas arestas formadas depende em grande escala da friabilidade do grão e das condições de dressagem. Na dressagem fina com baixa profundidade de penetração e baixo avanço do dressador, ocorre a remoção ou fratura de grãos pequenos, fato que propicia a formação de planos nas superfícies de corte dos grãos, tornando-os, desta forma, menos agressivos. Na dressagem grossa, com altas taxas de penetração e avanço, grande parte dos grãos são quebrados formando arestas maiores e mais afiadas (OLIVEIRA e PURQUÉRIO, 1989). Segundo Hassui e Diniz (2003), um grande número de aresta cortantes, que tornam o processo de formação do cavaco mais eficiente, reduzindo as perdas com deformações plásticas e elásticas do material na zona de corte.

2.5.1 Grau de recobrimento de dressagem

O grau de recobrimento " U_d " estabelece uma referência para o processo de dressagem. É determinado pela relação da largura do dressador " b_d " com o avanço de dressagem " f_{ad} " e indica a frequência com que um grão toca a superfície do rebolo a cada rotação. Quando maior o grau de recobrimento menor será a agressividade do rebolo (KLOCLE e KÖNIG, 2005; MINKE, 1999).

A Figura 14 ilustra o mecanismo cinemático do processo de dressagem, no qual o dressador desloca-se transversalmente ao rebolo, penetrando a uma profundidade de dressagem “ a_{ed} ” gerando uma largura de atuação de dressagem “ b_d ”. Esta operação gera o corte e a fratura dos grãos abrasivos pelo dressador, além de provocar o aparecimento de uma “rosca” na superfície do rebolo. Este processo gera o macroefeito e o microefeito (CATAI, 2004; MINKE 1999).

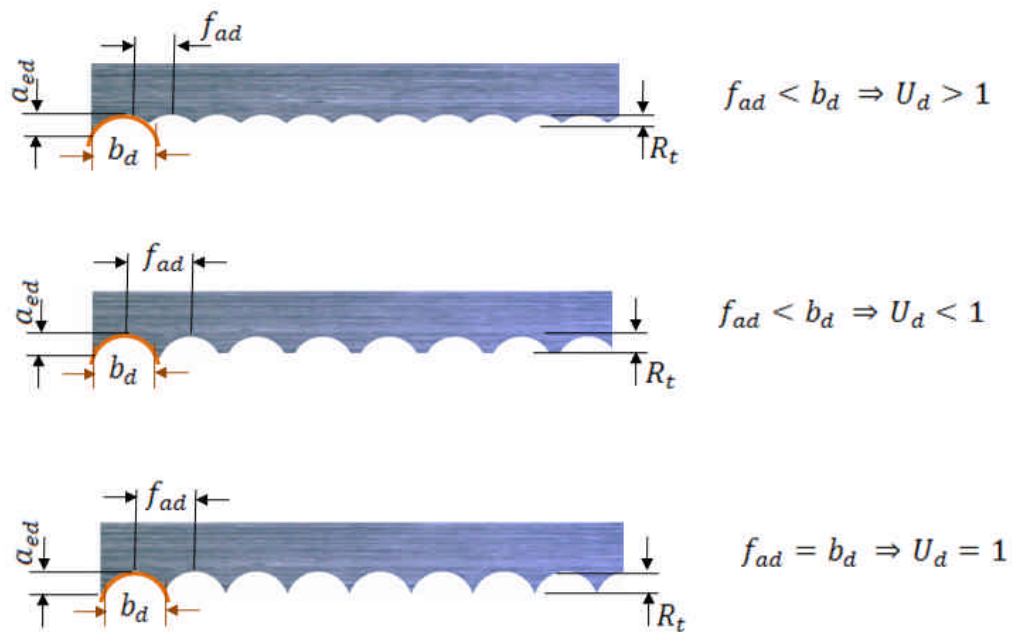


Figura 14 – Mecanismo cinemático do processo de dressagem (MINKE, 1999)

Minke (1999), Klocke e König (2005), determinaram o grau de recobrimento “ U_d ” para ferramentas de dressagem estática simplesmente pelo quociente da largura da ferramenta de dressagem “ b_d ” pelo avanço axial “ f_{ad} ”, sendo:

$$U_d = \frac{b_d}{f_{ad}} \quad (3)$$

O produto do avanço de dressagem “ f_{ad} ” por rotação do rebolo e a rotação “ n_s ” resulta a velocidade axial de dressagem “ v_{fad} ”.

$$v_{fad} = f_{ad} \cdot n_s \quad (4)$$

Para rolo dressador com perfil, a largura “ b_d ” é calculada em função do raio do rolo dressador (Figura 15), onde:

$$b_d = \sqrt{8 \cdot r_p \cdot a_{ed}} \quad (5)$$

Assim, tem se:

$$U_d = \frac{a_{pd}}{f_{ad}} \quad (6)$$

Em que:

$$a_{pd} = \frac{f_{ad} + d_d}{2} \quad (7)$$

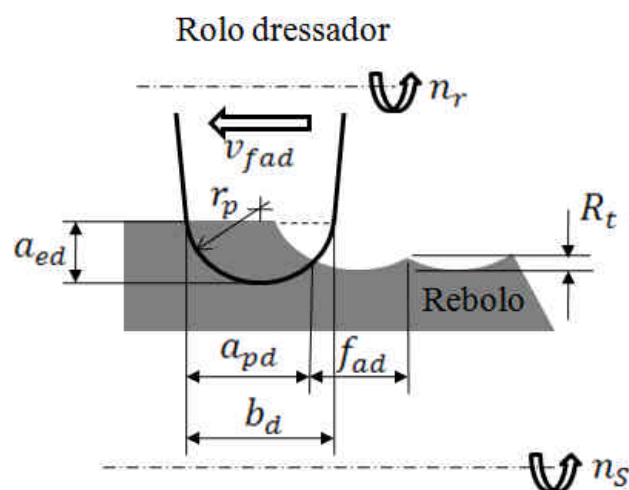


Figura 15- Cinemática da dressagem com rolo dressador (KLOCKE e KÖNIG (2005))

A definição do processo de dressagem, ferramentas, características estáticas e dinâmicas do sistema (rebolo/dressador) dependem da topografia do rebolo. Isso significa que o processo de retificação e os resultados são função do processo de dressagem (BOETLLER, 1978).

2.5.2 Características de diferentes ferramentas de dressagem

Para Böttler (1978) e Minke (1999), a escolha do tipo de ferramenta de dressagem é determinada em função do tipo de operação. As ferramentas mais utilizadas são:

- a) Ferramentas de dressagem estática;
- b) Ferramentas de dressagem rotativa.

2.5.2.1 Ferramentas de dressagem estática

Conforme Diniz (2004) há uma variedade de ferramentas de dressagem estática e geralmente cada uma destas ferramentas trabalha mais eficientemente para um determinado tipo de aglomerante específico dos rebolos, mas as mais comuns são as ferramentas de dressagem estáticas, conforme apresentado na Figura 16.



Figura 16 – Dressadores estáticos (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

2.5.2.1.1 Dressador de ponta única

A aplicação mais freqüente na dressagem de rebolos de corte reto ou perfilado é o dressador de ponta única. O dressador de ponta única é constituído de um diamante natural geralmente na forma octaedro soldado em uma haste. Conforme Minke (1999), o tamanho do diamante, ou seja, seu peso é especificado conforme as dimensões da ferramenta abrasiva (diâmetro e largura do rebole de corte).

2.5.2.1.1.1 Aplicação do dressador de ponta única

Devido à pequena área de contato da ponta do diamante com o rebolo, pouca força aplicada já faz reagir o sistema de dressagem. Por isso, o dressador de ponta é empregado principalmente no processo de componentes que necessitam de retificação interna, sensíveis à vibração do eixo do rebolo. Também, é utilizado também na dressagem de perfis complexos, nos quais a dimensão do diamante tem que ser determinado em função da dimensão do rebolo.

Recomendações fornecidas por Minke (1999):

1. Ângulo do eixo da ferramenta do dressador em relação ao eixo do rebolo de corte: $\alpha_d = 5^\circ$ a 15° ;
2. Ângulo de arrasto: " γ_d " = 0° a 20° ;
3. Avanço: " a_{ed} " = $0,01 - 0,03$ mm;
4. Avanço " f_{ad} " = $0,03 - 0,15$ (rebolo fino), para rebolo grosso " f_{ad} " = $0,7$;
5. Fluido refrigerante em abundância.

A inclinação da ferramenta de dressagem, conforme apresentada na Figura 17, deve posicionar-se no sentido da rotação com objetivo de evitar-se vibração e favorecer a afiação do diamante, que ajustado nessas condições, consegue praticamente uma nova seção de corte.

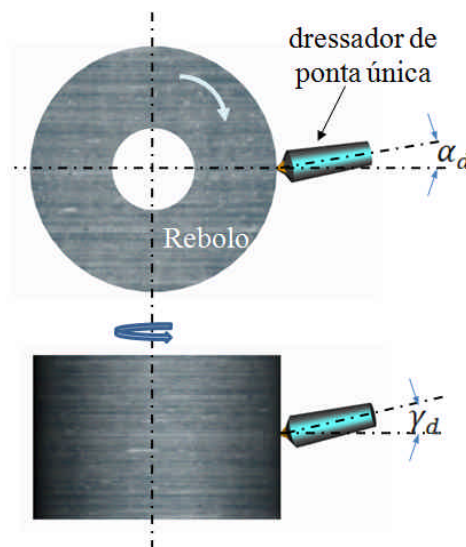


Figura 17 – Posicionamento do dressador de ponta única, MINKE (1999)

Conforme Minke (1999) e Diniz (2004) o diamante de ponta única não é recomendado para processo de retificação centerless (rebolo de corte), grandes rebolos, dressagem de rebolos de CBN e rebolos diamantados, pois o diamante único pode se desgastar rapidamente formando uma superfície plana na periferia do mesmo, o que reduz efetivamente a capacidade de correção dos erros do rebolo, provocando aquecimento excessivo e possíveis danos térmicos ao aglomerante do rebolo.

2.5.2.1.3 Dressador de pastilha

Os dressadores de pastilha (Fliesse) apresentam várias pontas de diamantes em sua extremidade, os quais atuam simultaneamente sobre o rebolo. As vantagens deste tipo de ferramenta dressadora é que as mesmas não necessitam da inclinação da ferramenta, como no caso do dressador de ponta única, o dispositivo de dressagem é de regulagem simples e única, além do que, ocorre o desgaste regular dos cristais de diamante que ficam em contato com o rebolo (CATAI, BIANCHI e AGUIAR, 2002)

Recomendações fornecidas por Minke (1999) para utilização deste tipo de ferramenta de dressagem:

1. Avanço: " a_{ed} " = 0,01 – 0,03mm;
2. Avanço: " f_{ad} " = 0,05 – 0,5mm;

Conforme Minke (1999) a quantidade de diamante, assim como a largura " b_d " depende das dimensões do rebolo.

2.5.2.1.4 Dressador conglomerado

As formas e dimensões são variadas, do mesmo modo a especificação. Esses tipos de ferramentas possuem largura de dressagem maior em comparação com dressadores de ponta única, permitindo assim, maiores avanços na dressagem.

As ligas metálicas, que fixam os diamantes, dependem da especificação do rebolo.

Conforme Minke (1999):

Liga de tungstênio W : para rebolos de corte Al_2O_3 .

Liga de metal duro H : para rebolo de corte S_iC .

2.5.2.2 Ferramentas de dressagem rotativa

Ferramentas de dressagem rotativa determinam o perfil do rebolo de corte usando um dressador com o mesmo perfil do rebolo ou percorrendo o disco dressador sem perfil pelo rebolo, conforme Figura 18. Nestes tipos de dressadores, além do movimento de translação, ocorre um movimento de rotação quando em contato com o rebolo.

Os discos dressadores são constituídos de material abrasivo, sendo que têm como função fornecer um giro coaxial aos rebolos de diamante e de CBN , e também aos rebolos para operações de desbaste. A escolha do disco é determinada pelo tipo de operação a ser realizada. Os discos com grãos mais finos devem ser usados para dressar e perfilar rebolos diamantados, enquanto que os que possuem grãos mais grossos são aplicados em rebolos de outros abrasivos (CATAL, BIANCHI, AGUIAR, 2002).

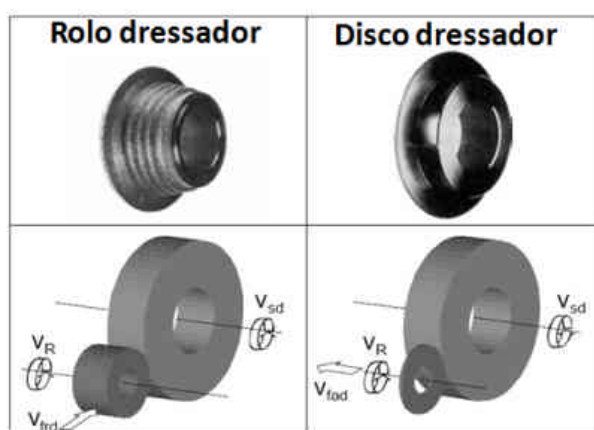


Figura 18 – Dressadores rotativos (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

2.5.2.2.1 Rolo dressador

Conforme Minke (1999) a dressagem com rolo dressador para formação do perfil do rebolo ocorre quando a ferramenta de dressagem rotativa com um determinado perfil avança no sentido radial, transferindo seu perfil para o rebolo de corte, conforme apresentado na Figura 19.

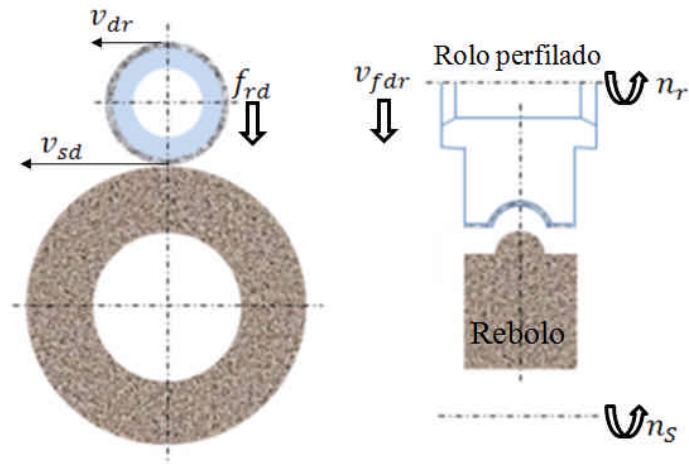


Figura 19 – Dressagem com rolo dressador (MINKE, 1999)

Estas ferramentas de dressagem possuem formas especiais e podem ser utilizadas nas mais variadas operações tendo como vantagem, assegurarem uma forma geométrica precisa do rebolo e a peça usinada.

2.5.2.2.2 Disco dressador

Ao contrário dos rolos dressadores, que tem perfil definido e largura efetiva é igual à largura do rebolo de corte, os discos dressadores possuem largura menor do que a largura dos rebolos. O perfil do rebolo é gerado com auxílio de comando numérico, em que o carro dressador realiza vários movimentos. Para geração de perfis complexos com flancos íngremes e pequenos raios côncavos, são necessárias ferramentas com perfil cônico e raio de ponta definido.

Visando ganho econômico, os discos dressadores são mais utilizados do que outras ferramentas de dressagem. Permitem elevada resistência ao desgaste perante os dressadores estáticos, principalmente para dressagem de rebolos largos e com perfil constante, como no caso na dressagem de rebolo de corte de retificadoras centerless de passagem.

A vida útil do rolo dressador depende:

- Rigidez da máquina e carro dressador;
- Rotação do rolo e carro dressador;
- Rotação do rolo e do mandril;
- Refrigeração na dressagem;
- Especificação do rebolo de corte;
- Condição de dressagem (principalmente avanços);
- Tamanho do grão do diamante;
- Grau de recobrimento.

Conforme Klocke, König (2005) e BOETLLER (1978), os parâmetros decisivos no processo de dressagem com ferramentas rotativas, são o grau de recobrimento “ U_d ”, o avanço “ a_{ed} ”, o avanço “ f_{rd} ” e a relação de velocidades “ q_d ”. A relação de velocidades “ q_d ” entre a velocidade do rolo dressador e do rebolo, pode ser obtida por (LINDSAY, 1999; MINKE, 1999):

$$q_d = \pm \frac{v_{dr}}{v_{sd}} \quad (8)$$

Esta relação pode variar a formação topográfica do rebolo de corte, de modo a influenciar o comportamento das forças de corte no processo de retificação e os resultados da rugosidade superficial da peça. A Figura 20 mostra a influência da relação “ q_d ” e sentido de rotação da ferramenta de dressagem rotativa na agressividade do rebolo. O eixo horizontal do gráfico é a razão da velocidade periférica “ v_{dr}/v_{sd} ”. Para “ v_{dr}/v_{sd} ”, (+), significa que o dressador rotativo e o rebolo giram no mesmo sentido, ou seja, sentido concordante. “ v_{dr}/v_{sd} ”,

(-), o sentido de giro entre rebolo e dressador rotativo são contrários, ou seja, sentido discordante (LINDSAY, 1999).

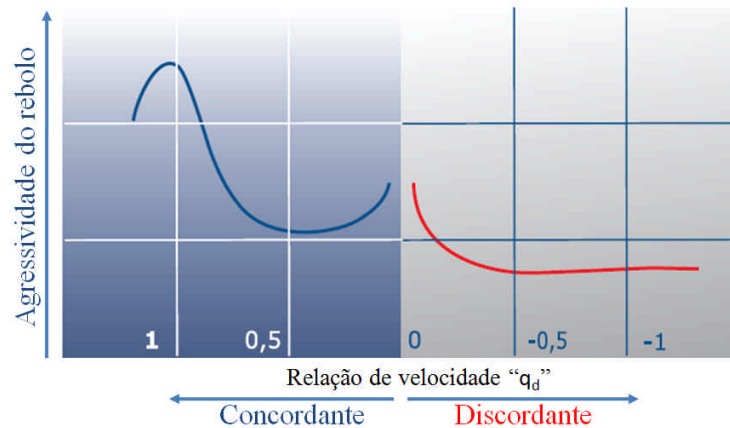


Figura 20 - Influência da relação “ v_{dr}/v_{sd} ” na rugosidade (ATLANTIC, 2003)

Conforme Klocke e König (2005), a dressagem no sentido concordante geralmente deixa o rebolo mais agressivo do que a dressagem no sentido discordante.

2.6 Movimento axial da peça

Durante a passagem da peça entre os rebolos de corte e arraste no processo de retificação centerless de passagem, o avanço para remoção de material é realizado por intermédio de dois movimentos da peça: o de rotação que é comandado por meio da rotação do rebolo de arraste e o movimento de translação, que caracteriza o movimento axial ou de passagem longitudinal, que é obtido através da inclinação do rebolo de arraste. Meis (1980) considera o movimento de passagem da peça entre os rebolos um fator importante neste processo, pois a passagem axial da peça em relação ao rebolo de corte possui influência direta sobre a forma e acabamento superficial da peça.

Conforme Meis (1980), Petrosky (1998), Klocke e König (2005) e Lindenau (2006) além do erro de circularidade, outros erros de forma, como cilíndricidade e rugosidade são de extrema importância na aplicação industrial. Quando a ajustagem é realizada corretamente, a

retífica centerless de passagem pode manter essas exigências para a maioria das aplicações. O critério básico para garantir a qualidade da peça é manter o eixo de rotação da peça paralelo ao eixo do rebolo de corte ou ter pelo menos uma trajetória retilínea da peça ao longo da passagem entre os rebolos.

A Figura 21 apresenta diferentes trajetórias da peça durante o processo de retificação centerless de passagem. Conforme Meis (1980), para grande inclinação da trajetória da peça em relação ao rebolo de corte resulta em uma peça com forma de espiral, Figura 21.c. Quando a trajetória é curvada, forma-se de acordo com a trajetória um perfil da peça côncavo ou convexo, Figura 21.b e 21.d. A Figura 21.a apresenta uma configuração ideal, na qual a peça percorre a uma trajetória retilínea, paralela ao eixo do rebolo de corte, garantindo o menor erro cilíndricidade da peça após processamento. Esta configuração só é possível por intermédio da determinação correta de todos os parâmetros para dressagem dos rebolos de corte e arraste.

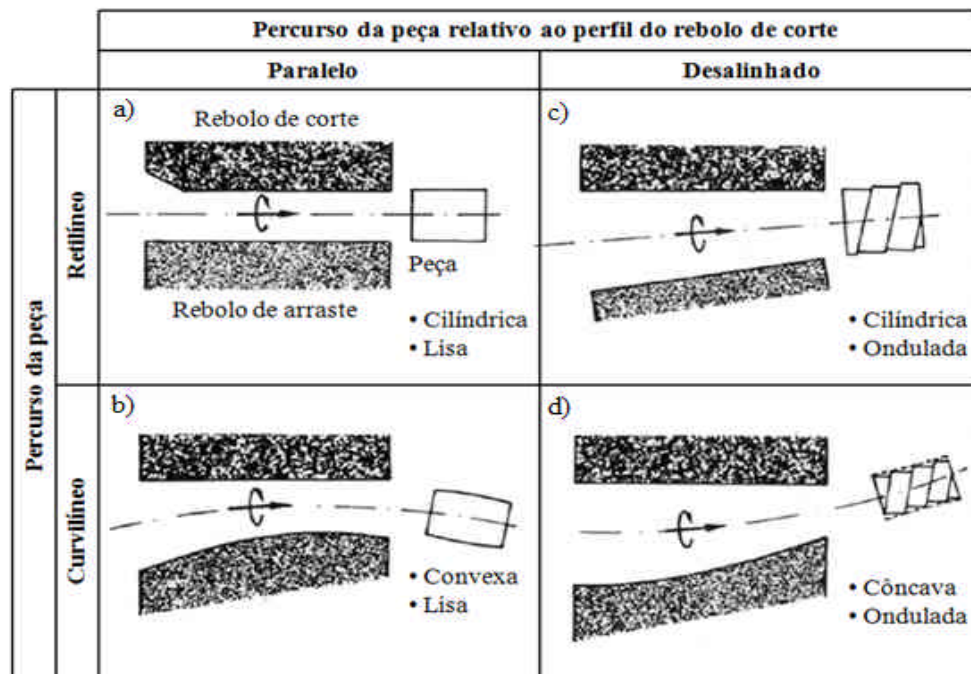


Figura 21 – Trajetória da peça no vão de retificação (MEIS, 1980)

2.6.1 Dressagem do rebolo de arraste

No processo de retificação centerless de passagem o rebolo de arraste tem 03 funções básicas: ajudar a controlar o diâmetro da peça, sua rotação e a velocidade de passagem. Desde que o rebolo trabalha sob um ângulo de inclinação para retificação da peça, o procedimento para dressagem difere do empregado ao rebolo de corte. O rebolo de arraste deve ser dressado de tal maneira que, o dressador siga a mesma linha de contato com o rebolo de arraste, que será seguida pela peça, garantindo uma trajetória retilínea. Quando o rebolo de arraste é inclinado não existe, ainda, a necessária linha reta de contato rebolo/peça, ao invés, é criado um único ponto de contato, geralmente, no centro da face do rebolo, de acordo com a Figura 22. Durante a dressagem do rebolo de arraste, o diamante primeiro toca o centro da sua superfície e como os passes subseqüentes são contínuos, a superfície do rebolo acaba ficando ligeiramente côncava (LINDENAU, 2006; MEIS, 1980).

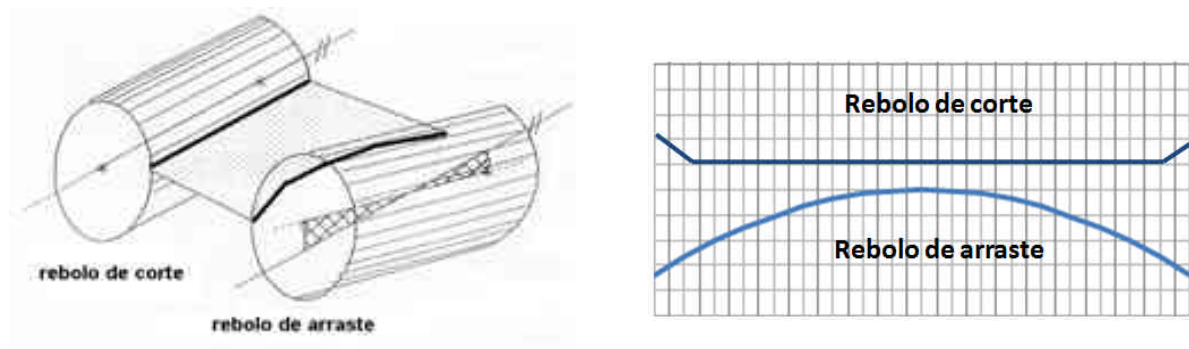


Figura 22 – Trajetória da peça em relação ao eixo do rebolo de corte com inclinação do rebolo de arraste sem dressagem (INA, 2006)

A função da dressagem do rebolo de arraste é encaminhar a ferramenta de dressagem (diamante) pela mesma linha de contato que será seguida pela peça, assim a altura de dressagem “ h_{dr} ”, deve ser determinada em função da posição da peça, conforme apresentado na Figura 25. Dressando-se desta forma será obtida uma trajetória retilínea da peça, mas não

necessariamente paralela ao eixo do rebolo de corte, pois o rebolo de arraste possui um perfil hiperbólico-cônico, Figura 23.

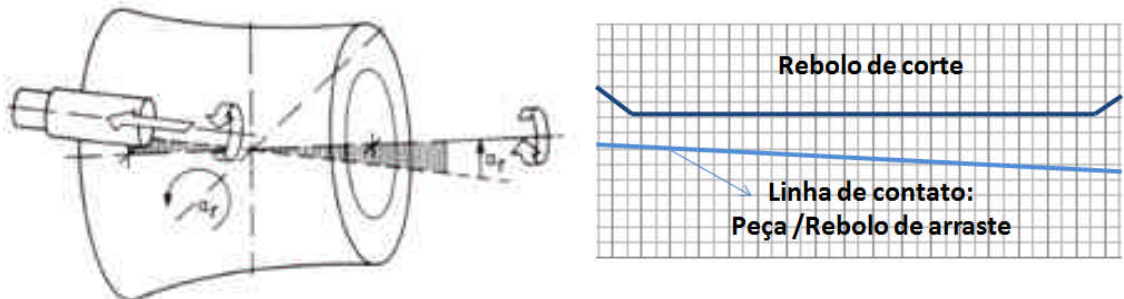


Figura 23 – Trajetória da peça em relação ao eixo do rebolo de corte com inclinação e dressagem do rebolo de arraste (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

Para obter-se uma trajetória da peça paralela ao eixo do rebolo de corte pode-se girar a mesa do rebolo de arraste. Isso é possível através da ajustagem do ângulo de giro do rebolo de arraste “ δ_r ”, conforme Figura 24.

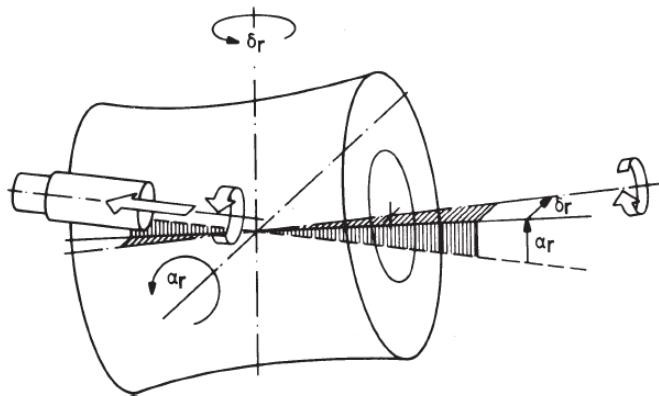


Figura 24 – Formato hiperbólico-simétrico do rebolo de arraste (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

Aplicando a dressagem com uma determinada inclinação, obtém-se um rebolo com formato hiperbólico. A cada valor da largura “ b_r ” do rebolo de arraste existe portanto, outro diâmetro e com isso outro perímetro e velocidade de passagem. Isso conduz a diferentes escorregamentos da peça e força de corte. No processamento de peças longas pode-se produzir diferentes oscilações de torção (LINDENAU, 2006).

Quando o diâmetro na saída é maior que na entrada, significa que a velocidade de passagem da peça na saída é maior; conforme Weber (1994), esta diferença de velocidade varia de 1 a 2%. Para peças com pequena relação “ l_w/D_w ” perde-se o contato entre faces e as peças podem virar entre os rebolos (LINDENAU, 2006). Para casos como este, o ideal seria maior diâmetro na entrada. A entrada mais rápida da peça imprimirá então baixa velocidade de passagem no meio e saída do vão de retífica. Esta condição pode ser obtida por meio de uma estratégia de dressagem, utilizando-se corretamente cada parâmetro.

Na Figura 25 estão as diferentes formas do rebolo de arraste em função da altura de dressagem “ h_{dr} ”. A dressagem acima da linha de centro do rebolo resulta um perfil hiperbólico/cônico com diâmetro menor na entrada. Dressando o rebolo de arraste com dressador abaixo da linha de centro deste obtém-se um rebolo com perfil hiperbólico/cônico com diâmetro menor na saída.

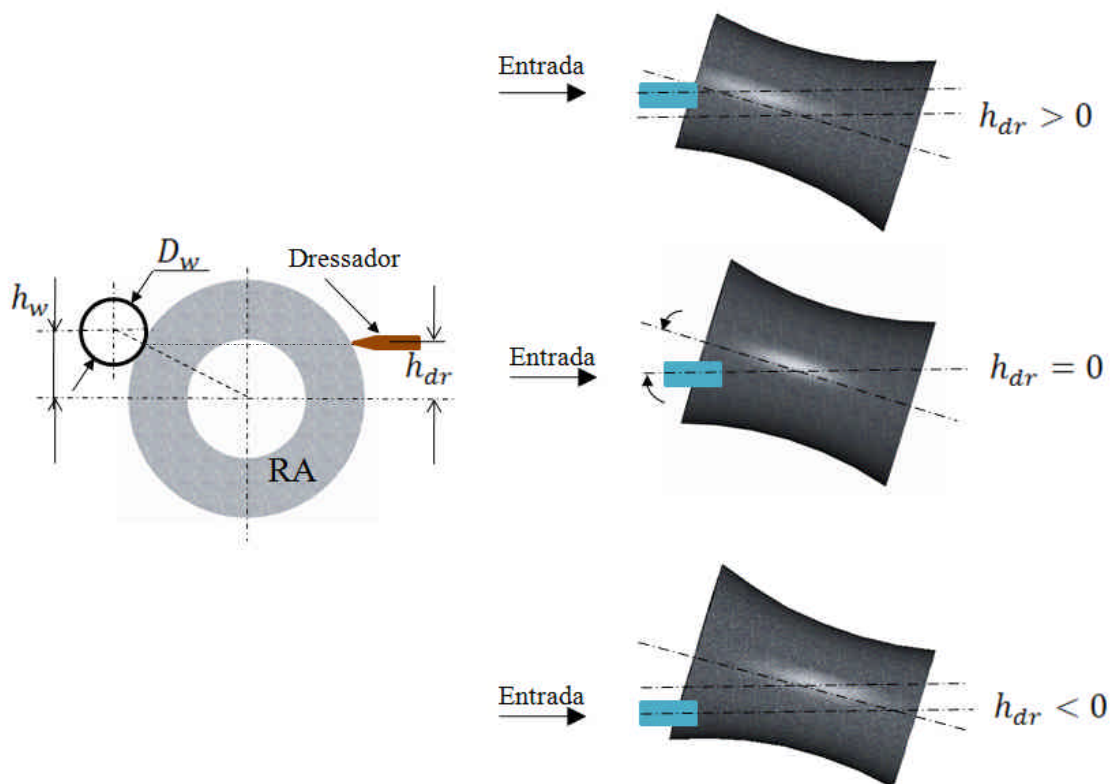


Figura 25 – Perfil do rebolo de arraste em função da altura de dressagem (SLONIMSKI, 1956)

2.6.2 Estratégia de dressagem do rebolo de arraste

Meis (1980) analisou diferentes estratégias de dressagem com a finalidade de possibilitar uma trajetória retilínea da peça em contato com o rebolo de arraste. As possibilidades de ajustagem com as respectivas fórmulas estão disponíveis na Tabela 5. O primeiro caso propõe uma ajustagem da altura do diamante de ponta única igual à altura entre centros “ h_w ”, desta forma o rebolo de arraste obtém uma forma hiperbólica e a peça percorre uma trajetória aproximadamente retilínea. Uma melhoria pode ser obtida no segundo caso, onde por meio da dressagem com o dressador posicionado na mesma altura da linha de contato peça/rebolo de arraste. Isso garante somente para peças pequenas ($D_w = 2 \times$ raio da ponta do diamante), uma trajetória retilínea. Os resultados neste caso são insatisfatórios, para peças com grandes diâmetros e ângulo de inclinação do rebolo de arraste.

No terceiro caso pode-se obter uma forma simétrica do rebolo de arraste, por meio do ajuste do ângulo de dressagem “ α_{dr} ” e ângulo de ajuste da mesa do rebolo de arraste “ δ_r ”, considerando $h_{dr} = 0$. No quarto caso, é possível corrigir a forma do rebolo de arraste por meio das equações de “ h_{dr} ” e “ α_{dr} ”.

Conforme Lindenau (2006) a melhor trajetória da peça está no quinto e sexto casos, com a correção da forma hiperbolóide. Contudo, a forma simétrica do rebolo de arraste no sexto caso é favorável somente para peças com pequenos diâmetros. Uma alteração de “ α_r ” significa para este caso somente pouco ajuste na dressagem.

As estratégias de dressagem para o terceiro e sexto caso necessitam de ajuste de “ δ_r ”, calculado em função de “ R_{RK} ”, onde:

$$R_{RK} = \sqrt{\left(\left(\frac{D_r}{2} \right)^2 - \left(\frac{h_w}{\cos(\alpha_r)} \right)^2 \right)} \quad (9)$$

Tabela 5 – Estratégia de dressagem do rebolo de arraste (MEIS, 1980)

		Caso	Inclinação do rebolo de arraste α_r [°]	Ângulo de giro do rebolo de arraste δ_r [°]	Altura de dressagem h_{dr} [mm]	Ângulo de inclinação da unidade de dressagem α_{dr} [°]
Forma hiperbólica simples	Convencional	1°	α_r	$\delta_r = 0$	$h_{dr} = h_w$	$\alpha_{dr} = 0$
		2°			$h_{dr} = \frac{h_w}{1 + \frac{D_w}{D_r}}$	
	Simétrica	3°	α_r	$\delta_r = \arcsen\left(\frac{h_w \cdot \text{sen}(\alpha_{dr})}{R_{RK} \cdot \cos(\alpha_r)}\right)$	$h_{dr} = 0$	$\alpha_{dr} = \alpha_r - \alpha_{dr}$
Forma hiperbólica corrigida	Convencional	4°	α_r	$\delta_r = 0$	$h_{dr} = \frac{h_w}{\left(1 + \frac{D_w}{D_r}\right) \cdot \sqrt{1 + \frac{D_w}{D_r}}}$	$\alpha_{dr} = \alpha_r \cdot \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{D_w}{D_r}}}\right)$
		5°			$h_{dr} = \frac{h_w}{\text{sen}(\alpha_r)} \cdot \text{sen}\left(\frac{\alpha_r}{\sqrt{1 + \frac{D_w}{D_r}}}\right)$	
	Simétrica	6°	α_r	$\delta_r = \arcsen\left(\frac{h_w \cdot \text{sen}(\alpha_{dr})}{R_{RK} \cdot \cos(\alpha_r)}\right)$	$h_{dr} = 0$	$\alpha_{dr} = \alpha_r - \frac{\alpha_{dr}}{\sqrt{1 + \frac{D_w}{D_r}}}$

Na prática industrial, o ajuste do ângulo da mesa do rebolo de arraste “ δ_r ”, indicado na Figura 24, é conhecido como “ajuste da fagulha”. A fagulha pode ser observada durante o processo de remoção de material, realizado pelo rebolo de corte, quando a peça realiza o movimento de passagem axial pelo vão de retificação, Figura 26. Tanto a circularidade como o acabamento superficial da peça podem ser melhorados com este ajuste. A fagulha na entrada obtém melhor acabamento superficial e na saída melhora a circularidade da peça.

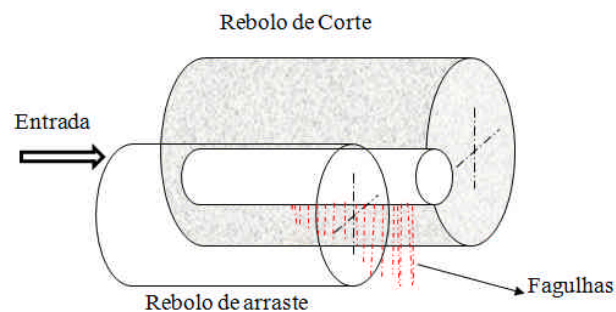


Figura 26 – Ajuste da fagulha no processo de retificação centerless de passagem (INA, 2006)

Conforme Meis (1980), a variação altura de dressagem e inclinação do rebolo de arraste influencia o formato deste, deixando-o cada vez mais hiperbólico. A Figura 27 mostra a variação do perfil do rebolo de arraste com a variação do ângulo de inclinação “ α_r ”. Observa-se que o perfil do rebolo de arraste torna-se cada vez mais côncavo com o aumento do ângulo de inclinação do rebolo de arraste.

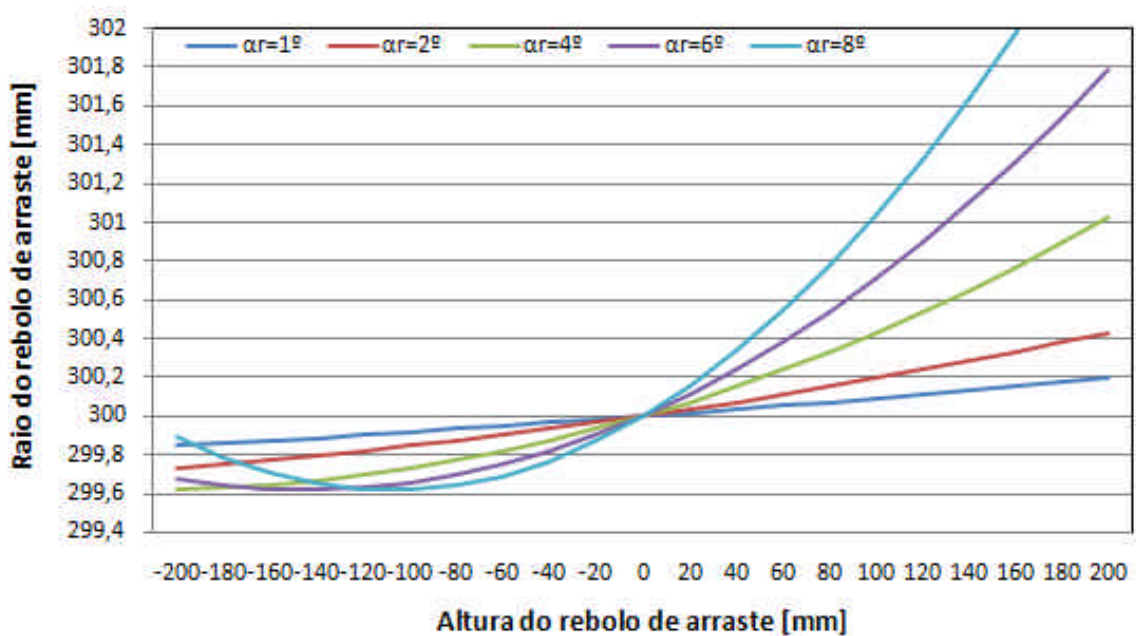


Figura 27 – Perfil do rebolo de arraste em função de “ α_r ” (MEIS, 1980)

2.7 Dressagem do rebolo de corte

A dressagem tem como principal objetivo manter ou alterar a ação de corte, restaurar a coaxialidade, cantos vivos ou um perfil específico do rebolo, para isso é necessário também estabelecer uma condição de dressagem (MEIS, 1980; SLONIMSKI, 1956).

A Figura 28 apresenta uma condição de dressagem, onde o rebolo de corte (RC) é perfilado reto. Para garantir uma taxa de remoção de material constante durante a passagem entre rebolos e boa qualidade da peça, o rebolo de arraste (RA) é ajustado, formando assim um vão de retificação cônico.

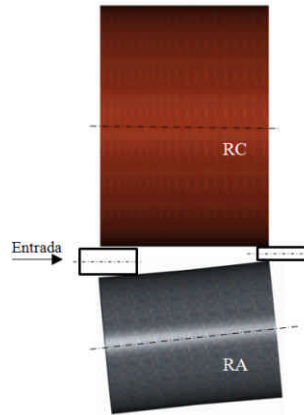


Figura 28 – Rebolo de corte paralelo (WEBER, 1994)

A Figura 29 apresenta uma condição de dressagem do rebolo de corte, onde ambos permanecem paralelos e o rebolo de corte é dressado formando um perfil que varia conforme dimensão e sobremetal da peça. A remoção de material ocorre na largura “ b_{seff} ” do rebolo de corte e a região “ b_{sa} ” define-se o grau de acabamento da peça, como a rugosidade e cilindricidade. O rebolo de corte geralmente é levemente cônico na saída para evitar seu contato com os últimos milímetros da peça. Isto elimina a possibilidade de marcas espirais causadas pela aresta do rebolo no instante em que a peça deixa de tocar o rebolo. A geração de um raio na aresta de saída do rebolo é outro meio de se evitar este contato.

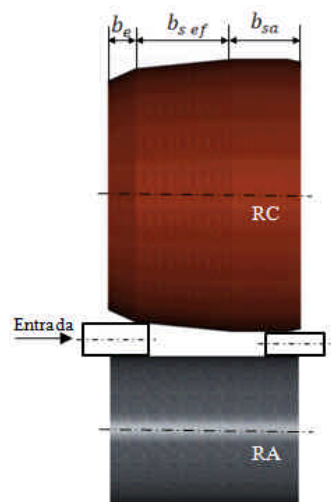


Figura 29 – Rebolo de corte perfilado (WEBER, 1994)

2.8 Deslizamento entre rebolo de arraste e peça

A velocidade de passagem e a rotação da peça ao redor do seu próprio eixo são estabelecidas por meio da inclinação do rebolo de arraste ao eixo horizontal e sua respectivamente rotação. O valor teórico das velocidades periféricas “ v_w ” e de passagem “ v_p ” da peça na retificação centerless de passagem são:

$$v_w = \frac{\rho \cdot D_r \cdot n_r}{1000} \cdot \cos(\alpha_r) \quad [\text{m/s}] \quad (20)$$

$$v_p = \frac{\rho \cdot D_r \cdot n_r}{1000} \cdot \text{sen}(\alpha_r) \quad [\text{m/s}] \quad (21)$$

As componentes de velocidade real periférica e de passagem axial da peça diferem das velocidades teóricas, conforme Figura 30. Durante o processo de remoção de material da peça pelo rebolo de corte na retificação ocorre um deslizamento entre a peça e o rebolo de arraste que está relacionado com o material do rebolo de arraste, acabamento superficial, especificação e relação de diâmetro entre “RA” e “RC”, peso e material da peça, material da régua de apoio, rotação e inclinação do rebolo de arraste. O valor do coeficiente de deslizamento periférico (g_a) varia entre 1,7 a 8% (SLONIMSKI, 1956).

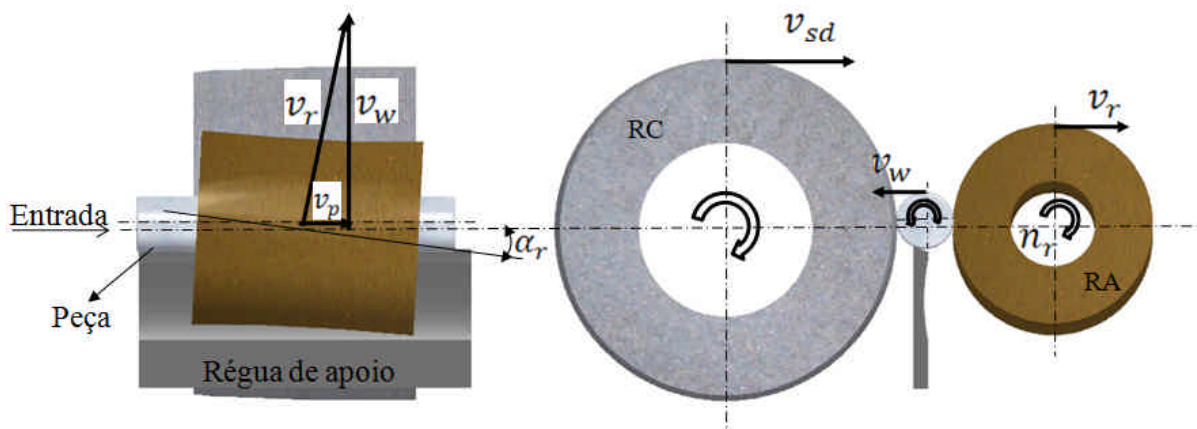


Figura 30 – Velocidade de passagem da peça (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

A grandeza coeficiente axial de deslizamento depende do ângulo de inclinação do rebolo de arraste (SLONIMSKI, 1956). Considerando o coeficiente de deslizamento, tem-se a seguinte equação para cálculo da velocidade real de passagem:

$$v_{pe} = \frac{100 - g_a}{100} \cdot v_p \quad (22)$$

A Tabela 06 apresenta os valores do coeficiente axial de deslizamento “ g_a ” em função do ângulo de inclinação do rebolo de arraste “ α_r ”.

Tabela 06 - Valores dos coeficiente axial de deslizamento em função de “ α_r ” (SLONIMSKI, 1956)

α_r [°]	g_a [%]
1,5	3,5 a 2,5
2,0	4,0 a 3,2
2,5	4,5 a 3,8
3,0	5,5 a 4,5
4,0	6,5 a 5,5
5,0	7,5 a 6,5
6,0	8,0 a 7,0

2.9 Refrigeração na retificação centerless

Conforme Klocke e König (2005) o fluido refrigerante desempenha funções primárias e secundárias.

As funções primárias são:

- Redução do atrito entre o grão abrasivo e a peça por meio da ligação de uma película permanente de lubrificante;
- Manter o rebolo e a peça a uma temperatura adequada, por meio da absorção e transporte de calor. Se um calor excessivo for produzido durante a operação de retífica, os cavacos aquecidos aderem com facilidade à face do rebolo do que quando

estão a uma temperatura mais baixa, causando o “empastamento” (entupimento dos poros) do rebolo;

As funções secundárias são:

- a. Transportar o cavaco e promover a limpeza do rebolo e peça por meio da instalação de bicos ejetores auxiliares, distribuídos na periferia do rebolo;
- b. Possuir características anti-corrosivas para impedir a oxidação da máquina e da peça que está sendo retificada;
- c. Influencia sobre a forma de cavaco obtido. Diminuem o efeito da ductilidade do metal que está sendo retificado.

A partir disso é possível deduzir as exigências das propriedades do fluido refrigerante, como por exemplo, combinação favorável da condutibilidade térmica e calor específico, assim como boas propriedades lubrificantes. Fora isso, evitar a formação de espuma e vapores, possuir boa estabilidade e evitar o efeito toxicológico.

Os diferentes tipos de fluidos refrigerantes diferenciam-se levando em consideração suas propriedades. Para emulsões e soluções o calor específico é cerca de duas vezes maior e a condutibilidade térmica até cinco vezes a mais que os óleos. Porém, os óleos possuem como vantagens uma melhor oleosidade e pouca geração de calor, compensando a baixa condutibilidade térmica (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

2.10 Classificação dos fluidos de corte

Cada tipo básico de fluido de corte apresenta características, vantagens e limitações distintas. Runge e Duarte (1993) e Bianchi (2004) agrupam os fluidos de corte em quatro tipos básicos:

- Óleos de corte ou fluido de corte (integral ou aditivado);
- Fluidos de corte solúveis em água:
 - Emulsionáveis convencionais
 - Emulsionáveis semi-sintéticos
 - Soluções (fluidos sintéticos);

- Gases;
- Pastas e lubrificantes sólidos.

Os óleos de corte têm como composto o óleo mineral, podendo ser usado no estado puro ou aditivado. Atualmente, esses óleos apresentam base parafínica, em sua maioria, compostos aromáticos policíclicos que se não forem destruídos durante o processo de formação do óleo e de corte por meio de forte hidrogenação, podem causar câncer ou dermatites (BIANCHI, 2004). Para Diniz (2004), os óleos de corte geralmente são melhores lubrificantes que os óleos solúveis, produzindo um valor de “G” (volume de material removido/ volume de rebolo gasto) maior, menores força de corte e melhores qualidades superficiais. A presença de água pode ter um efeito adverso na resistência do grão abrasivo e da liga, promovendo o desgaste frágil quando se utiliza óleos solúveis, mas principalmente à sua habilidade de reduzir o desgaste dúctil, reduzindo a formação da área plana no topo do grão abrasivo.

Os fluidos de corte solúveis em água variam entre emulsões e soluções, dependendo da constituição básica de corte solúvel concentrado (óleo mineral ou sais orgânicos e inorgânicos, respectivamente), da presença e do nível de emulgadores no concentrado.

Nas emulsões, o óleo mineral está disperso em forma de gotícula na água, devido à presença de emulgadores que “quebram” o óleo mineral em minúsculas partículas, mantendo-as dispersas e conferindo às mesmas cargas repulsivas, evitando a sua coalescência. Apresentam menor poder de lubrificação e maior poder refrigerante que o óleo integral. Todavia, necessitam de cuidados especiais em relação à qualidade da água utilizada, ao controle de microorganismos, ao “*pH*” e à concentração da emulsão.

Os óleos semi-sintéticos (microemulsões) possuem uma pequena porção de óleo mineral em sua constituição, sendo utilizado misturado em água, formando desta forma uma emulsão muito fina, semelhante às soluções (RUNGE e DUARTE, 1993). Segundo Sales

(1999), as microemulsões apresentam em sua composição de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado, aditivos e compostos químicos que se dissolvem na água formando moléculas individuais. Observa-se que a menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde.

Os fluidos sintéticos são soluções químicas constituídas de materiais orgânicos (sais) e inorgânicos dissolvidos em água, não contendo óleo mineral. Em geral, permitem rápida dissipação de calor, bom controle dimensional, poder detergente otimizado e visibilidade da região de corte. Facilidade no preparo da solução, elevada resistência à oxidação do fluido e à ferrugem. A desvantagem na utilização desse tipo de fluido é o baixo poder lubrificante, a formação de compostos insolúveis e de espuma para determinadas operações de retificação (BIANCHI, AGUIAR e PIUBELI, 2004).

2.10.1 Utilização de bicos ejetores de refrigeração

A eficiência do fluido não é determinada somente por meio das propriedades físicas e químicas, mas também em decorrência da aplicação correta do fluido na região de corte, interface peça – rebolo. A aplicação correta significa tanto a vazão e pressão, assim como construção e posicionamento dos bicos de refrigeração (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

A Figura 31-I apresenta o tradicional “bico de jato livre”. Essa forma construtiva para a saída do fluido não é adequada devido ao crescimento na utilização de fluidos à base de água (com reduzida densidade), que sofrem grande dispersão e se perdem na região de corte devido à barreira de ar gerada em torno do rebolo, pela sua rotação. Essa barreira de ar é vencida, igualando-se a velocidade de saída do jato à velocidade periférica do rebolo. Porém, devido a sua forma construtiva, o aumento da pressão da bomba visando aumentar a velocidade de saída do fluido, conduz a um aumento da pressão da dispersão do jato, diminuindo a eficiência do mesmo. Este tipo de bico é extremamente turbulento e utilizado

para baixas pressões de aplicação do fluido na região de corte, o que dificulta a coerência do jato (CATAI, 2004; KLOCKE e KÖNIG, 2005).

A Figura 31-II apresenta bico ejetor com elementos condutores, nesse tipo de bico, as diferentes geometrias dos elementos condutores, associados com a velocidade de corte e vazão do fluido, influenciam as condições desfavoráveis de fluxo, como refluxos, separações de fluido e turbulências. Contudo, para a obtenção de um processo ideal para esses bicos, é necessária uma combinação adequada da vazão do fluido e velocidade de corte, além da utilização da forma correta de disposição dos elementos condutores no interior do bico, para se evitar a separação do fluxo (BRINKSMEIER *et al.*, 2001).

A utilização de bicos de refrigeração tipo sapata, conforme Figura 31-III é uma possibilidade de combinar o emprego de um elemento raspador como barreira à camada de ar e uma alimentação de fluido com velocidade de saída próxima a velocidade do rebolo. A sapata é ajustada ao perfil do rebolo por retificação, até que a folga entre o rebolo e a sapata se restrinja em espaços vazios entre os grãos. Dessa forma, a camada de ar é desviado pelo bico e, ao entrar em contato com a câmara repleta de fluido no interior da sapata, o rebolo funciona como uma bomba centrífuga que acelera e direciona o fluido que se encontra no volume de poros do rebolo para a região de corte (WEINGAERTNER, 2007).

Outro conceito de aplicação do fluido refrigerante é por meio da utilização de tubos ejetores de refrigeração, apresentado na Figura 31-IV. O fluido é distribuído na zona de contato rebolo – peça por meio de vários tubos. Os tubos podem ser ajustados conforme a geometria do rebolo de corte. Esse novo conceito de sistema de alimentação de fluido refrigerante apresenta fluxo de refrigeração laminar, o que propicia a redução da quantidade necessária de fluido ao mesmo tempo a redução de danos térmicos na peça e ferramentas. Apresentam resultados otimizados principalmente para processos que requerem altas taxas de

remoção de material e com materiais a base de níquel e titânio (FRIEDRICH, 2006; KLOCKE e KÖNIG, 2005).

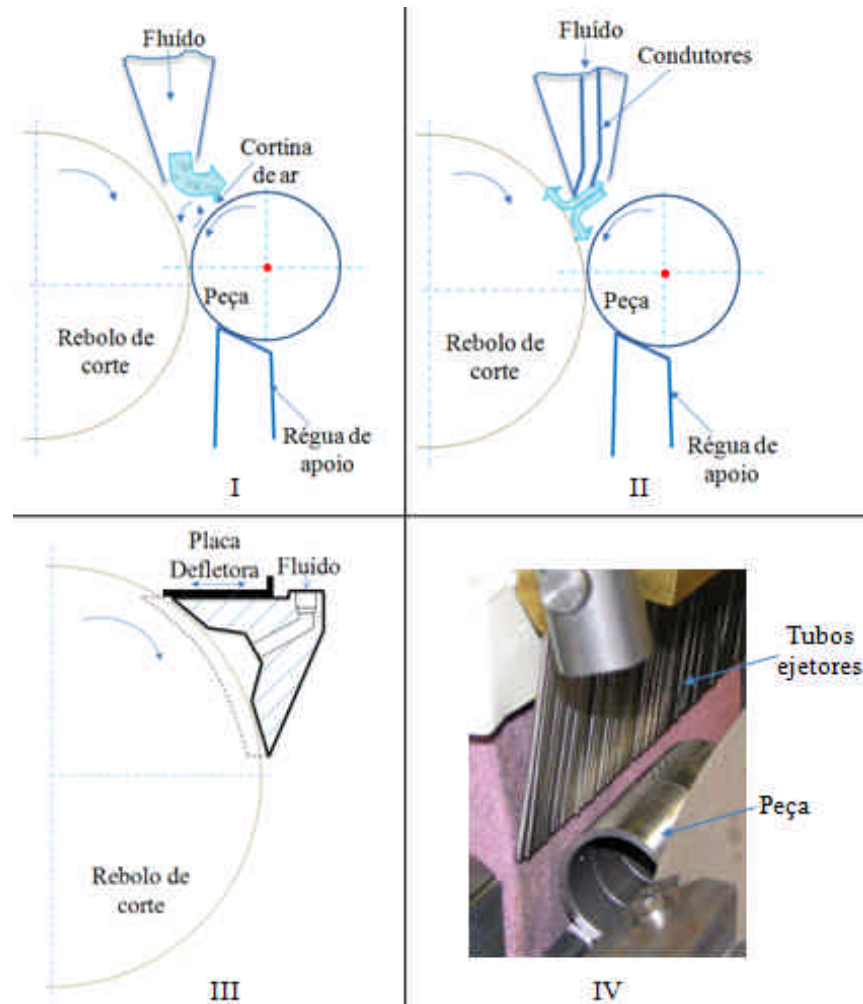


Figura 31 – Bicos ejetores de fluido refrigerante (I-IV) (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

Segundo Klocke e König (2005), Bianchi e Aguiar (2002), além do aprimoramento do desenho dos bicos ejetores de fluidos, outra maneira de se atenuar ou mesmo eliminar a camada de ar gerada pela alta rotação do rebolo é pela utilização do sistema de defletores, que também possui a função de eliminar o ar gerado pela elevada rotação do rebolo, o qual dificulta a aplicação correta do fluido na região de corte, conforme apresentado na Figura32.

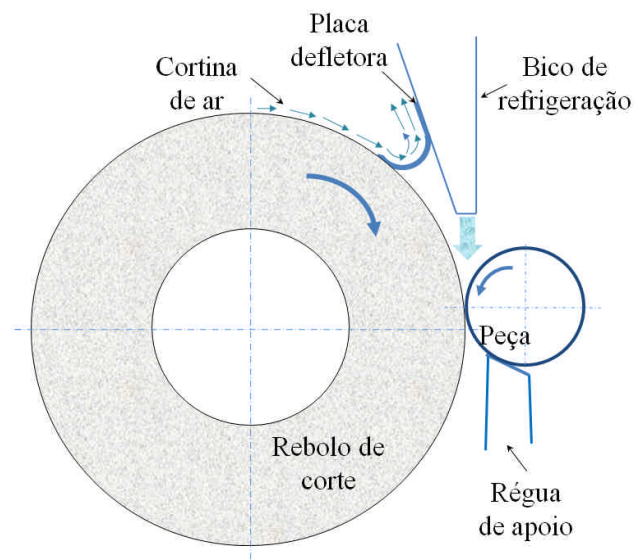


Figura 32 – Bico de refrigeração com defletor (OTT, 1988)

2.10.2 Refrigeração no processo de dressagem

O diamante decompõe-se acima de uma temperatura de cerca de 750 – 900 °C, ou seja, queima e perde com isso sua dureza e rigidez. Dependendo da possibilidade de dissipação de calor, esse efeito pode ser reduzido ou quase que eliminado por completo.

Para cada processo de dressagem deve-se utilizar um sistema apropriado de refrigeração. Para isso, seria necessário o desenvolvimento de bicos especiais de refrigeração para cada caso, com formatos exatos e ajustados direto na zona de dressagem. Para ferramentas de ponta única (diamante natural ou sintético) recomendam-se bicos circulares e diamantes com seção circular ou retangular bicos chatos (OTT, 1988).

A vazão e pressão suficiente de fluido refrigerante para dressagem de ferramentas estáticas de dressagem:

- Vazão - 20 – 25 l/min
- Pressão - 1,0 – 1,5 bar (melhor 2,5 – 3,0 bar)

Geralmente utiliza-se para o sistema refrigeração de ferramentas rotativas (rolos e discos dressadores) bicos chatos direcionados. Neste sistema, normalmente utiliza-se dois ou mais

bicos para refrigeração de ferramentas de dressagem rotativas, sendo um jato direcionado para uma parte da zona de contato (rebolo/dressador) e os outros no sentido radial à superfície da ferramenta, resultando na limpeza, bom efeito refrigerante e aumento da vida útil da ferramenta (OTT, 1988).

Recomenda-se utilizar vazão e pressão para cada bico no sistema de refrigeração de ferramentas de dressagem rotativas:

- Rolo com largura até 50 mm - 40 - 50 l/min 8 – 12 bar
- Rolo com largura até 100 mm - 80 – 100 l/min 8 – 12 bar
- Rolo com largura até 150 mm - 120 – 140 l/min 8 – 12 bar

2.11 Caracterização do processo de retificação

Segundo Diniz (2004), faz se necessário a definição de algumas grandezas de importância para a retificação, para entender alguns fenômenos, como o desgaste do rebolo e as forças de usinagem que agem no processo.

2.11.1 Comprimento de contato

Como regra geral, a retificação externa trabalha no sentido discordante, já a retificação centerless o rebolo de corte e peça giram em sentido concordante. Durante a retificação, o rebolo de corte penetra a peça a uma profundidade de corte “ a_e ”, conforme Figura 33. O comprimento de contato “ l_k ” resulta do comprimento do arco de contato “ BP ” em função do pequeno ângulo de contato “ φ_s ” (KLOCKE e KÖNIG, 2005; WEBER, 1994).

$$l_k = \sqrt{a_e \cdot D_s \cdot \frac{D_w}{D_s + D_w}} = \sqrt{a_e \cdot d_{eq}} \quad (10)$$

Onde, “ D_{eq} ” representa o diâmetro equivalente. Da relação (10), resulta para retificação externa centerless a definição:

$$D_{eq} = \frac{D_s \cdot D_w}{D_s + D_w} \quad (11)$$

Sendo, “ D_s ” o diâmetro do rebolo de corte e “ D_w ” o diâmetro da peça.

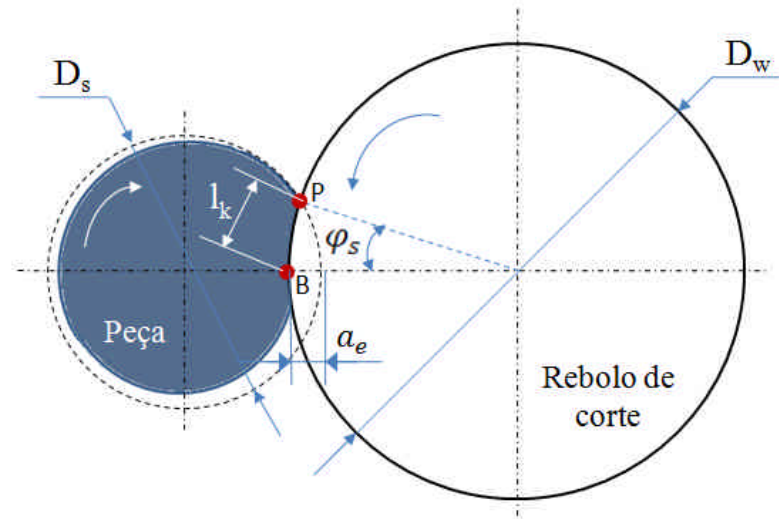


Figura 33 – Representação do comprimento de contato (WEBER, 1994)

2.11.2 Espessura de corte equivalente “ h_{eq} ”

Segundo Peters, *apud* Diniz (2004) esse parâmetro foi desenvolvido para oferecer uma ferramenta prática que permita otimizar as condições de trabalho, sem que haja a necessidade de lançar mão de recursos como ábacos e gráficos. A espessura de corte equivalente é definida como a espessura da camada de material que é removida pelo rebolo, com a velocidade periférica deste, e cuja taxa de remoção específica equivale à taxa de remoção de material que é retirada da peça com o tempo.

Para o processo de retificação centerless de passagem este parâmetro é definido conforme equação 12 (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

$$h_{eq} = \frac{Q_w}{v_{sd}} \quad (12)$$

Sendo:

$$Q_w = \rho \cdot D_w \cdot v_p \cdot b_{seff} \quad (13)$$

Onde:

D_w - diâmetro da peça

v_p - velocidade de passagem da peça

b_{seff} - largura efetiva de corte

O aumento de “ h_{eq} ”, seja pelo aumento da taxa de remoção de material “ Q_w ” ou pela diminuição da velocidade de corte “ v_{sd} ”, causa aumento dos esforços de corte (DINIZ, 2004).

2.12 Mecanismo de formação de cavaco no processo de retificação

A retificação é um processo de usinagem que consiste na remoção de material da peça mediante a utilização de ferramentas abrasivas (rebolos) e, portanto, a abrasão é um fator fundamental na retirada do cavaco (AGOSTINHO, 2004). O rebolo é uma ferramenta com uma quantidade grande de arestas de corte distribuídas de forma aleatória. Cada grão, ao entrar em contato com a peça, possibilita a formação de um cavaco pequeno. Devido à natureza frágil dos materiais abrasivos, esses formam arestas de formas e tamanhos aleatórios quando são fraturados durante a dressagem. Em geral, apenas as partes mais salientes dos grãos formam arestas de corte ativas. Essas são em grande número, suas geometrias são completamente diversas e variam ao longo do tempo, conforme a ferramenta trabalha. Sendo assim, é praticamente impossível estabelecer-se uma forma geométrica segura e definida para uma ferramenta (DINIZ, 2004).

Pode-se estabelecer uma forma hipotética de aresta de corte que possibilita o desenvolvimento de diversas teorias sobre a remoção de cavaco na retificação. O fato de haver uma superfície plana na superfície de folga das arestas, a qual tem área variável, é modelado pelo raio de ponta que aparece na aresta hipotética. Essa forma hipotética é mostrada na Figura

34. Pode ainda determinar-se “ h_{cu} ” como sendo a profundidade prevista de penetração do grão abrasivo sobre a peça. Define-se ainda a grandeza “grau de afiação” como a relação entre “ h_{cu}/ρ_s ” (onde “ ρ_s ” é o raio de ponta do grão, estimado estatisticamente). Com essa forma definida de aresta de corte, pode-se agora formular uma teoria sobre sua interação com a peça a ser usinada, sem, no entanto, se esquecer de que as arestas de corte que agem simultaneamente são em grande número, de distribuição aleatória na superfície do rebolo e com profundidades de atuação diferentes (DINIZ, 2004; KLOCKE e KÖNIG, 2005). Segundo Malkin (1989) a energia específica envolvida no processo de retificação é muito maior do que em outros processos de usinagem, principalmente quando se trabalha com baixos valores de “ h_{eq} ”. Isto ocorre no processo de retificação pelo fato de que apenas uma parcela da energia é envolvida no processo de remoção de cavaco, sendo que a grande porcentagem restante é empregada em outros mecanismos, como por exemplo, o atrito existente entre regiões planas dos grãos e a peça e a deformação plástica da peça antes da formação do cavaco.

Quando uma aresta interage com o material da peça seguindo a trajetória do movimento do rebolo, três regiões podem ser definidas, conforme mostra a Figura 34.

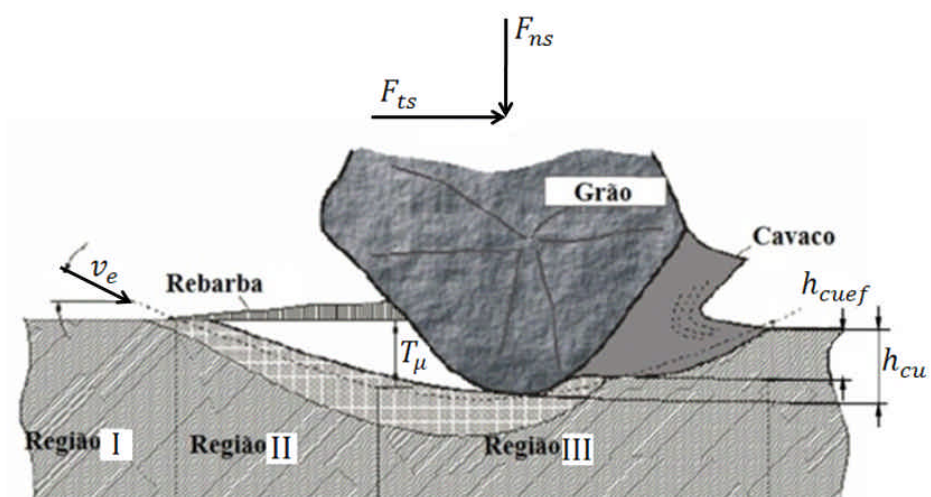


Figura 34 – Formação do cavaco na retificação (KÖNIG, 1980)

Região I - Nesta região a aresta do grão abrasivo age na peça com um ângulo de incidência e uma velocidade efetiva de corte " v_e ". Devido à elasticidade a peça, do grão abrasivo e principalmente da liga, nessa etapa só existem deformações elásticas. A energia é gasta em deformação e atrito da face de folga da aresta com o material da peça.

Região II - Seguindo a trajetória, a aresta do grão aumenta a interação com a peça. A deformação aumenta atingindo o limite plástico do material. Nessa etapa, embora ocorram tanto deformações elásticas como deformações plásticas, ainda não há formação do cavaco. Apenas o material é deformado formando rebarbas laterais ou simplesmente perdendo a parcela de deformação elástica e escoando de volta à posição normal, atritando com a superfície de folga da aresta do grão abrasivo. Uma parcela a mais de energia é despendida na deformação plástica e em atrito nas superfícies laterais e de folga da aresta. Nussbaum (1988) afirma que as deformações ocorrem na fase I e II porque o ângulo de ataque da ferramenta abrasiva é fortemente negativo.

Região III – Conforme a aresta do grão abrasivo prossegue em sua trajetória, aumenta a deformação do material até um valor " T_μ " e a pressão atinge um valor da pressão crítica de corte " P_c ". Essa é a pressão mínima necessária para ocorrer à ruptura do material no processo de corte. A partir desse ponto é que se inicia o corte e conseqüentemente a formação do cavaco e os fenômenos de escoamento e cisalhamento do material ocorrem simultaneamente. Devido à parcela de deformação elasto-plástica resultante das primeiras fases, apenas parte da profundidade prevista de penetração " h_{cu} " é realmente cortada, sendo esta parte chamada de espessura efetiva de corte " h_{cuf} ".

2.12.1 Forças de corte na retificação

Segundo König, *apud* Weingaertner (2007), a força de usinagem que atua sobre o grão abrasivo e sobre a peça durante a fase de ação do rebolo é subdividida em duas componentes:

a força tangencial “ F_{ts} ” no sentido do corte e uma componente normal “ F_{ns} ”, conforme Figura 34. O quociente entre (F_{ns}/F_{ts}) é denominado: relação de força de usinagem. A força de usinagem da ferramenta como um todo é a soma vetorial das forças que atuam momentaneamente sobre os grãos abrasivos isolados da parte da ferramenta em que se está atuando. Por esse motivo, a relação da força de usinagem que age sobre a máquina-ferramenta depende de uma forma bastante intensa da relação da força de usinagem que atua sobre os grãos isolados.

Durante a fase em que se tem apenas o escoamento lateral do material (Figura 34), a força normal com a qual o grão abrasivo deve ser pressionado para dentro da peça é, consideravelmente, maior do que a força tangencial. A relação da força de usinagem, nesse caso, tem um valor relativamente alto. No início da formação do cavaco, a força tangencial aumenta, de forma que a relação de forças diminui. Dessa forma, pode-se constatar que: grãos abrasivos mais afiados com um raio do grão menor e/ou um atrito maior permitem que o início da formação do cavaco se dê mais cedo. Dessa forma, a força tangencial é maior e, portanto, a relação de forças se torna menor.

Ao contrário, grãos abrasivos mais cegos com um raio do grão abrasivo maior e/ou um atrito menor, que atue no sentido de aumentar a fase de escoamento do material, de forma que quando há lubrificação é excessiva, ou, quando o grão abrasivo está demasiadamente cego, deve-se esperar uma relação de força grande. No caso de grãos abrasivos cegos, esses somente atritam contra a peça. O material é apenas deformado plasticamente, sem que haja a formação de cavacos. Com isso, a quantidade de energia dissipada no corte sobre a peça aumenta, comprometendo a qualidade da mesma (KÖNIG, 1980).

2.13 Efeito do erro de circularidade

A principal dificuldade na ajustagem de uma retificadora centerless de passagem está na determinação de valores ideais do ângulo de tangência “ γ ” e ângulo de topo de topo da régua de apoio “ β ” (KLOCKE e KÖNIG, 2005; LINDENAU, 2006; REEKA, 1967). Estes parâmetros influenciam diretamente no erro circularidade da peça.

2.13.1 Mecanismo de formação do erro de circularidade

O erro de circularidade de uma peça cilíndrica é o desvio radial macro geométrico do contorno externo a um formato circular ideal (BECKER, 1965; SCHREITMÜLLER, 1971).

A técnica de medição deste desvio de forma é definida conforme norma DIN 7182 pela diferença entre o menor diâmetro circunscrito (d_i) o maior inscrito (d_e) da superfície da peça, Figura 35.

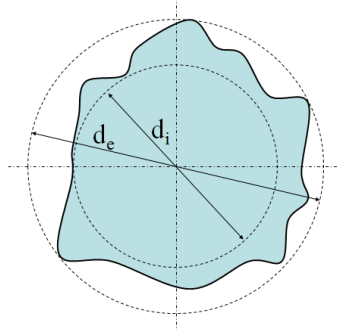


Figura 35 - Erro de circularidade conforme DIN 7182

Mediante a condução e processamento da superfície da peça, pode-se resultar um erro de circularidade. Friedrich (2004) explica esse fenômeno, mostrando como é gerada a forma geométrica da peça durante a retificação.

Em primeiro lugar é considerada uma peça ideal circular com uma circunferência de raio constante e sobre ela encontrar-se uma saliência idealizada, conforme apresentado na Figura 36. O centro da peça localiza-se na mesma linha de centro dos rebolos de corte e arraste. Durante a retificação, a saliência da peça em contato com o rebolo de arraste (ponto R) movimentará a peça contra o rebolo de corte. Diametralmente oposto à saliência, é então

retificada a peça a uma profundidade de corte " a_{e1} ", no ponto de contato (S), conforme Figura 36 I (FRIEDRICH, 2004). Quando a saliência da peça tocar a superfície da régua de apoio (ponto de contato "A") movimentar-se o centro da peça, retificando a peça a uma nova profundidade de corte " a_{e2} ", conforme apresentado na Figura 36 II.

Fazendo-se a retificação nessas condições, um diâmetro constante na peça será obtido, mas não necessariamente na forma circular. No extremo, a forma gerada pode-se tornar triangular, com 03 ondulações (NORTON, 1994).

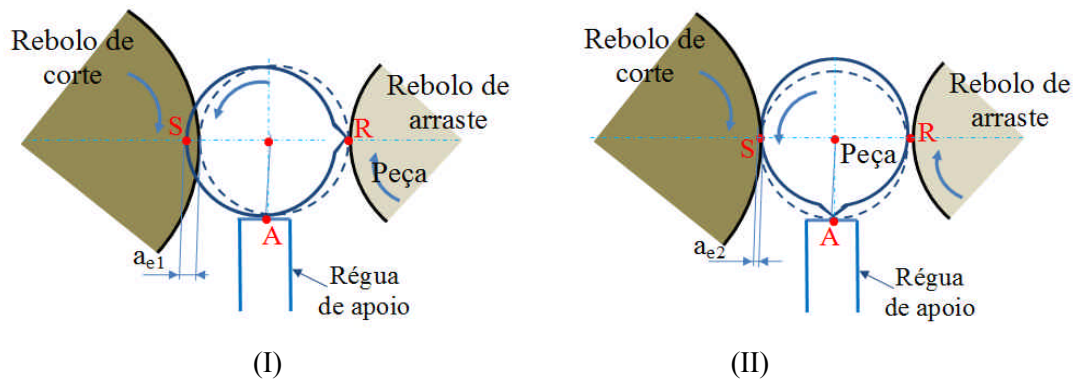


Figura 36 – 1º caso: Mecanismo de formação do erro de circularidade (FRIEDRICH, 2004)

O efeito da circularidade é avaliado, no segundo caso, considerando-se a remoção do material na circunferência de uma peça circular ideal, sem saliência, conforme Figura 37. O processo de remoção de material é realizado pelo rebolo de corte e é garantido por meio da pressão contínua da peça sobre a superfície da régua de apoio e o rebolo de arraste. À medida que é retificada, por meio do contato com o rebolo de corte reduz-se o raio da peça, o resultado é que a cada variação da forma da peça, tem como consequência uma mudança da posição da peça em relação à posição inicial, nos sentidos dos eixos "x" e "y" (FRIEDRICH, 2004; KLOCKE, KÖNIG, 2005; SLONIMSKI, 1956). Os deslocamentos " Δx ", " Δy " gera, portanto, irregularidade na peça, que resulta em outras saliências.

Analisando-se esse fenômeno, fica evidente que a diferença na posição geométrica da peça, pode favorecer, agravar ou não influenciar na caracterização do efeito do erro de circularidade na peça.

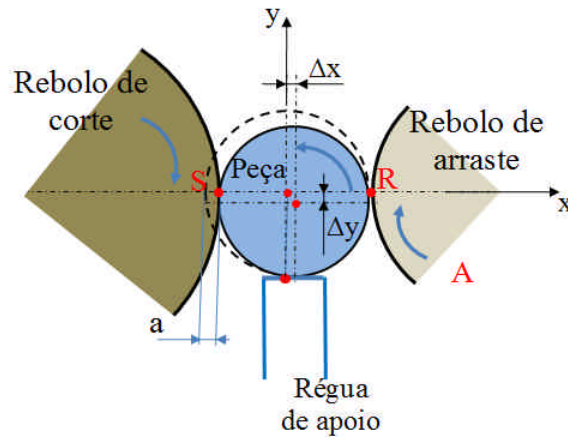


Figura 37 – 2º caso: Mecanismo de formação do erro de circularidade (FRIEDRICH, 2004)

Estes efeitos são corrigidos fazendo-se duas alterações. Primeiramente, a altura da régua de apoio deve ser alterada fazendo com que a peça fique localizada fora da linha de centro dos rebolos. Em seguida, cria-se um ângulo de topo na régua de apoio. Quando o ponto mais alto da peça estiver em contato com o rebolo de arraste, o correspondente ponto não será diametralmente oposto, conforme Figura 38. O erro diminuirá progressivamente e a concentricidade da peça será rapidamente obtida (SLONIMISKI, 1956).

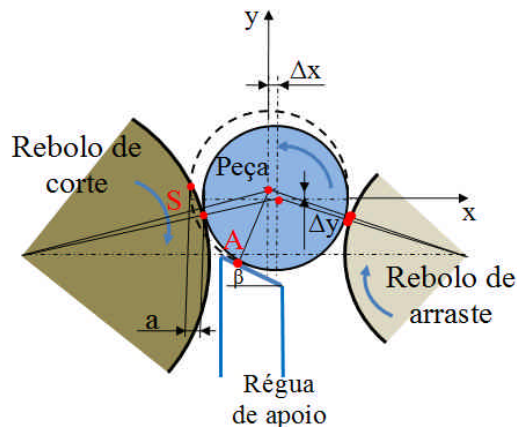


Figura 38 – Posição geométrica da peça (SLONIMISKI, 1956).

A ação corretiva depende muitas vezes, de variáveis, tais como do ângulo de topo da régua de apoio, da dimensão da peça e sua dureza, da velocidade do rebolo de arraste e outros fatores. Considerando-se todos os parâmetros iguais, peças que giram com velocidades mais altas alcançam a forma cilíndrica mais rapidamente do que peças que giram lentamente. O fator limitante é quando a peça começa a vibrar e não obtém as características exigidas de qualidade. A vibração é causada quando a régua é ajustada numa altura muito elevada ou a velocidade demasiada alta. Outra fonte adicional do erro de circularidade em retificação é provocada pela vibração da máquina, que se refere à frequência natural da estrutura da máquina e pode ocorrer em todo sistema de retificação (PETROSKY, 1998).

2.13.2 Teoria da Estabilidade

O ponto de partida para o cálculo da estabilidade geométrica para o processo de retificação centerless, que averigua o coeficiente de estabilidade, foi representado por Reeka (1967) como:

$$G = \frac{\cos(b + g_s)}{\cos(b - gr)} \cdot e^{-i.Z.j_2} + \frac{\sin(g)}{\cos(b - gr)} \cdot e^{-i.Z.j_1} \quad (14)$$

Conforme Figura 39, tem-se:

$$j_2 = \frac{p}{2} - b - g_s \quad (15)$$

$$j_1 = p - b \quad (16)$$

$$g = g_r + g_s \quad (17)$$

$$gr = \tan \left(\frac{\sin(g)}{\cos(g) + \frac{Dr}{Ds}} \right) \quad (18)$$

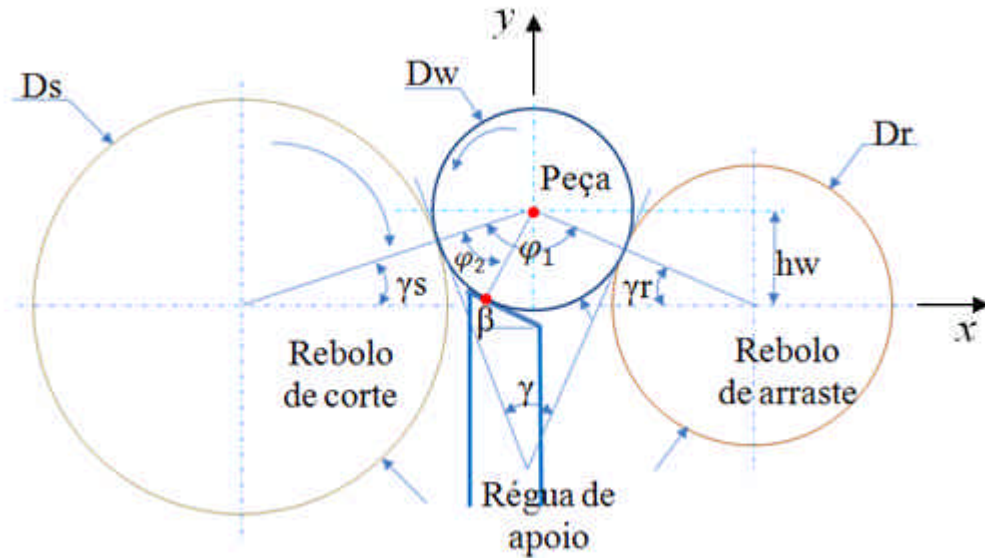


Figura 39 – Vão de retificação centerless (REEKA, 1967)

Sendo:

- G - coeficiente de estabilidade;
- Z - número de ondulações;
- β - ângulo de topo da régua de apoio;
- h_w - altura entre centros;
- φ_1 - ângulo entre pontos de contato: peça-rebolo de corte e peça-régua de apoio;
- φ_2 - ângulo entre pontos de contato: peça-rebolo de corte e peça-rebolo de arraste;
- γ - ângulo de tangência;
- γ_r - ângulo de tangência do rebolo de arraste;
- γ_s - ângulo de tangência do rebolo de corte;
- D_w - diâmetro da peça;
- D_r - diâmetro do rebolo de arraste;
- D_s - diâmetro do rebolo de corte.

Conforme informado anteriormente, quando a saliência de uma peça toca a superfície da régua de apoio ou do rebolo de arraste, ocorre o deslocamento do centro da peça nas direções “x” e “y”, fazendo com que ocorra a variação da profundidade de corte, influenciando no valor do erro de circularidade.

O coeficiente de estabilidade “G” representa o comportamento do deslocamento do centro da peça, permitindo uma afirmação sobre a estabilidade do processo. Considera-se o processo instável, aquele em que durante a retificação ocorre maior deslocamento do centro da peça e maior variação na profundidade de corte, isso agrava o erro de circularidade. O processo ideal (estável) é aquele em que o erro de circularidade é minimizado durante a retificação, ou seja, ocorre menor variação da profundidade de corte.

A definição do coeficiente de estabilidade corresponde para $G < -1$, por exemplo -1.1, um processo instável, isto é, o erro de circularidade mantém-se ou pode aumentar. Para $G > -1$, por exemplo -0.9, resulta-se uma melhoria da circularidade para cada rotação da peça. A região estável do gráfico de estabilidade, no existente erro teórico reproduzido, de acordo com Figura 40, localiza-se para $G = -1$ (LINDENAU, 2006; MEIS, 1980).

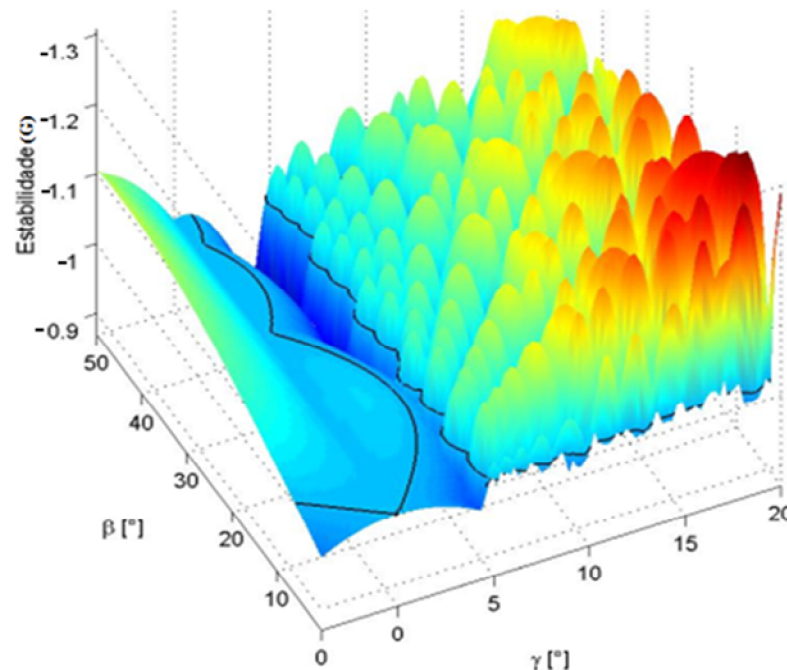


Figura 40 – Gráfico do coeficiente de estabilidade (GONÇALVES e MIRANDA, 2007)

A Figura 41 representa o mapa de estabilidade geométrica, gerado a partir do gráfico de estabilidade. O mapa de estabilidade do processo em particular, indica para cada combinação do ângulo de topo da régua de apoio “ β ” e ângulo de tangência “ γ ” regiões que

caracteriza a estabilidade do processo. As linhas amarelas no mapa de estabilidade indicam o limite de estabilidade do processo, ou seja, valor de $G = 1$. As regiões dentro dos círculos com contornos amarelos representam valores de $G > -1$ (região instável) e fora dos círculos, valores de $G < -1$ (região estável). As regiões coloridas representam o número teórico de ondulações “Z” e pode ser quantificado com auxílio da barra de cores, conforme Figura 41.

Reeka (1967), Meis (1980), Lindenau (2006) consideram o processo estável quando a combinação do ângulo de topo da régua de apoio “ β ” e o ângulo de tangência “ γ ” apresentam no mapa de estabilidade, valor de “Z” maior que 22 e $G = -1$ (linhas amarelas no mapa de estabilidade). Quanto maior o número de ondulações menor o erro da circularidade.

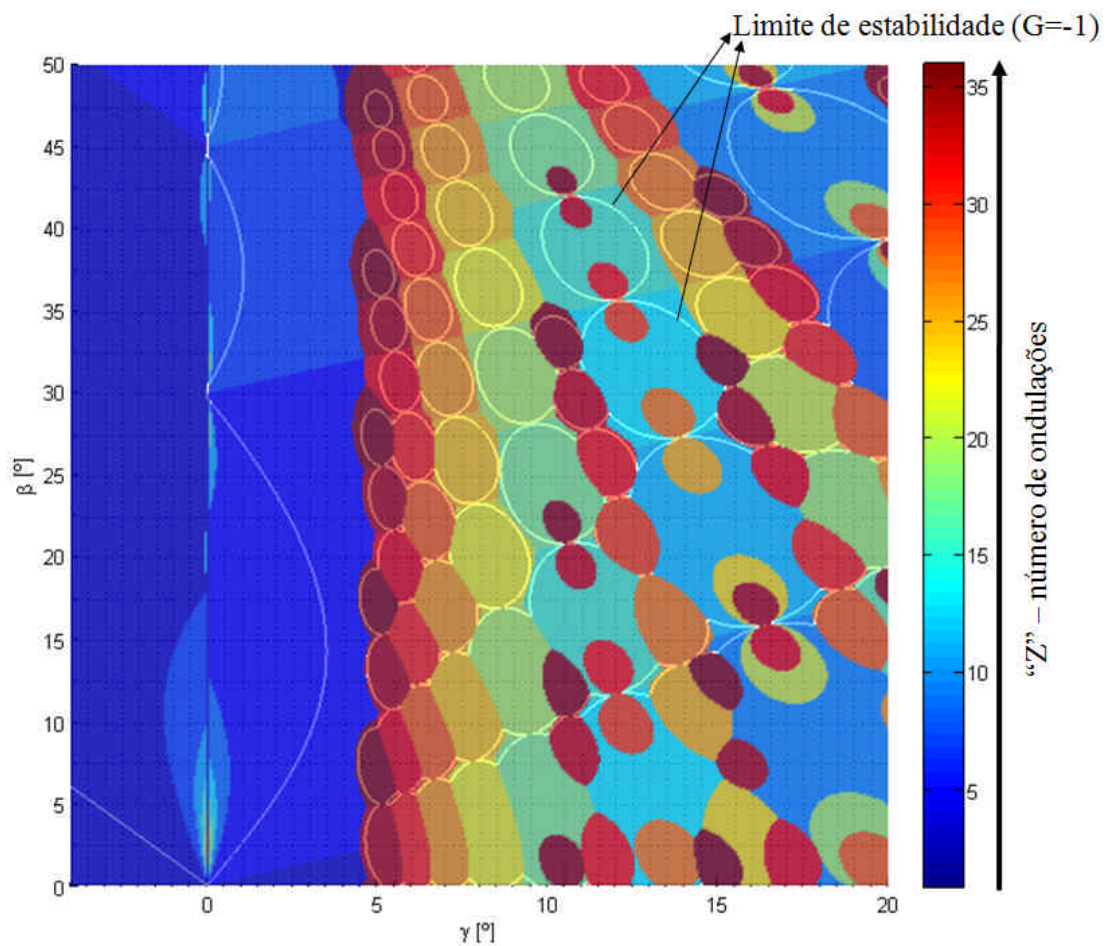


Figura 41 - Mapa de estabilidade para diâmetro do RA= 450 mm e diâmetro do RC= 400 mm (GONÇALVES, MIRANDA, 2007)

2.13.3 Influência do ângulo de topo da régua de apoio na circularidade da peça

O ângulo de topo da régua de apoio é uma grandeza com alta influência na estabilidade do processo de retificação centerless e também na distribuição das forças de corte (BECKER, 1965; FRIEDRICH, 2004). A alteração do ângulo de topo da régua pode mudar o número esperado de ondulações na peça e, conseqüentemente, o valor da circularidade. Pequenas alterações podem minimizar ou agravar a circularidade da peça. Na prática industrial, utilizam-se valores entre 5° a 45° do ângulo de topo da régua de apoio. Valores altos, geralmente, são aplicados para retificação de peças com pequenos diâmetros e respectivamente réguas de apoio finas. A utilização de régua com ângulos íngremes geralmente causa desgastes progressivos na régua e pode levá-la a ruptura.

O valor ideal do ângulo de topo da régua é aquele que representa o maior número de ondulações na peça após a retificação. Este ângulo é determinado analiticamente por meio da “teoria da estabilidade”, proposto por Reeka (1967).

2.13.4 Influência do número de ondulações no erro de circularidade

Conforme Reeka (1967), partindo-se da hipótese de que a circunferência da peça admite a forma aproximada de uma oscilação harmônica, de acordo com a Figura 42, a máxima profundidade de corte “ a_e ” do rebolo de corte na peça pode ser determinada teoricamente como:

$$a_e = \frac{D_w}{2} + \frac{D_s}{4} + \frac{D_s \cdot Z^2}{8} - \sqrt{-\frac{D_w}{4} \cdot (D_s + D_w) + \left(\frac{D_w}{2} + \frac{D_s}{4} + \frac{D_s \cdot Z^2}{8} \right)} \quad (19)$$

Na Figura 42 está representada esquematicamente a profundidade máxima de corte em função do número de ondulações “ Z ” (seção transversal da peça), considerando o diâmetro do rebolo de corte e o diâmetro da peça, constantes.

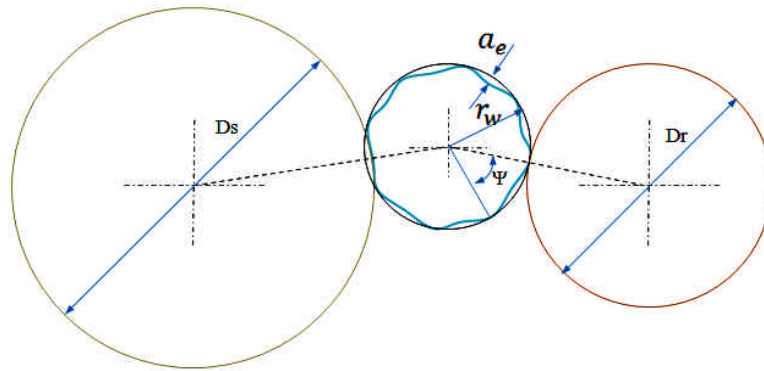


Figura 42 – Representação esquemática da profundidade de corte “ a_e ” (REEKA, 1967)

De acordo com Friedrich (2004), esse efeito representa no processo de retificação centerless o comportamento aproximado da variação da profundidade de corte em função do número de ondulações na peça. Quanto maior o número de ondulações “ Z ”, menor a profundidade de corte “ a_e ” e conseqüentemente menor o erro de circularidade, conforme a Figura 43 a. Uma peça com um número de ondulações $Z = 3$ e profundidade de corte “ a_{e3} ” apresenta erro de circularidade maior do que uma peça com 35 ondulações e profundidade de corte “ a_{e35} ”, conforme Figura 43 b.

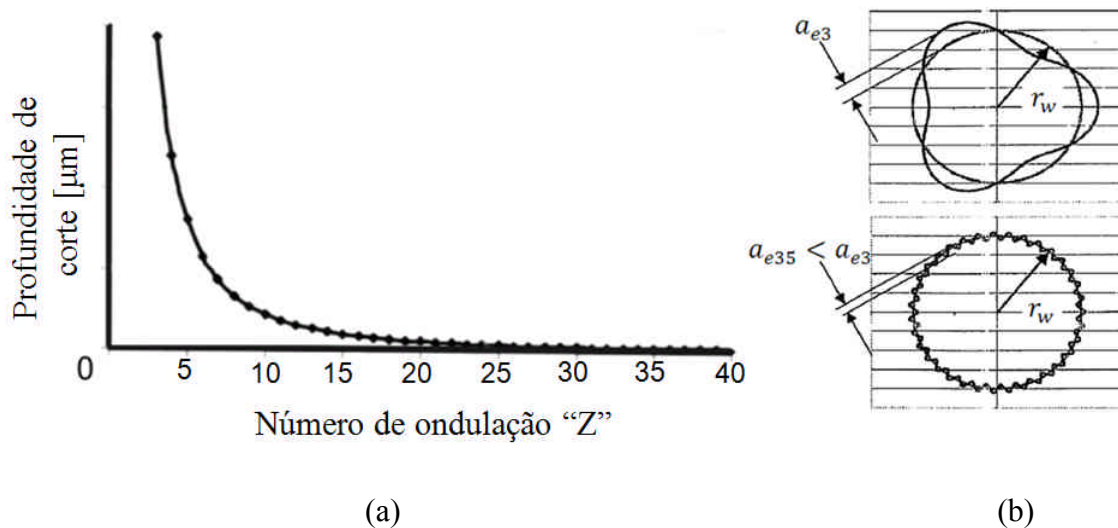


Figura 43 – Variação da profundidade de corte em função de “ Z ” (FRIEDRICH, 2004)

A realização da ajustagem geométrica da máquina deve ser realizada de forma que a peça tenha após o processamento o maior número teórico de ondulações “ Z ”, de maneira a obter-se uma forma cilíndrica com o menor erro de circularidade.

2.14 Comportamento dinâmico de máquina

Conforme Khater (1998), o desenvolvimento do projeto de uma máquina inclui, além do dimensionamento e determinação dos materiais, cuidados que garantam o desempenho esperado, que estão relacionados com o seu comportamento dinâmico quando em operação. A máquina desenvolve determinada potência líquida que requer a recepção, transformação e fornecimento de energia. O tamanho, forma e material dos órgãos das máquinas, devem ser tais que possam resistir às solicitações impostas, ou seja, as forças internas devem ter uma razoável distribuição, de modo a apresentar equilíbrio durante a operação. Além dos esforços inerentes a essa manipulação de energia, desenvolvem-se também esforços dinâmicos de origem inercial, devido a acelerações envolvidas na cinemática dos mecanismos.

O comportamento dinâmico dos elementos de máquina sujeitos a determinadas cargas necessitam de análise especial, pois esses podem vibrar com certa intensidade e influenciar negativamente na qualidade final da peça durante o processo de usinagem (FERRARESI, 1977; SCHREITMÜLLER, 1971). Conforme Nussbaum (1988), as forças atuantes durante a operação de retificação produzem oscilações e tensões absorvidas pelos elementos estáticos e dinâmicos de forma que não sejam ultrapassados os limites admissíveis para a operação. A rigidez estrutural do sistema de retificação ajuda a evitar vibrações no sentido de obter-se um nível que não afete a qualidade do produto e o desempenho do processo.

Além dos problemas de qualidade do produto durante o processo de retificação, a existência dos elementos vibratórios em uma máquina produz também outros efeitos, tais como: desconforto humano, falhas prematuras dos elementos de máquina, perdas de energia e a redução na performance da máquina (KHATER, 1998).

2.14.1 Vibração no processo de retificação

Segundo Thomson (1978), o estudo da vibração diz respeito aos movimentos oscilatórios de corpos e às forças que lhes são associadas. Todos os corpos dotados de massa e elasticidade são passíveis de vibração.

A vibração na retificação é um fenômeno indesejável, pois resulta em ondulações e rugosidade tanto no rebolo quanto na peça, além de reduzir a produtividade do processo. Em geral, a taxa de remoção de cavacos reduz a vibração do processo, mas aumenta o tempo de corte de uma peça. Além disso, a heterogeneidade da superfície do rebolo demanda dressagem mais freqüentes, principalmente porque a retificação é utilizada quando se deseja boas tolerâncias e rugosidade (HASSUI, 2002).

2.14.1.1 Sistema máquina-peça

A retificação centerless está subdividida em cinco elementos básicos, os quais definem as características da mesma, sendo:

- 1- Berço da máquina;
- 2- Mesa do rebolo de arraste;
- 3- Eixo do rebolo de corte;
- 4- Eixo do rebolo de arraste;
- 5- Régua de apoio.

A Figura 44 representa um sistema de elementos e elos que ilustram uma retificadora centerless. Todos os elementos estão acoplados por meio de mancais, elementos de transmissão – união. Esses elos representam pontos fracos e que suportam cargas durante a operação. A peça é classificada como mais um dos elementos do sistema global. Todos os graus de liberdade, tanto dos elementos de máquina como da peça, que podem influenciar no processo de retificação, foram simbolizados por meio de mola-amortecimento (SCHREITMÜLLER, 1971).

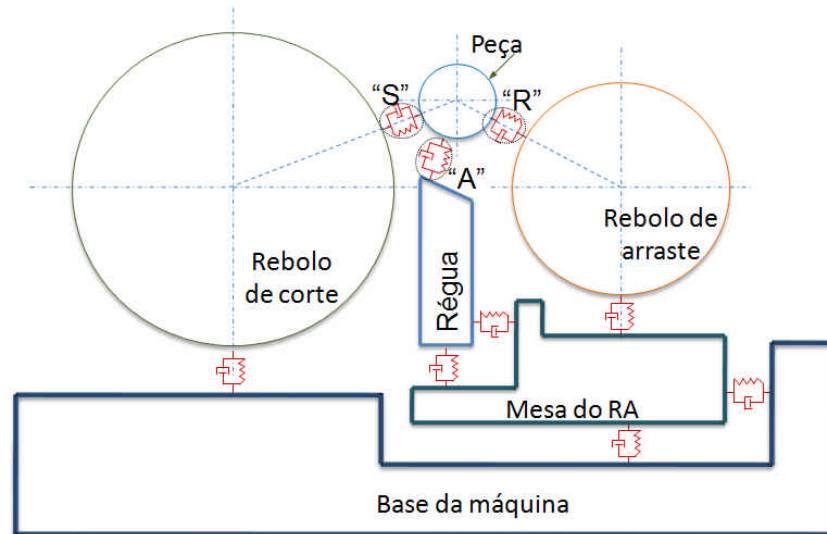


Figura 44 - Modelo dinâmico de uma retífica centerless (SCHREITMÜLLER, 1971).

Conforme Schreitmüller (1971), supondo-se que os rebolos de corte e arraste estão balanceados dinamicamente, o sistema de forças excitantes pode derivar tanto da alteração da força de corte, no ponto de contato “S” entre rebole de corte e peça, da força de contato no ponto “A” entre a peça e régua de apoio como do contato entre peça e rebole de arraste, ponto “R”.

2.14.1.2 Efeito da vibração na circularidade da peça

Na retificação centerless, forma-se o erro de circularidade na forma de uma oscilação harmônica, em virtude dos dados geométricos (ajuste do vão de retífica) e dinâmicos, que dependem da alteração da profundidade de corte entre peça e rebole de corte e rotação dos rebolos e peça, respectivamente.

Durante a retificação, a peça gira a uma velocidade angular “ n_w ” e existe na circunferência um erro de circularidade com um número de ondulações “ Z ”. O produto dessas variáveis resulta a frequência “ f_w ” em que a peça é excitada no sistema retificadora-peça.

$$f_w = n_w \cdot Z \quad (23)$$

A hipótese de que o erro de circularidade é descrito por meio de uma oscilação harmônica, é comprovada traçando o contorno da peça em um sistema de coordenadas lineares, como mostra a Figura 45, em que o contorno da superfície de uma peça retificada, que apresenta cinco ondulações, foi desenvolvido no sistema de coordenadas e aproxima-se de uma função seno.

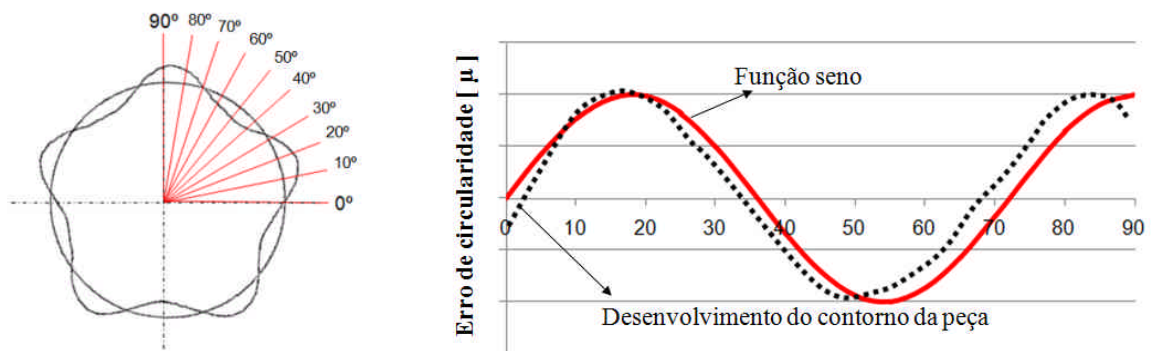


Figura 45 – Contorno de uma peça e uma função seno (SCHREITMÜLLER, 1971).

Essa frequência quando aproxima ou coincide com a frequência natural influenciada pelas forças perturbadoras localizadas nos elementos (rebolo de corte, rebolo de arraste, régua de apoio e mesa do rebolo de arraste), torna o processo de retificação instável dinamicamente, (SCHREITMÜLLER, 1971). Conforme Almeida (1987), se uma componente periódica da função excitadora aproxima-se de uma frequência natural do sistema, existirá uma condição ressonante. Se essa condição existir em alguma velocidade específica, essa velocidade é chamada de velocidade crítica. Portanto, é fundamental no processo de retificação conhecer as velocidades críticas da peça, evitando-se a manifestação do fenômeno de ressonância e, conseqüentemente de erros característicos no contorno da peça, agravando a circularidade da peça.

2.14.1.3 Ressonância no processo de retificação

Nussbaum (1988) explica que quando um sistema está em movimento oscilante, ou seja, vibrando numa frequência natural, sofre a ação de uma força perturbadora constante com um período igual a “ f_0 ”, esta, aumenta violentamente a sua amplitude, podendo atingir um valor que é capaz de causar a ruptura do sistema oscilante, conforme Figura 46.

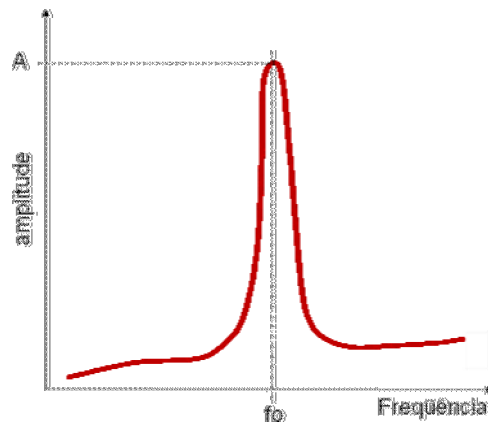


Figura 46 – Fenômeno da ressonância (NUSSBAUM, 1988)

No caso de um eixo de uma retificadora com rebolo esse fenômeno pode acontecer, manifestando oscilações mais ou menos violentas. Quando aparece algum defeito estrutural na peça (ou no rebolo) modificam-se as superfícies do rebolo e peça, provocando uma vibração que pode ser igual à frequência natural, predominante do sistema peça – rebolo - máquina. A força gerada no rebolo para corrigir o defeito na peça, na rotação sucessiva, criará uma nova vibração da mesma frequência natural, então o sistema excitado por uma força de frequência constante igual à natural entrará em ressonância, vibrando com uma grande amplitude. Se essa amplitude for maior do que a profundidade (ou amplitude) do defeito da peça que causou a primeira vibração, a operação torna-se instável, acontecendo à chamada “trepidação regenerativa”.

Em mecânica vibratória chamamos de “velocidade crítica” aquela em que aparece o fenômeno de ressonância. Em geral, um eixo pode ter várias “velocidades críticas” devido a:

- 1- Variação de rpm necessária pela variação do diâmetro (peso) no rebolo;
- 2- Variação da qualidade da peça usinada;
- 3- Estado dos elementos de transmissão, capazes de produzir vibrações diferentes.

2.14.1.4 Sensores de vibração

Sensores de vibração são instrumentos constituídos de um mecanismo medidor associado a um transdutor e podem ser classificados quanto ao referencial em relação ao qual se medem a vibração (RIPPER NETO, 2007). Nesse aspecto podem ser classificados em:

- Sensores relativos;
- Sensores absolutos ou sísmicos.

Os sensores relativos medem a vibração do objeto em relação ao referencial móvel em que está fixado o sensor.

Os sensores sísmicos medem a vibração em relação a um referencial inercial. Esses sensores são utilizados quando há necessidade de medir vibrações em relação a um referencial fixo e não haja disponibilidade de uma base fixa onde instalá-lo. A Figura 47 apresenta um instrumento sísmico montado em um corpo vibratório.

O instrumento consiste de uma massa “m”, uma mola de rigidez “k” e de um amortecedor de constante de amortecimento “c”, colocados dentro de uma caixa, que é ligada ao elemento vibratório. Com esse arranjo, as extremidades da mola e do amortecedor executarão o mesmo movimento que a caixa e sua vibração excita a massa dentro da caixa.

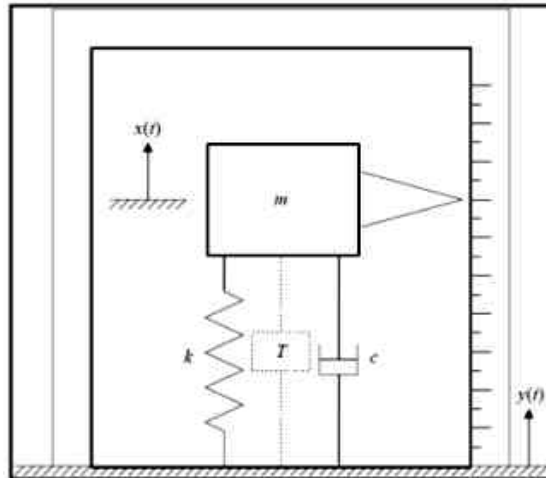


Figura 47 – Sensor absoluto de vibrações (PICOLLI, 2005)

O sinal elétrico fornecido pelo transdutor “T” está associado ao movimento relativo entre a massa inercial e a base do sensor ligada ao objeto cuja vibração absoluta se deseja medir (RIPPER NETO, 2007).

2.14.1.4.1 Acelerômetros Piezoelétricos

São sensores absolutos que medem a aceleração de um corpo vibratório, cujo elemento transdutor é um cristal ou cerâmica piezoelétrica com faces opostas metalizadas. Os acelerômetros são amplamente utilizados em medições de vibrações industriais e terremotos. Uma das vantagens da medição da aceleração é que a velocidade e o deslocamento podem ser obtidos por integração, o que é computacionalmente fácil (PICOLLI, 2005; RIPPER NETO, 2007).

Há dois tipos básicos de construção de acelerômetros piezoelétricos:

- a) Compressão, quando o elemento sensor é solicitado em compressão pela aceleração da massa inercial é pré-comprimida contra o elemento sensor. Estes acelerômetros têm frequência natural alta e baixa sensibilidade, sendo adequados para monitoração de vibração e choque.

- b) Cisalhamento, quando o elemento sensor é solicitado em cisalhamento pela vibração. A frequência natural desses sensores não é tão elevada, a sensibilidade é maior que os do tipo compressão sendo mais adequados à monitoração de vibrações em regime contínuo.

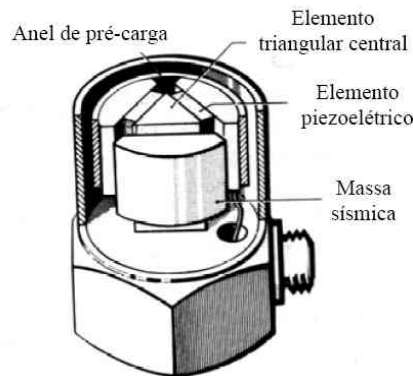


Figura 48 - Sensor piezoelétrico (PICCOLI, 2005)

2.15 Análises de Sinais

A emissão acústica (E.A) pode ser definida como ondas transientes de tensão geradas pela repentina liberação de energia de deformação ou pela liberação de energia de fricção de uma ou várias fontes localizadas numa estrutura. O monitoramento de eventos via E.A tem vasta aplicação no campo industrial, devido a fatores como o baixo custo, flexibilidade de montagem, pequeno tamanho dos sensores, alta sensibilidade, simplicidade na instalação e processamento de sinal (LIU, 1991).

2.15.1 Transformadas de Fourier

A transformada de Fourier, que é bastante utilizada em programas de análise de sinais, é uma operação matemática que converte os sinais obtidos no domínio do tempo para o domínio da frequência. O conceito envolvido nessas operações é que uma função contínua pode ser decomposta em um somatório de termos em seno e co-seno, com amplitudes, fases e períodos específicos (NÓBREGA, 2004).

A quantidade $X(i\omega)$ é a transformada de Fourier de uma função periódica $x(t)$, e as equações 24 e 25 são denominadas como par da transformada de Fourier.

$$X(i\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(\varepsilon) \cdot e^{i\omega \cdot \varepsilon} d\varepsilon \quad (24)$$

$$x(\varepsilon) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} X(i\omega) \cdot e^{i\omega \cdot \varepsilon} d\omega \quad (25)$$

Vibrações, geralmente variam de uma maneira aleatória e a característica de uma função aleatória é a de que não se pode fazer um prognóstico do seu valor instantâneo num sentido determinista. As vibrações aleatórias geralmente não são periódicas, de modo que a análise de freqüência requer o uso da integral de Fourier. As transformadas de Fourier permitem um tratamento mais extensivo do problema da vibração aleatória (THOMSON, 1978).

A transformada de Fourier (ou “*Fast Fourier Transform*” – *FFT*) é um algoritmo computacional mais eficiente e mais rápido que a Transformada Discreta de Fourier (*DFT*), gerando espectros de freqüência, a partir de sinais no tempo, através de um analisador espectral, conforme Figura 49 (NÓBREGA, 2004).

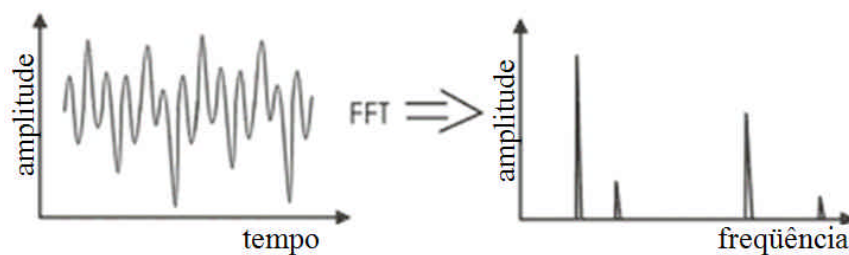


Figura 49 – Sinal do tempo e espectro de freqüência obtido após *FFT* (NÓBREGA, 2004).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Os experimentos realizados no presente trabalho foram desenvolvidos no laboratório de usinagem da Universidade de Taubaté e na unidade de produção UP9 da empresa Schaeffler Brasil Ltda. Nesse capítulo, são descritos os materiais e métodos empregados na execução dos ensaios, apresentando o detalhamento das condições e técnicas adotadas. Tais métodos tinham como objetivo, permitir a captação das variáveis de saída da melhor forma possível. As variáveis de saída analisadas foram os sinais de vibração, captados de maneira direta por meio da instalação de sensor piezo-elétrico na régua de apoio da máquina e a circularidade que exigiu medições nos corpos de peças retificadas, considerando como variável indireta.

Vale ressaltar que os ensaios foram realizados com finalidade de analisar a influência do ângulo de topo da régua de apoio, ângulo de tangência e frequência natural da máquina, na circularidade da peça. Antes de iniciar os ensaios propriamente ditos, foi elaborado um estudo com o objetivo de conhecer a frequência natural da máquina.

3.1 Equipamentos utilizados

Os ensaios para análise da frequência natural da máquina e suas influências na circularidade da peça foram conduzidos em uma retificadora centerless Mikrosa modelo SASL 125 x 250 (Figura 50) com rotação máxima do rebolo de corte 1.750 rpm e 400 rpm para o rebolo de arraste, instalada no laboratório de usinagem da Universidade de Taubaté. Para avaliar a influência do ângulo de topo e ângulo de tangência na circularidade da peça foi utilizada uma retificadora centerless de passagem, modelo Herminghausen SR4 com rotação máxima do rebolo de corte de 1.750 rpm e 400 rpm o arraste, instalada na unidade de produção UP9 da empresa Schaeffler Brasil Ltda, conforme apresentada na Figura 51.



Figura 50 – Retificadora centerless de passagem SASL



Figura 51 – Retificadora Centerless de passagem SR4

3.2 Ferramentas utilizadas nos experimentos

3.2.1 Rebolos de corte e arraste

Os rebolos de corte e arraste utilizados para a retificação dos corpos-de-prova, tanto para retificadora SR4 como a retificadora Mikrosa foram os seguintes:

Rebolos de corte convencional em carbeto de silício (SiC) com granulação 120 e dureza T e rebolo de arraste AR120, ambos da empresa SIVAT Abrasivos.

3.2.2 Dressadores

As operações de dressagem dos rebolos foram mantidas constantes para todos os ensaios. Para tanto, utilizou-se um dressador do tipo conglomerado com dimensões 10x4x10mm para o rebole de corte e dressador natural de ponta única de diamante (20 quilates) para dressagem do rebole de arraste.

3.2.3 Régua de apoio

Para análise da influência do ângulo de topo da régua no erro de forma geométrica e valor da circularidade da peça, foram utilizadas 04 régua de apoio com diferentes ângulos, $\beta = 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ$ e 30° , Figura 52.

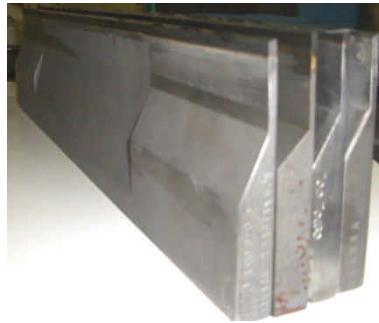


Figura 52 - Régua de apoio

3.3 Material dos corpos-de-prova

Os corpos-de-prova com dimensões de 4,9 mm x 16,4 mm; 10,0 mm x 16,8 mm e 16,0mm x 24,0 mm (Figuras 53 a-c), material 100 Cr6 temperado e revenido com dureza de 60 HRC foram utilizados para realizar os experimentos.

Para análise da influência do ângulo de tangência e ângulo de topo da régua de apoio na circularidade da peça, foram utilizados 100 corpos-de-prova para cada experimento. Para análise de vibração, onde determinou a frequência natural e influência desta no erro de forma

geométrica, foram utilizados 50 corpos-de-prova para cada ensaio. Em todos os ensaios o sobremetal para retificação do corpo-de-prova foi de 0,1mm no diâmetro.

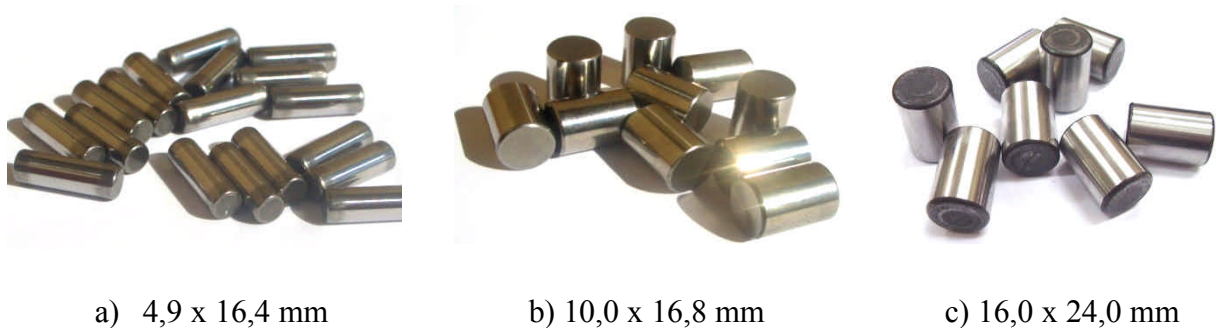


Figura 53 – Corpos-de-prova utilizados nos experimentos

3.4 Instrumentos de Medição

As medições da circularidade dos corpos-de-prova foram realizadas no laboratório de qualidade da Unidade de Produção UP9 da Schaeffler Brasil Ltda, utilizando-se um circularímetro, modelo MWA 100 B desenvolvido pelo centro de tecnologia da SKF, aferido e calibrado antes do início das medições, conforme apresentados na Figura 54. Para cada ensaio realizado, 5 amostras foram retiradas para medir o valor da circularidade e verificar o formato da seção transversal.

As amostras foram limpas com álcool antes de cada medição, para evitar que pequenas partículas abrasivas influenciassem na medição desta variável.



Figura 54 – Circularímetro *MWA 100B*

Para medição da circularidade, foi convencionado posicionar a ponta de medição no centro da peça, conforme a Figura 55.

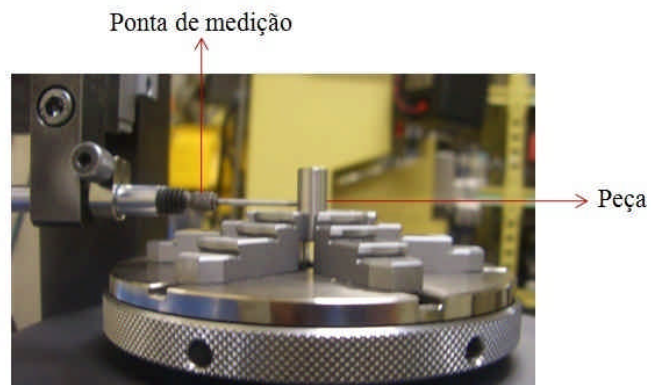


Figura 55 – Medição da circularidade

3.5 Parâmetros de ajustagem da máquina

Para cada tipo de ensaio realizado utilizou-se diferentes parâmetros de entrada. A seguir, são apresentados e caracterizados todos os parâmetros de entrada utilizados nesse trabalho.

3.5.1 Influência do ângulo de tangência

Na Tabela 07 são apresentadas a ordem de condução dos ensaios e valores do ângulo de tangência para análise da influência deste na circularidade do material retificado.

Para estes ensaios, as seguintes condições de usinagem foram utilizadas para retificar o produto 4,9 x 16,4 mm:

- Velocidade periférica do rebole de corte: 45 m/s;
- Rotação do rebole de arraste: 200 rpm;
- Inclinação do rebole de arraste: 2,6°;
- Ângulo de dressagem: 2,54°;
- Ângulo de topo da régua de apoio: 20°;
- Diâmetro do rebole de corte: 400 mm;

- Diâmetro do rebolo de arraste: 350 mm;
- Diâmetro inicial do corpo-de-prova: 5,0 mm.

Tabela 07 – Ordem de realização dos ensaios

Ordem dos ensaios	Ensaio	γ [°]	h_w [mm]	h_d [mm]
5°	1°	0°	0,00	0,00
1°	2°	1°	1,57	1,57
6°	3°	2°	3,13	3,04
9°	4°	3°	4,70	4,61
3°	5°	4°	6,27	6,18
10°	6°	5°	7,84	7,65
12°	7°	6°	9,40	9,22
4°	8°	7°	10,97	10,79
2°	9°	8°	12,54	12,27
7°	10°	9°	14,11	13,84
8°	11°	10°	15,67	15,41
11°	12°	10,5°	16,45	16,88

Foram realizados 12 ensaios, variando o ângulo de tangência e a altura do corpo-de-prova em relação ao centro do rebolo de corte e altura do dressador de ponta única. A cada variação da altura do dressador foi necessária a dressagem do rebolo de arraste para manter a geometria desejada e garantir a trajetória retilínea da peça ao longo do vão de retificação. Para manter a mesma ação do corte, o rebolo de corte foi dressado a cada ensaio.

3.5.2 Influência do ângulo de topo da régua de apoio

Para estes ensaios, as seguintes condições de usinagem foram utilizadas:

- Velocidade periférica do rebolo de corte: 45 m/s;
- Rotação do rebolo de arraste: 200 rpm;
- Inclinação do rebolo de arraste: 2,6°;
- Ângulo de dressagem: 2,54°;
- Ângulo de tangência: 10,5°;
- Altura do dressador: 16,2 mm;
- Diâmetro inicial da peça: 5,0 mm;
- Diâmetro do rebolo de corte: 400 mm;
- Diâmetro do rebolo de arraste: 350 mm;
- Ferramenta de dressagem: dressador conglomerado (seção retangular), $b_d = 10\text{mm}$.

Foram realizados 4 ensaios, utilizando réguas de apoio com os seguintes ângulos de topo: 15°, 20°, 25° e 30°.

Para estes ensaios, o rebolo de arraste foi dressado somente durante ajustagem da máquina e o rebolo de corte dressado a cada ensaio.

3.5.3 Influência da frequência natural da máquina

Com finalidade de verificar a influência da frequência natural da máquina no formato circular (contorno) dos corpos-de-prova, foram realizados experimentos com diversas rotações do rebolo de arraste, fazendo com que o produto entre velocidade angular dos corpos-de-prova e um determinado valor do número de ondulações coincidissem com a faixa da frequência natural da máquina. Foram utilizados dois tipos de corpos-de-prova, com as seguintes dimensões 10,0 x 16,8 mm e 16,0 x 24,0 mm.

As seguintes condições de usinagem foram adotadas:

- Velocidade periférica do rebolo de corte: 45 m/s;
- Inclinação do rebolo de arraste: 2°;

- Ângulo de dressagem: 1,9°;
- Ângulo de tangência: 10°;
- Altura do dressador: 17 mm;
- Ferramenta de dressagem: dressador conglomerado (seção retangular), $b_d = 10$ mm.

3.6 Aquisição e processamento dos sinais

A aquisição de dados deu-se com intuito de determinar a frequência natural do sistema a fim de avaliar a influência desta no formato circular da peça. A emissão acústica gerada foi medida por intermédio de um sensor piezo-elétrico do fabricante PCP conectado na lateral da régua de apoio (Figura 56) de uma retificadora centerless de passagem do fabricante MIKROSA, modelo SASL 125x250, instalada no laboratório de Usinagem da Universidade de Taubaté.

A Figura 57 apresenta o banco de ensaios com os instrumentos utilizados para aquisição de sinais. Os dispositivos utilizados para o sistema de aquisição de dados foram:

- (1) Sensor Piezo-elétrico PCB;
- (2) Computador com *software* LAB VIEW 7.1;
- (3) Amplificador de sinal PCB Piezotronics, modelo 482A 16;
- (4) Placa de aquisição de dados, modelo 16-Bit, 400 kS/s M Series MIO DAQ, Bus-Powered da National Instruments.

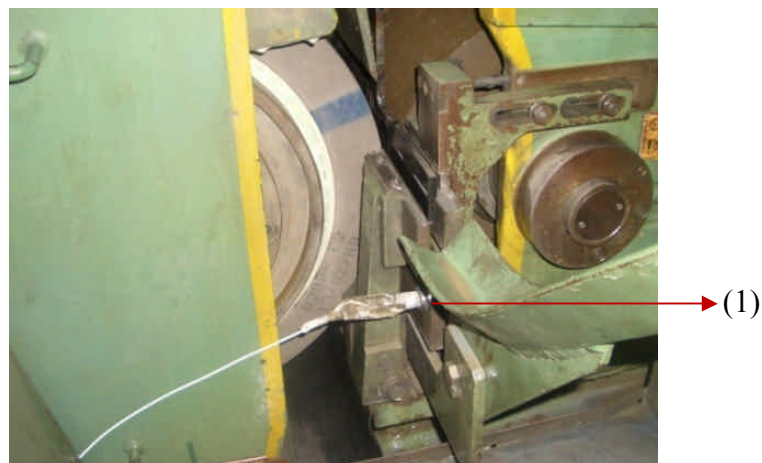


Figura 56– Sensor conectado à régua de apoio

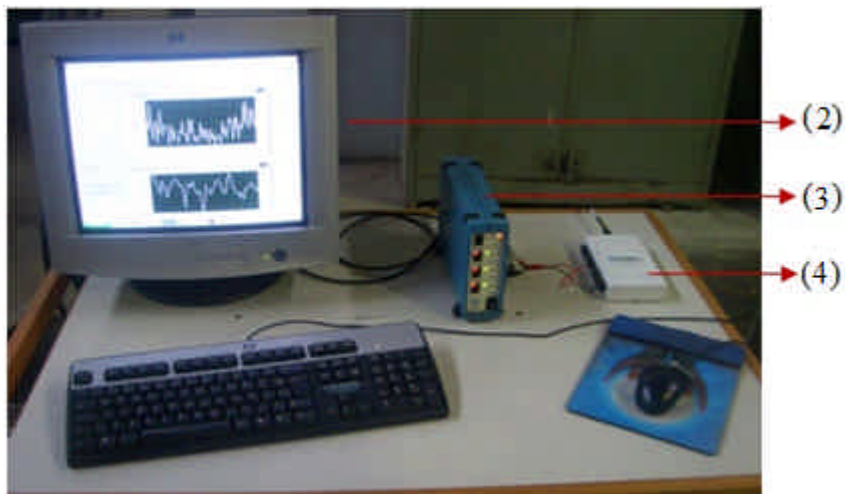


Figura 57 – Sistema de aquisição de dados

Para aquisição do sinal bruto de vibração desenvolveu-se um programa utilizando o *software* Labview 7.1, conforme apresentado no apêndice A. Neste trabalho, utilizou-se um programa bastante simples que lia o sinal adquirido e apresentava-o em uma janela, com armazenamento no computador. A placa de aquisição foi configurada via *software*, utilizando-se o *NIDAQ Channel Wizard da National Instruments*. Nos ensaios, utilizou-se entrada analógica com campo de trabalho bipolar ± 5 V. Do sinal puro de emissão acústica, foram extraídos valores de frequência utilizando-se rotinas com auxílio do *software* Scilab-4.1.2, conforme apêndice B.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, será exposto o *software* desenvolvido para determinar os parâmetros que envolvem a ajustagem de uma retificadora centerless de passagem, o valor da frequência natural da retificadora centerless, obtido a partir da aquisição de dados e os resultados obtidos nos ensaios experimentais para verificação da circularidade em função da variação dos ângulos de topo da régua inferior, ângulo de tangência e frequência natural da máquina.

Ressalta-se que nas Figuras estão representados os valores médios do erro de circularidade obtidos para cada ensaio.

4.1 *Software paramétrico*

A principal dificuldade na regulagem de uma retificadora centerless de passagem está definição de uma estratégia para dressagem do rebolo de arraste e de corte, determinação dos valores ideais do ângulo de topo da régua de apoio e ângulo de tangência, que define a altura “hw” da peça no vão de retífica e as características de circularidade (MEIS, 1980; REEKA, 1967). É nesse contexto que se destaca a necessidade da utilização de um *software* para determinar os parâmetros que envolvem o processo.

O *software* paramétrico foi desenvolvido com objetivo de facilitar a compreensão de fenômenos que ocorrem no processo de retificação centerless de passagem, determinar todos os parâmetros necessários para ajustagem da máquina, gerar perfis dos rebolos de corte e arraste. O *software* contém catálogo com informações úteis para solucionar possíveis falhas e melhorar o processo, recomendações para dressagem dos rebolos de corte e arraste e dados de controle do processo.

Conforme Gonçalves e Miranda (2007), o *software* possibilita verificar o número de ondulações obtido pela peça após a retificação, através de um gráfico bidimensional de contorno gerado a partir do teorema da estabilidade, conforme mostrado na Figura 41. A

Figura indica regiões estáveis e instáveis para cada combinação do ângulo de tangência e ângulo de topo da régua de apoio. As áreas no mapa de estabilidade que apresentam maior número de ondulações “Z” são consideradas como estáveis, ou seja, é possível escolher valor de “ γ ” para uma régua de apoio com um determinado ângulo de topo em que a peça obtém após retificação melhor circularidade

Parâmetros como altura entre centros, ângulo de dressagem, altura do dressador, velocidade de passagem, além de dados de controle do processo, como taxa de remoção de material, velocidade de passagem, ângulos de tangência dos rebolos de corte e arraste são determinados pelo *software*.

A primeira parte do *software*, Figura 58, constitui o ambiente para entrada de dados: diâmetro dos rebolos, ângulo do rebolo de arraste, comprimento do produto a ser retificado, sobremetal e rotação dos rebolos de corte e arraste.

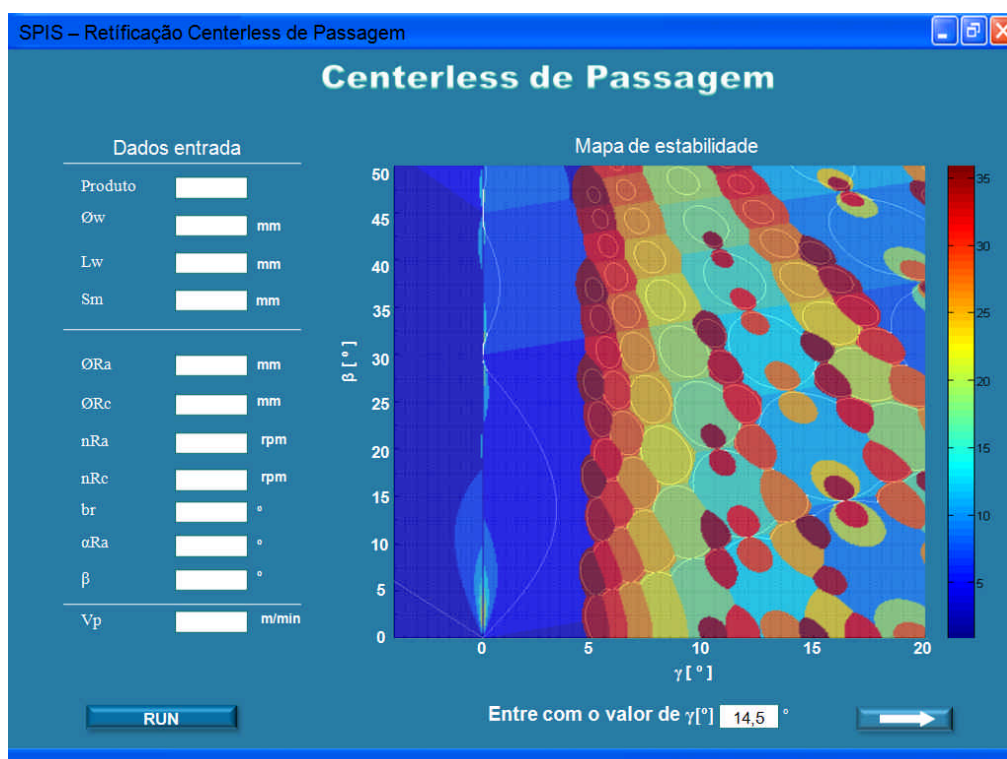


Figura 58 – Entrada de dados do *software* e mapa de estabilidade

Após definição dos dados de entrada gera-se o mapa de estabilidade que define regiões em que é caracterizada a estabilidade do processo. Permite, assim, escolher o valor ideal do ângulo de tangência em função do ângulo de topo da régua a ser utilizada. Esse mapeamento foi baseado nos estudos realizados por Reeka (1967), apresentando-o como “teoria da estabilidade”.

A segunda parte do *software*, Figura 59, determina todos os outros parâmetros necessários para ajustagem do processo de retificação, isto é: altura entre centros, altura do dressador do rebolo de arraste, ângulo de dressagem, os dados para controle do processo, permitindo visualizar o perfil dos rebolos de arraste e corte e por meio do botão “help” acessar o catálogo contendo informações e recomendações para aperfeiçoar o processo.

Antes de utilizar o *software* para cálculo dos parâmetros de usinagem, o processo de retificação centerless de passagem deve ser compreendido para que possa ser produtivo, lucrativo e garanta as qualidades superficiais e dimensionais das peças.

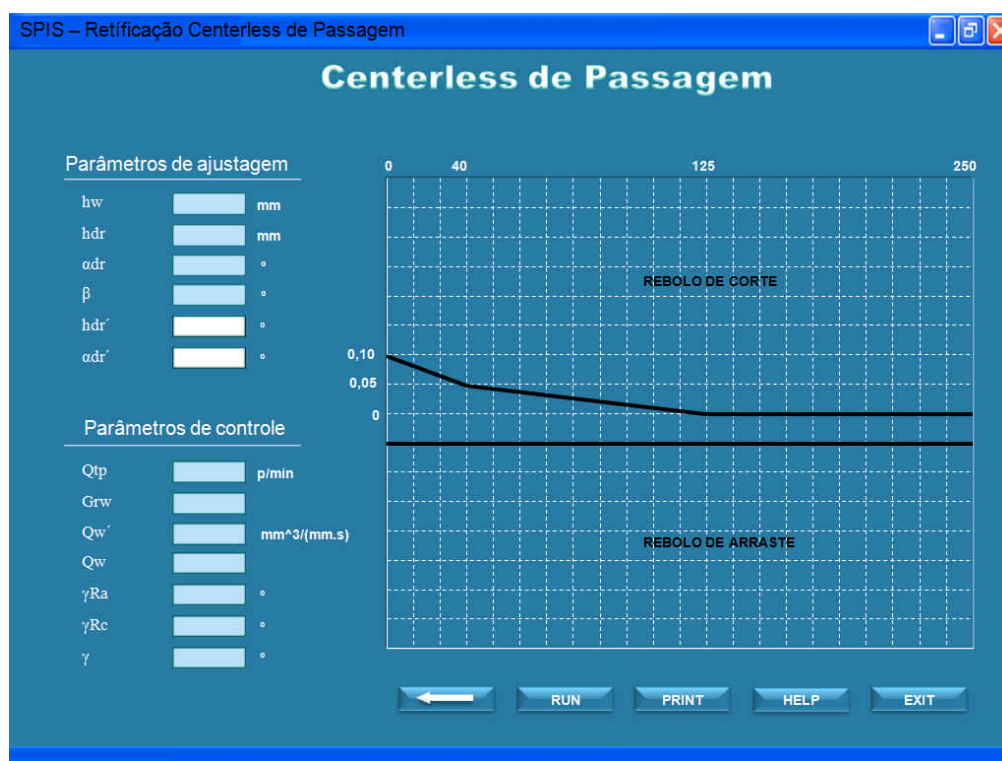


Figura 59 – Dados de saída do *software*

4.1.1 Utilizando o *SPIS* “passo-a-passo”

O “*SPIS*”, *software* paramétrico para retífica centerless de passagem, desenvolvido em *Java* e associado ao *Matlab*, provém de inúmeras possibilidades para otimização do processo de retificação centerless de passagem. Ao ser executado, o “*SPIS*” abre a janela principal que permite ao usuário inserir os dados do processo e gerar mapa de estabilidade.

Para facilitar a utilização do *software* é importante mostrar “passo-a-passo” como trabalhar em cada janela.

A janela principal possui campos de entrada de dados, onde estes são inseridos as unidades de medida, indicadas em frente ao campo de preenchimento de cada dado, conforme mostrado na Figura 60.

Produto	50x100	
Øw	50	mm → Diâmetro da peça
Lw	100	mm → Comprimento da peça
Sm	0,05	mm → Sobremetal
<hr/>		
ØRa	700	mm → Diâmetro do rebolo de arraste
ØRc	200	mm → Diâmetro do rebolo de corte
nRa	150	rpm → Rotação do rebolo de arraste
nRc	1750	rpm → Rotação do rebolo de corte
br	300	° → Comprimento do rebolo de arraste
αRa	3	° → Inclinação do rebolo de arraste
β	20	° → Ângulo de topo da régua de apoio
Vp	23	m/min → Velocidade de passagem
<input type="button" value="RUN"/>		

Figura 60 – Entrada de dados no “*SPIS*”

Em seguida, mova o cursor do *mouse* e clique em “*RUN*”. Após executar essa função, será feito o cálculo pelo software do valor da velocidade de passagem da peça e apresentará o mapa de estabilidade geométrica, conforme indicado na Figura 61.

O mapa de estabilidade fornece ao usuário informações úteis, permitindo escolher o melhor ângulo de tangência de acordo com o ângulo de topo da régua de apoio da máquina.

Para o exemplo dado, sendo $\beta = 40^\circ$ os valores ideais de “ γ ” são $10,5^\circ$ e $14,5^\circ$, onde estes valores representam regiões com valores de “Z” maiores que 30. É importante salientar que o processo é considerado estável para valores de “Z” maiores que 22 e $G = -1$ (contornos brancos dos círculos).

A barra de cores ao lado direito do mapa, auxilia o usuário na escolha das regiões estáveis para cada combinação de “ β ” e “ γ ”, ou seja, regiões vermelhas.

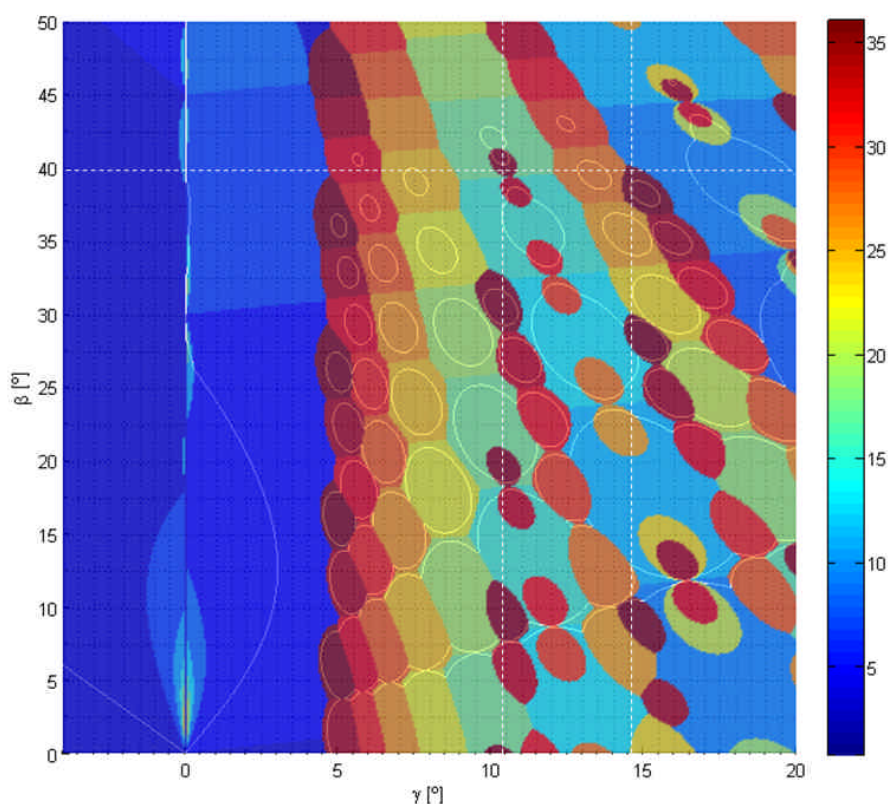


Figura 61 – Mapa de estabilidade, $\beta = 40^\circ$, $\gamma = 10,5^\circ$ e $\gamma = 14,5^\circ$

Após escolha, entre com o valor de “ γ ” no campo indicado, conforme Figura 62 e clique na seta para ir para próxima janela do *software*. Para este exemplo, foi escolhido $\gamma = 14,5^\circ$



Figura 62 – Campo para inserir “ γ ”

A segunda janela do *software* apresenta os parâmetros para ajustagem da retificadora centerless, parâmetro de controle do processo e mostra o gráfico com perfis dos rebolos de arraste e corte.

O *software* permite alterar os perfis dos rebolos alterando os valores da altura de dressagem " h_{dr} " e ângulo de dressagem " α_{dr} ". Com estas alterações é possível definir o vão de retificação gerando os perfis desejados em cada reboło. O *software* sempre gera o valor de " h_{dr} " de modo que a peça percorra uma trajetória paralela ao eixo do reboło de corte. A cada alteração de " h_{dr} " e " α_{dr} " é necessário clicar o botão "*RUN*" (Figura 59), para obter nova configuração dos perfis dos rebolos.

Por meio do botão "*help*", acessa-se todas as informações referentes a cada variável apresentada no *software* (Figura 59).

4.2 Frequência natural da máquina

Para coletar os sinais de vibração da retificadora o acelerômetro, localizado na lateral da régua de apoio, estava conectado a um amplificador com uma placa de aquisição de dados da National Instruments que ligado ao computador armazenava os sinais. Com essa montagem experimental foram realizados 4 ensaios. A cada ensaio, variou-se a rotação do reboło de arraste fazendo-se a alteração da velocidade de passagem dos corpos-de-prova, aumentando os esforços sobre a máquina.

Os sinais adquiridos foram processados utilizando-se o *software Scilab-4.1.2* para gerar os gráficos com os espectros de frequência. A frequência captada pelo sensor que apresentou a maior amplitude e que se repetiu nos quatro ensaios é definida como frequência natural da máquina. As Figuras 63, 64, 65 e 66, mostram a parte real da "*FFT*" da emissão acústica calculada a partir do sinal puro de vibração.

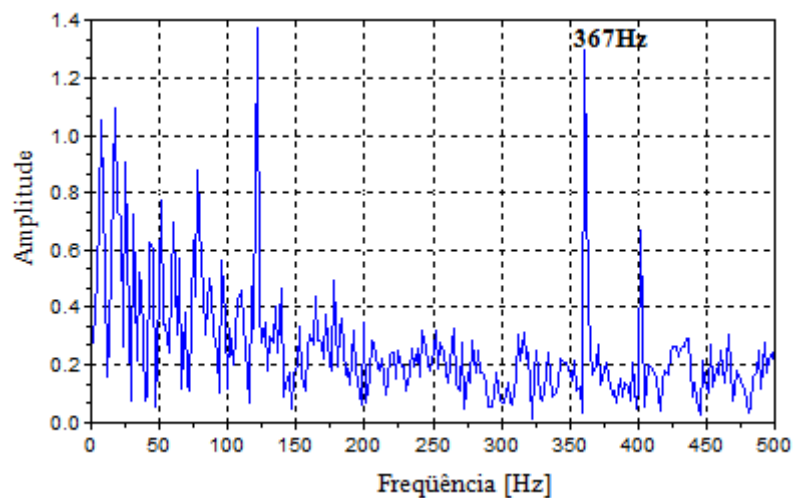


Figura 63 – Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 22 rpm.

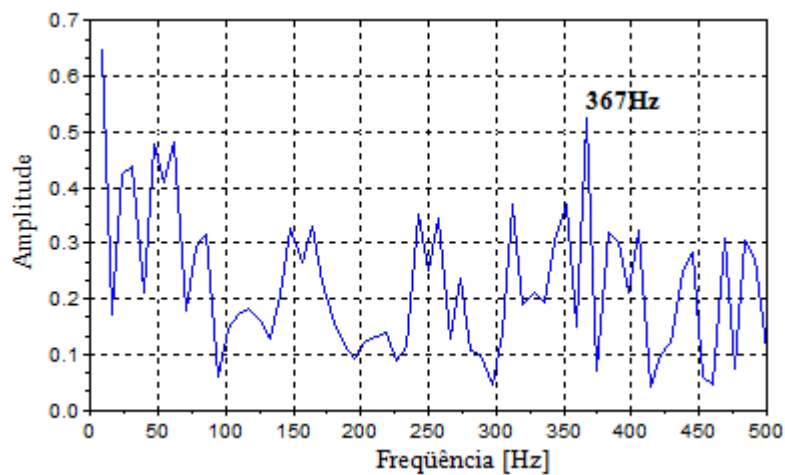


Figura 64 – Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 56 rpm.

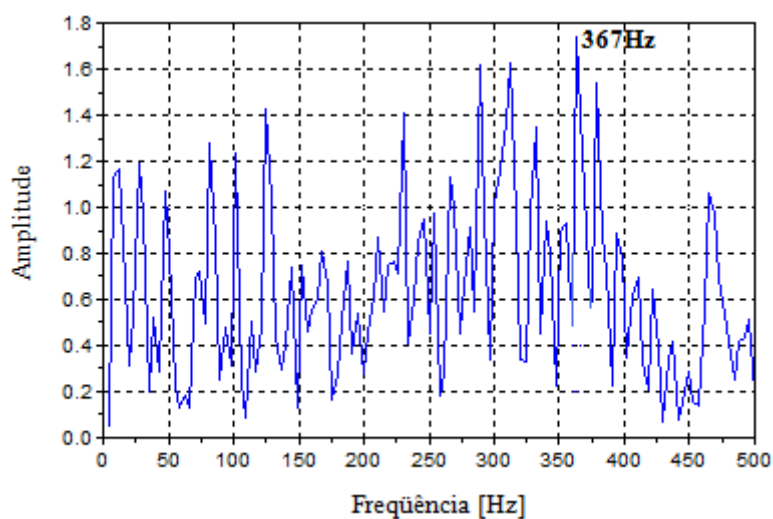


Figura 65– Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 112 rpm.

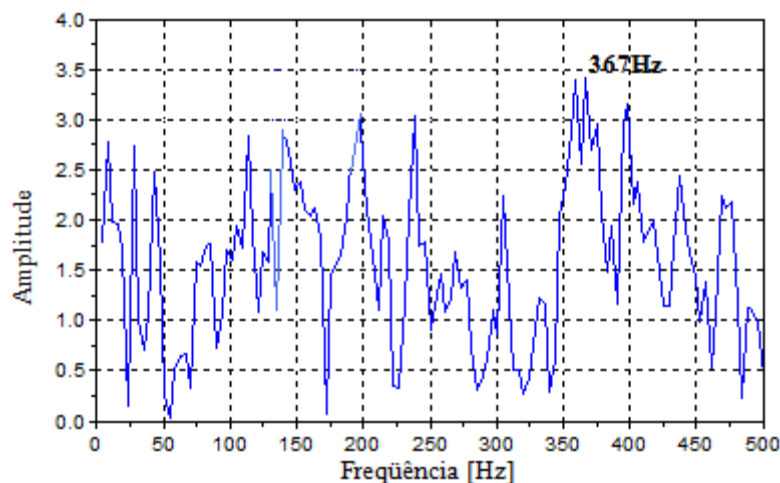


Figura 66 – Espectro de frequência - rotação do rebolo de arraste de 120 rpm.

Pode-se observar nos gráficos 63-66 que os sinais processados provenientes do sensor conectado à régua de apoio para os quatro ensaios possuem maior amplitude próxima à frequência de 367 Hz, definido-a com frequência natural da máquina.

4.3 Influência do ângulo de topo da régua de apoio na circularidade da peça

Um dos fatores que influenciam a circularidade no processo de retificação centerless, é a variação do ângulo de topo da régua inferior. Esse efeito pode ser visualizado no mapa de estabilidade, onde o número de ondulação define a estabilidade do processo para cada combinação do ângulo de tangência com o ângulo de topo da régua de apoio, isso considerando os diâmetros do rebolo de arraste e rebolo de corte constantes. Para cada variação destas grandezas, varia-se o número teórico de ondulações “Z” apresentado no mapa de estabilidade.

As combinações dos ângulos de topo da régua de apoio em 15°, 20°, 25° e 30° com o ângulo de tangência constante de 10,5° indica no mapa de estabilidade (Figura 67) regiões com diferentes valores de “Z”. Para $\beta = 15^\circ$ e 25° , representa região de instabilidade, pois os valores de Z são menores de 22. Para $\beta = 20^\circ$ e 30° , indica no mapa de estabilidade um processo estável, ou seja, apresentando valores de “Z” maiores que 22.

No mapa de estabilidade geométrica torna-se evidente que pequena variação do ângulo de topo da régua representa grandes mudanças no valor da circularidade e erro de forma geométrico. Neste ensaio o mapa de estabilidade foi gerado para comparar o valor do número teórico de ondulações “Z”, calculado analiticamente, com o valor da circularidade dos corpos-de-prova após a retificação, em função da variação do ângulo de topo da régua de apoio.

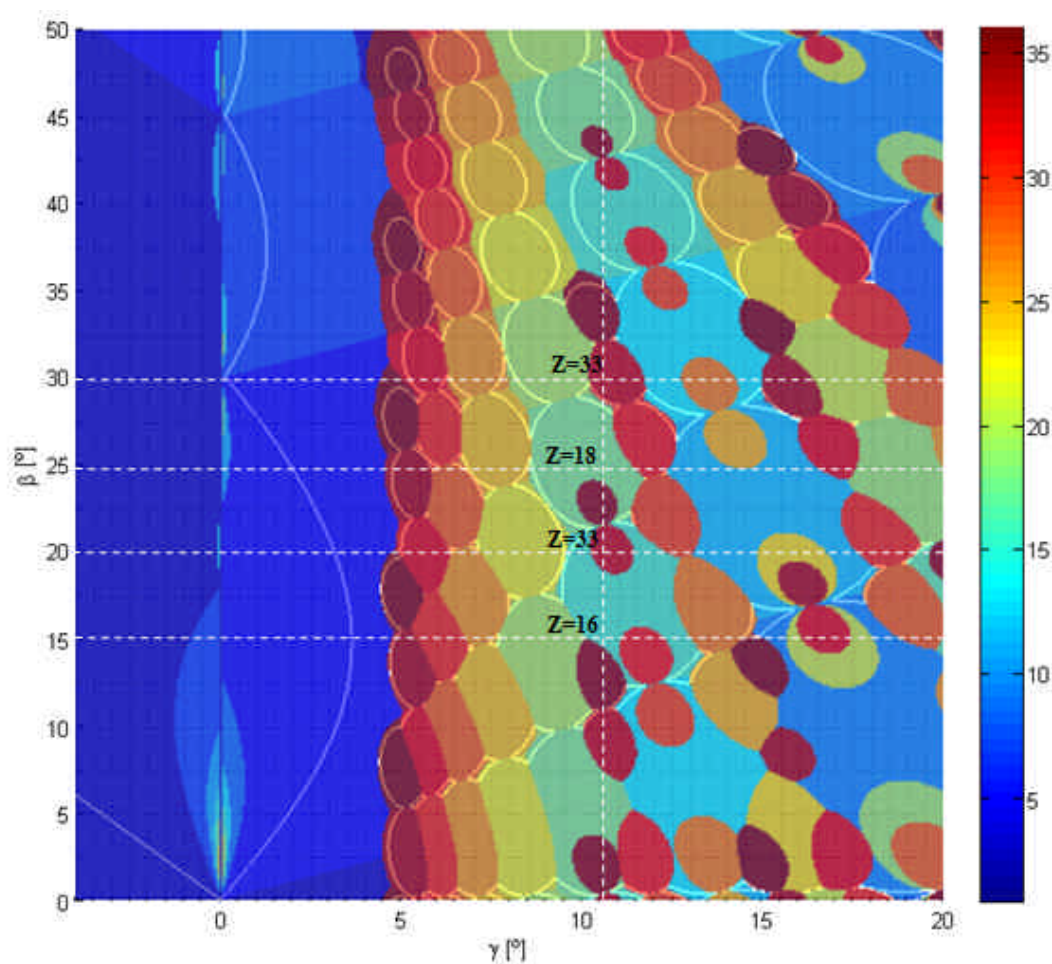


Figura 67- Mapa de estabilidade, $\beta = 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$

As Figuras 68-71 mostram que o ângulo de topo da régua possui influência significativa no valor da circularidade. Os corpos-de-prova tiveram após a retificação diferentes valores do erro de circularidade.

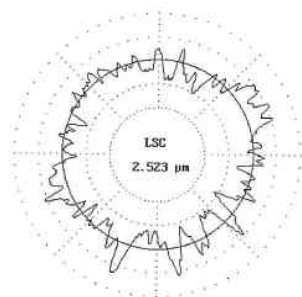


Figura 68 - Erro de circularidade, $\beta = 15^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - $Z = 16$

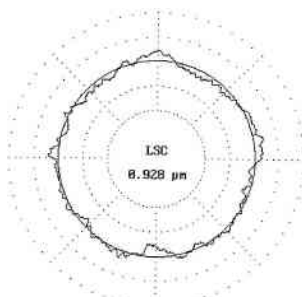


Figura 69 - Erro de circularidade, $\beta = 20^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - $Z = 33$

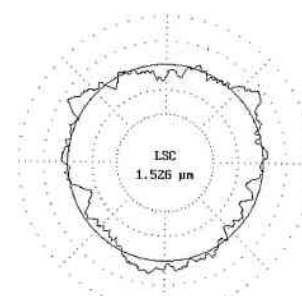


Figura 70 - Erro de circularidade, $\beta = 25^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - $Z = 18$

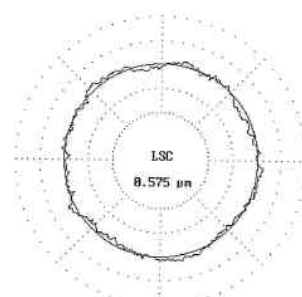


Figura 71 - Erro de circularidade, $\beta = 30^\circ$ e $\gamma = 10,5^\circ$ - $Z = 33$

Pela observação da Figura 72, é possível notar que o valor da circularidade diminui à medida que aumenta o valor teórico do número de ondulação “Z”, valor indicado no mapa de estabilidade para cada ângulo da régua de apoio.

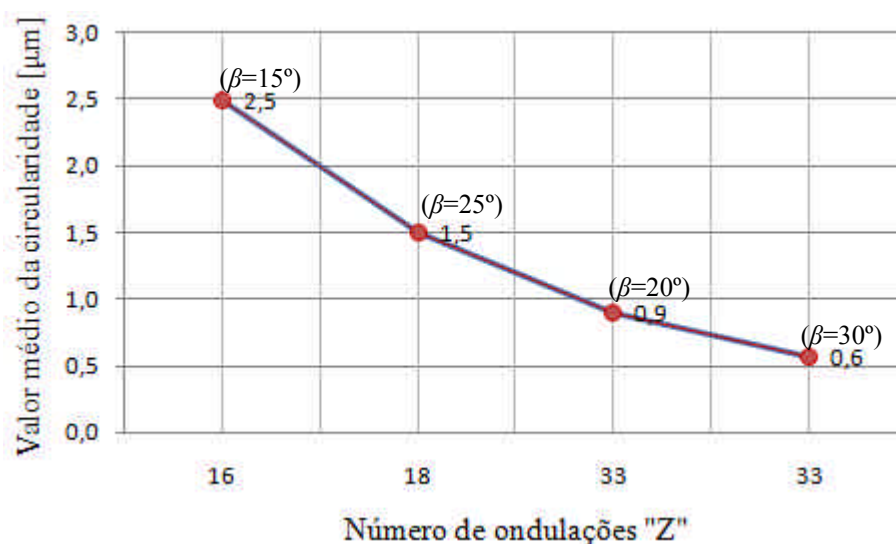


Figura 72 – Valor da circularidade para $\gamma = 10,5^\circ$ e $\beta = 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ$ e 30°

As combinações do ângulo de tangência $\gamma = 10,5^\circ$ com os ângulos de topo da régua de apoio $\beta = 20^\circ$ e $\beta = 30^\circ$, apresentaram menores valores da circularidade, $LSC = 0,9 \mu\text{m}$ e $LSC = 0,6$, respectivamente. Estas combinações apresentam no mapa de estabilidade o mesmo número de ondulações $Z = 33$, porém a combinação $\gamma = 10,5^\circ$ com $\beta = 30^\circ$ resultou um menor erro de circularidade. Esta variação do erro de circularidade era esperada, pois $\beta = 30^\circ$ localiza numa região mais próxima aos limites de estabilidade (linhas amarelas do mapa), com isso menor a variação da profundidade de corte e conseqüentemente menor o erro de circularidade.

O maior valor da circularidade encontrado foi com as combinações $\gamma = 10,5^\circ$ com os ângulos $\beta = 15^\circ$ e $\beta = 25^\circ$, sendo $LSC = 2,5 \mu\text{m}$ e $LSC = 1,5 \mu\text{m}$.

Este fenômeno pode ser explicado, pois quando maior valor teórico do número de ondulações "Z" menor será a profundidade de corte dos corpos-de-prova durante a retificação e, portanto, menor erro da circularidade.

4.4 Influência do ângulo de tangência na circularidade da peça

A alteração do ângulo de tangência é obtida simplesmente com a variação da altura da régua de apoio no vão de retificação. É importante salientar que a cada alteração da altura da régua, varia-se a altura dos corpos-de-prova, assim é necessário realizar nova ajustagem do dressador do rebolo de arraste para corrigir o perfil do rebolo de arraste e garantir a trajetória retilínea dos corpos-de-prova durante a passagem pelo vão de retificação.

A Figura 73 apresenta o mapa de estabilidade, indicando o valor teórico do número de ondulações para cada variação do ângulo de tangência e as regiões do limite de estabilidade (contornos com linhas amarelas).

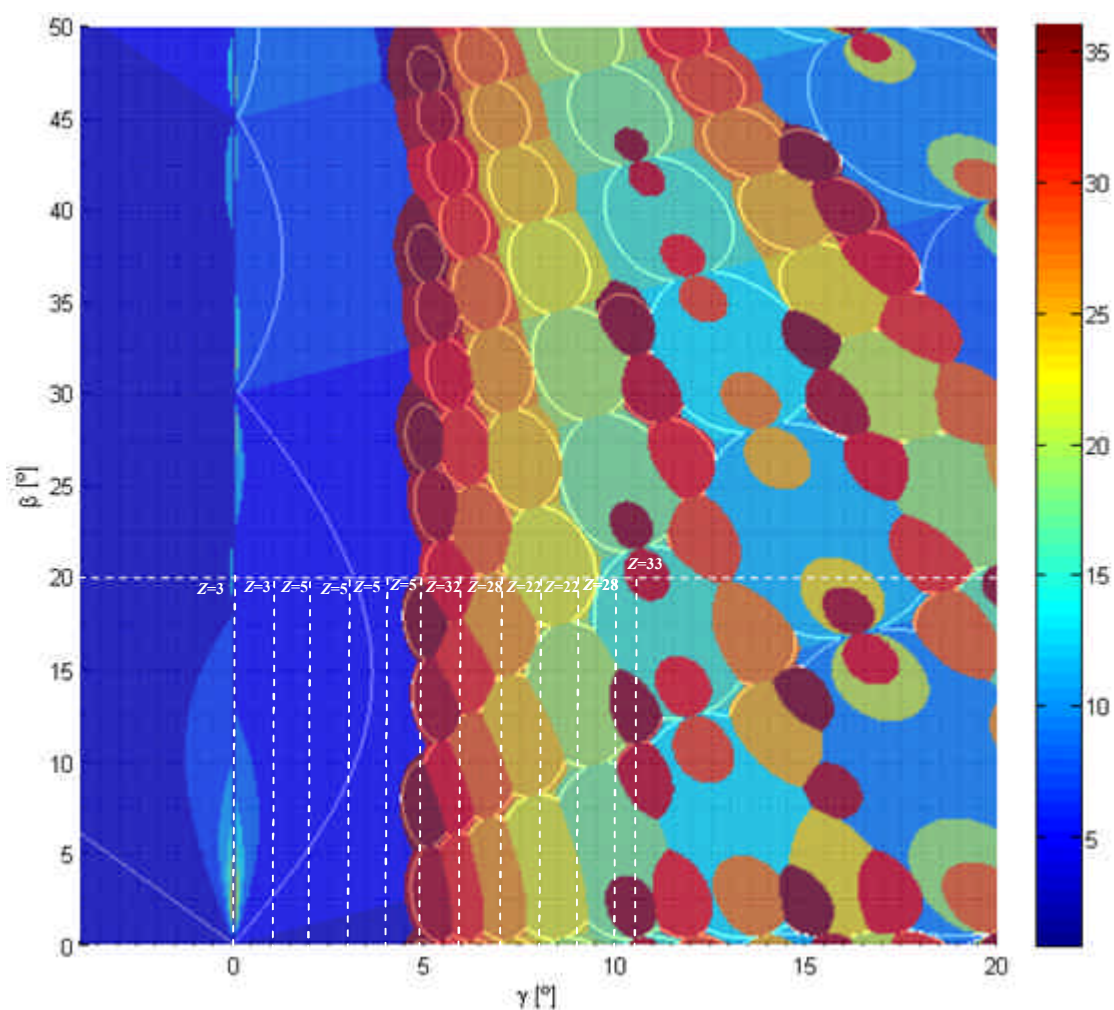


Figura 73 – Mapa de estabilidade, $\gamma = 0^\circ - 10,5^\circ$ e $\beta = 20^\circ$

Pela observação das Figuras 74-80, nota-se a influência da variação do ângulo de tangência no erro de circularidade e formato da seção transversal dos corpos-de-prova. Nas Figuras 74 e 75 os formatos obtidos nos corpos-de-prova após retificação são iguais aos valores do número teórico de ondulações indicado no mapa de estabilidade, isto é, 3 e 5 ondulações, respectivamente. Os valores de $\gamma = 0^\circ, 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ$ e 5° representam regiões instáveis no mapa de estabilidade, ou seja, $Z < 22$.

As Figuras 74-80 apresentam os valores da circularidade (LSC) para cada variação do ângulo de Tangência “ γ ”.

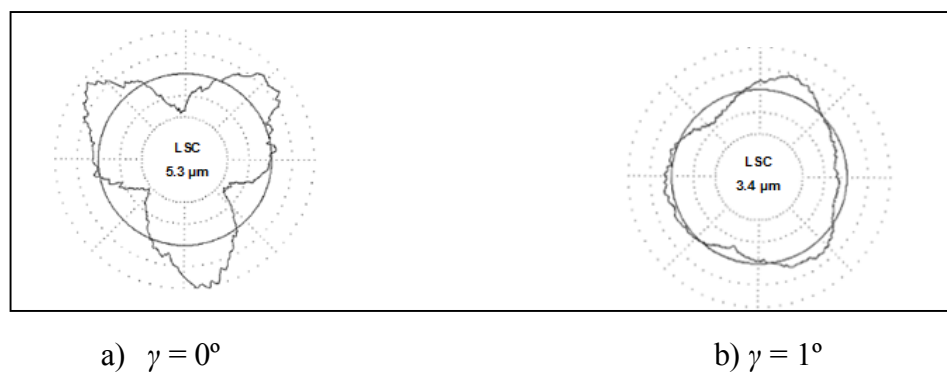


Figura 74 – Erro de circularidade, $Z = 3$

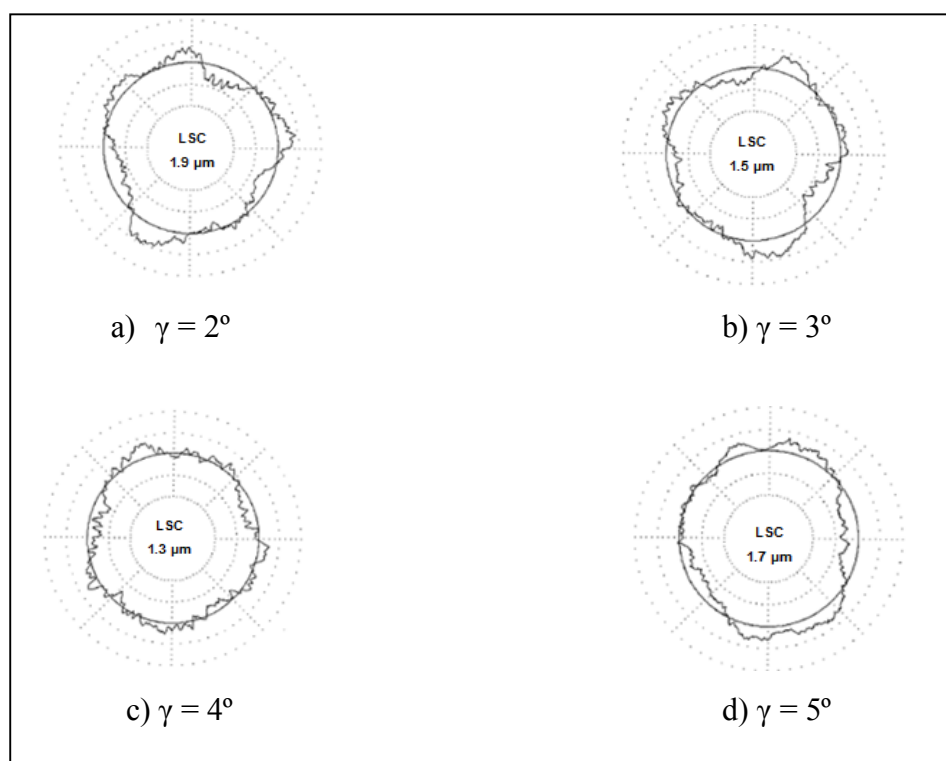


Figura 75 – Erro de circularidade, $Z = 5$

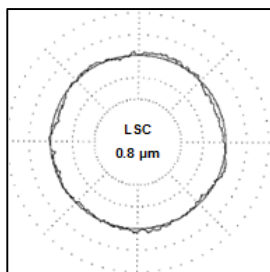


Figura 76 – Erro de circularidade, $Z = 32$, $\gamma = 6^\circ$

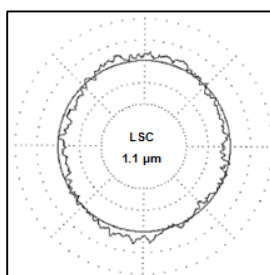


Figura 77 – Erro de circularidade, $Z = 22$, $\gamma = 7^\circ$

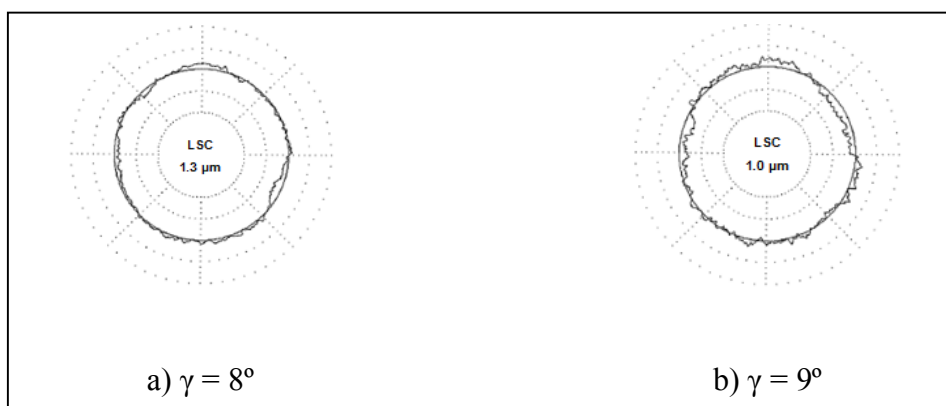


Figura 78 – Erro de circularidade, $Z = 28$

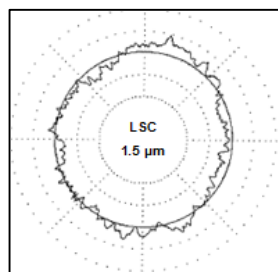


Figura 79 – Erro de circularidade, $Z = 18$, $\gamma = 10^\circ$

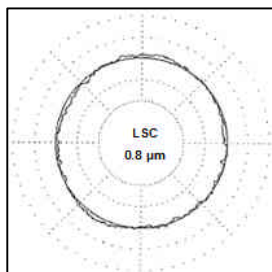


Figura 80 – Erro de circularidade, $Z = 33$, $-\gamma = 10.5^\circ$

Pela observação do gráfico, conforme Figura 81, nota-se que o valor da circularidade diminui à medida que aumenta o valor teórico do número de ondulação “Z”, valor indicado no mapa de estabilidade para cada ângulo de tangência “ γ ”. Os menores valores do erro de circularidade foram obtidos para $\gamma=6^\circ$ e $\gamma=10,5^\circ$, representando no mapa, $Z = 32$ e 33 ondulações.

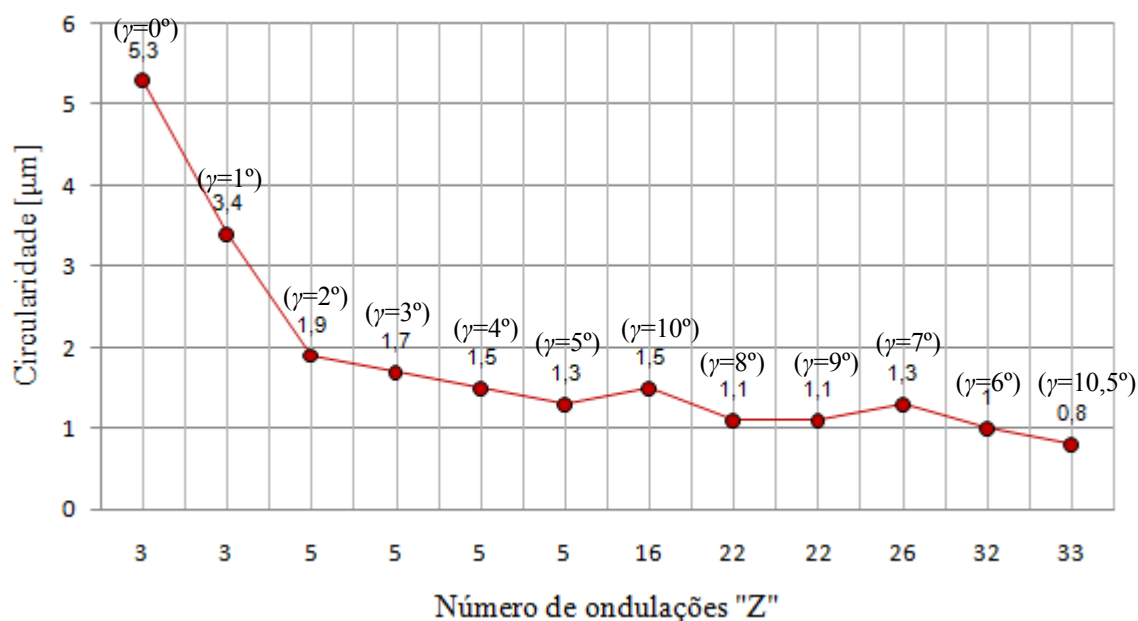


Figura 81 – Erro de circularidade em função de “Z”

Este fenômeno pode ser explicado, pois quando maior valor teórico do número de ondulações “Z” e mais próximo do limite de estabilidade, para cada combinação “ β ” e “ γ ”,

menor será a movimentação dos corpos-de-prova durante a retificação, com isso menor variação da profundidade de corte e, portanto, menor erro da circularidade.

4.5 Influência da frequência natural da máquina no contorno dos corpos-de-prova

A Figura 82 apresenta o valor da frequência da peça versus número de ondulações “Z” para 06 experimentos realizados.

É importante salientar que a faixa da frequência natural da máquina utilizada no ensaio é de 357 a 377 Hz. Lembrando que, quando a frequência da peça atinge esta faixa de frequência ou seu múltiplo (724 a 744 Hz), conforme mostra a Figura 82, o sistema entrará em ressonância, ocasionando defeitos da seção transversal dos corpos-de-prova, no formato de uma oscilação harmônica.

Pela observação do gráfico, conforme Figura 82, nota-se que para as rotações do rebolo de arraste: Ra = 76 rpm, Ra = 88 rpm, Ra = 106rpm e Ra = 131 rpm, os número de ondulações (número periódico) que faz os corpos-de-prova atingir a faixa da frequência da máquina são: Z = 14, 12, 10, 8 (ondulações na seção transversal).

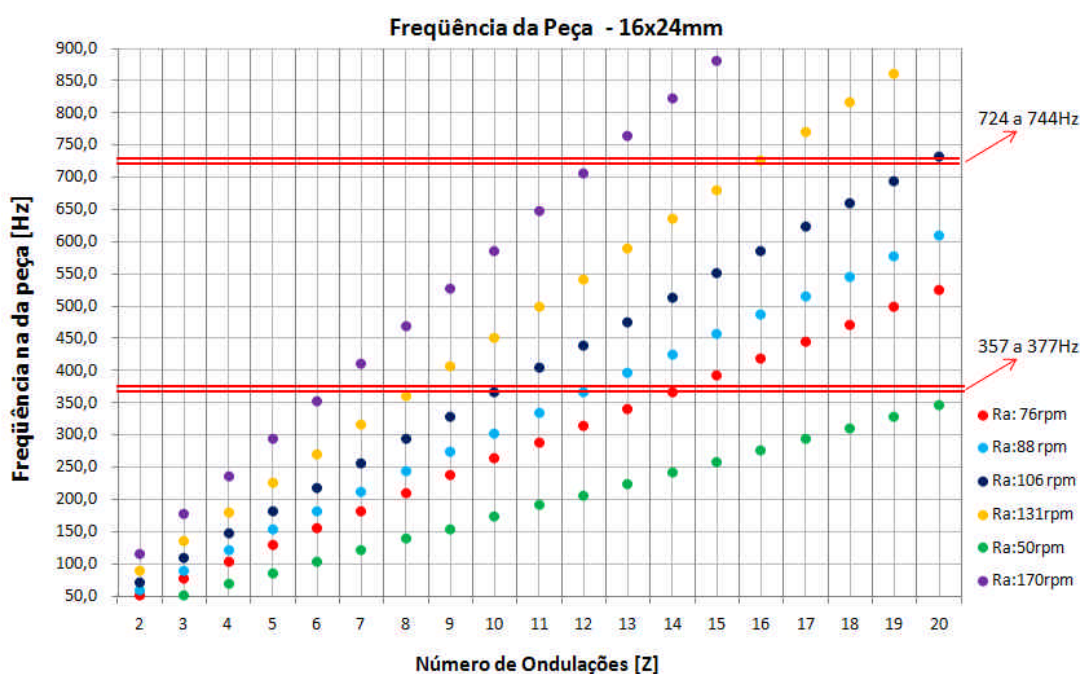


Figura 82 – Frequência dos corpos-de-prova

A Figura 83 a-d mostra claramente a seção transversal dos corpos-de-prova, na forma de uma oscilação harmônica, após a retificação.

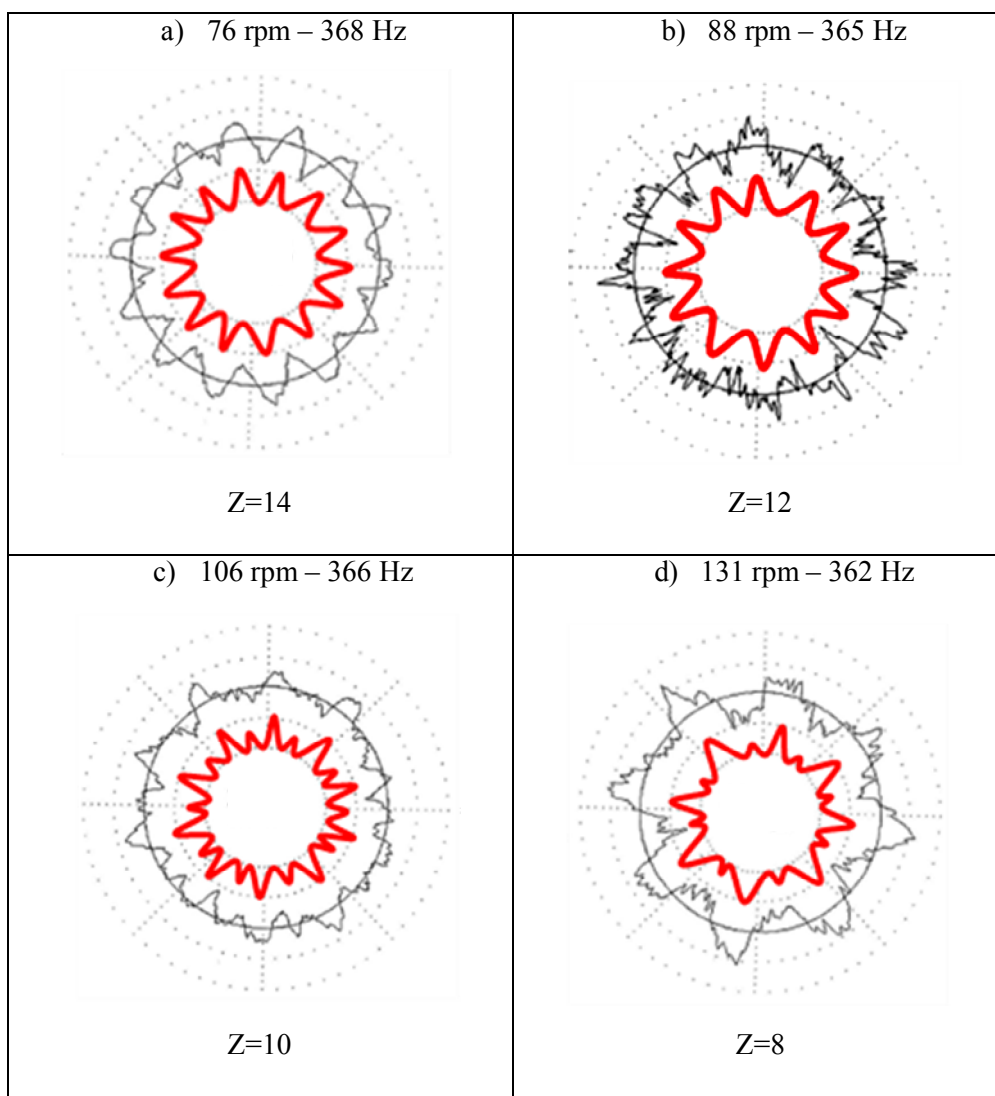


Figura 83- Frequência dos corpos-de-prova - frequência da máquina

No primeiro ensaio, Figura 83.a, o rebolo de arraste trabalhou com uma rotação de 76 rpm, esta rotação fez com que os corpos-de-prova alcançassem frequência de 368 Hz, obtendo 14 ondulações após a retificação. A Figura 83.b os corpos-de-prova atingiram frequência de 365 Hz, obtendo 12 ondulações após retificação. Nos ensaios conforme mostra Figuras 83.c e 83.d os corpos-de-prova obtiveram formato de 10 e 8 ondulações

com outras pequenas ondulações. Isso ocorre quando o múltiplo da frequência da peça atinge o múltiplo da frequência natural da máquina.

Observando-se a Figura 84 a-b, nota-se que os corpos-de-prova após retificação não representaram formato de uma oscilação harmônica, isto deve ao fato de que para estas rotações (50 rpm e 170 rpm) os corpos-de-prova não atingiram a faixa de frequência natural da máquina, ou seja, o sistema não entrou em ressonância.

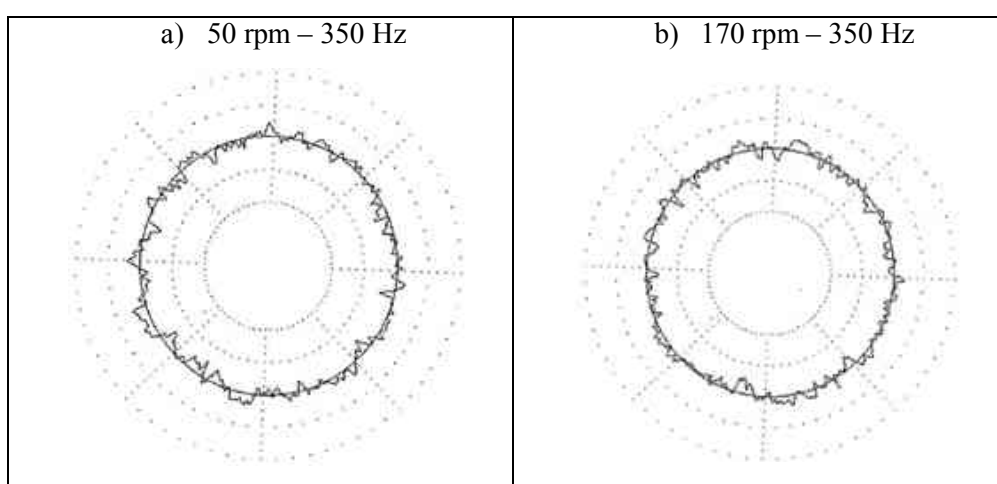


Figura 84- Frequência dos corpos de prova diferente da frequência da máquina

As Figuras 85 a-d mostram os contornos dos corpos-de-prova para os quatro experimentos realizados com os corpos-de-prova, 10 x 10,8 mm, retificados com diferentes rotações do rebolo de arraste. Os diferentes formatos foram induzidos dinamicamente, fazendo a frequência os corpos-de-prova, coincidir com a frequência natural da máquina.

Observa-se para estes quatro experimentos o mesmo fenômeno ocorreu, gerando peças com 12, 6, 5 e 4 ondulações.

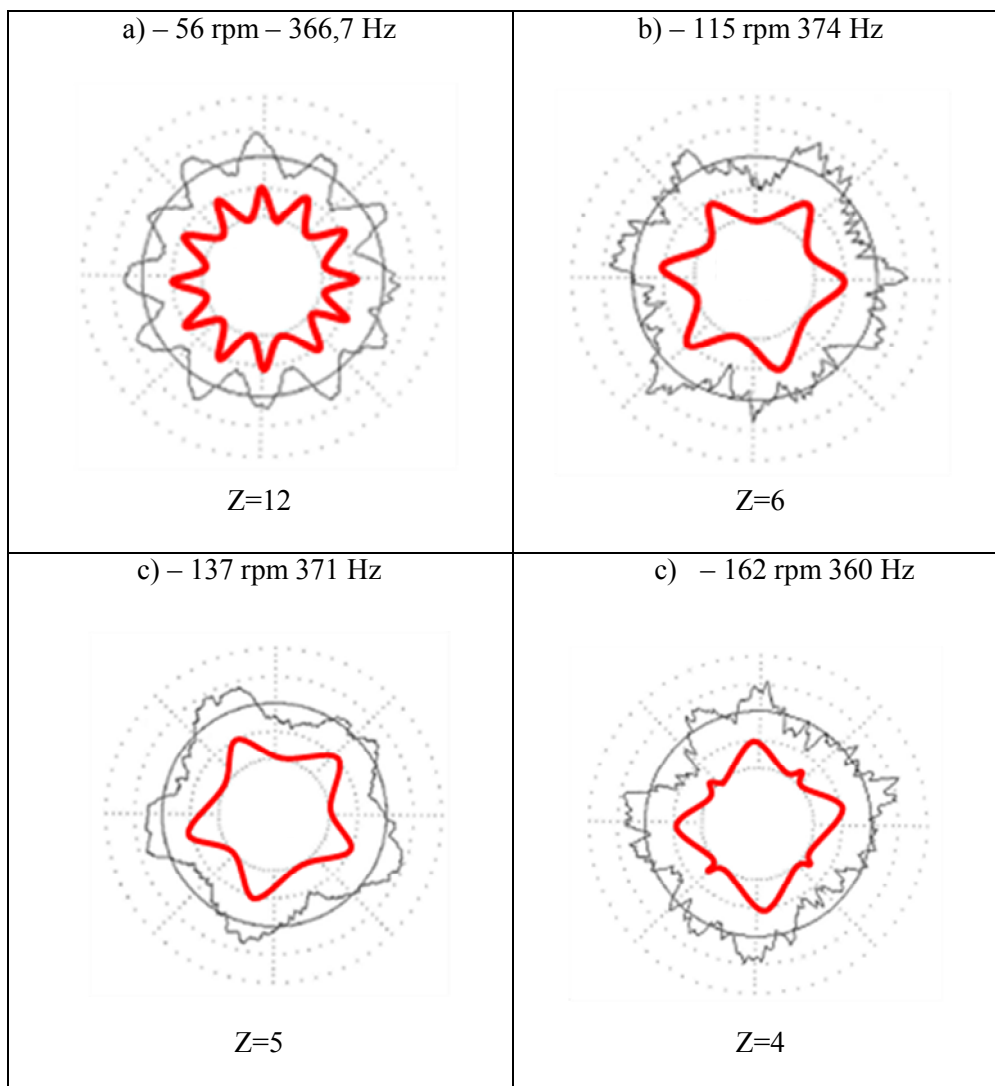


Figura 85 - Influência da frequência natural no erro de forma da peça

Mesmo quando o erro de circularidade esteja dentro dos valores especificados é de suma importância avaliar o perfil da seção transversal da peça retificada. Peças no formato de uma oscilação harmônica, em diversas aplicações, como rolamentos automotivos, podem gerar níveis de ruído fora do limite permitido pelos fabricantes de veículos.

As crescentes exigências quanto ao nível de ruído dos rolamentos foram causados por construções mais leves, mudanças de materiais, por exemplo, a caixa de cambio dos veículos era antigamente feita de ferro fundido, um material que amortecia satisfatoriamente oscilações. Atualmente são usadas ligas de alumínio com características de amortecimento

menos vantajosas. Além disto, nos últimos anos se tornou mais rigorosa a determinação dos níveis de ruídos.

O ruído dos rolamentos é ocasionado principalmente pelo formato de seus componentes, sejam roletes ou anéis internos e externos. Um único rolete, que apresenta formato de uma oscilação harmônica (Figuras 83 e 85) pode produzir oscilações de alta frequência e ruído de alta intensidade no rolamento, não permitindo aplicação industrial.

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

Baseando-se nos resultados obtidos experimental e analiticamente e também no estudo das referências bibliográficas, pode-se concluir para o processo de retificação centerless de passagem:

- Com auxílio do mapa de estabilidade geométrico é possível definir uma condição ideal de ajustagem da altura da peça “ h_w ”, em função do valor ideal do ângulo de tangência.
- É possível verificar o melhor ângulo de topo da régua de apoio e melhor ângulo de tangência com auxílio do mapa de estabilidade.
- A variação do ângulo de topo da régua e ângulo de tangência varia significativamente o valor da circularidade da peça após retificação.
- É de suma importância para o processo de retificação centerless de passagem conhecer a frequência natural na máquina, por meio destes dados é possível definir rotações de trabalho do rebolo de arraste, de maneira que a frequência da peça não coincida com a frequência natural da máquina, evitando o fenômeno de ressonância e conseqüentemente erro característicos de circularidade (perfil transversal da peça na forma de uma oscilação harmônica).
- Para definir corretamente os parâmetros de retificação no *software* desenvolvido é necessário conhecimento detalhado e compreensão do processo de retificação centerless de passagem.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Realizar estudo para verificar a influência da velocidade de passagem da peça pelo vão de retificação na rugosidade e circularidade da peça, variando o ângulo de inclinação do rebolo de arraste, mantendo sua rotação constante;

Verificar vantagens na utilização de dressadores rotativos para o rebolo de corte no processo de retificação centerless de passagem.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

01. AGOSTINHO, O. L. Apostila da disciplina – **Processos de Fabricação e Planejamento de Processos**. UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, 2004.
02. ALMEIDA, M. T. Vibrações Mecânicas para Engenheiros. **Editora Edgard Blücher Ltda**, 1987.
03. BECKER, E. A. **Kraefte und kreisformfehler beim Spitzenlosen – Einsteichschleifen**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1965.
04. BIANCHI, E. C. Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços frágeis. In: **Congresso de Engenharia Mecânica – Norte Nordeste, Fortaleza**, 1996.
05. BIANCHI, E. C., AGUIAR, P. R. Formas otimizadas para a aplicação de fluídos de corte na retificação dos metais. In.: **Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais – CBECIMAT**, Natal, RN, Brasil, 2002.
06. BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R. PIUBELI, B. A. Aplicação e utilização de fluídos de corte nos processos de retificação. **Editora Artliber**, 2004.
07. BOETTLER, E. **Konzept und Technologie Grundlagen zum Aufbau eines Informationszentrum fuer die Schleifbearbeitung**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1978.
08. BRINKSMEIER, E.; HEIZEL, C.; WITTMANN, M. SCHMID, U. FREYER, M. RATHA, H. J. Como a aplicação do fluído refrigerante pode ser melhorada na retificação. *Revista Máquina e Metais*, outubro, 2001.

09. CATAI, R. E. **Otimização das condições de refrigeração/lubrificação no processo de retificação cilíndrica de mergulho**. Dissertação - Universidade Paulista – Guaratinguetá, 2004.
10. CATAI, R. E.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R; MATOSKI, A.; CERRI, J. A. **Como a variação do fluido de corte influência as circularidades, tensões residuais e microestrutura do aço VC 131**. Revista Máquinas e metais, nº502, novembro de 2007.
11. CATAI, R. E.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R. **Estudo da Importância dos Métodos e Processos de dressagem e Perfilamento, bem como dos Principais Tipos de dressadores Utilizados nas Operações de retificação, 2002**.
12. DALL, A. H. Rounding Effect in Centerless Grinding. **Mechanical Engineering**, 1946.
13. DINIZ, A. E. Apostila do curso de especialização em Automação Industrial – Processos abrasivos de Usinagem : **Retificação com rebolos abrasivos**. UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, 2004.
14. DINIZ, A. E. Apostila de retificação da disciplina: Usinagem dos Materiais do curso de Engenharia Mecânica da UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, 2004.
15. DIN 69100 Schleifkörper aus gebundenem Schleifmittel, 1988.
16. FERRARESI, D. Fundamentos da Usinagem dos Metais. **Editora Edgard Blüchen Ltda**, 1977.
17. FLECK, K. **Beitrag zur Klärung der Geschwindigkeits und Kraftverhältnisse beim spitzenlosen Schleifen**. Dissertation TH Hannover, 1931.
18. FRIEDRICH, D. **Prozessbegleitete Beeinflussung des geometrischen Rundungseffektes beim spitzenlosen Aussenrundeinstechschleifen**. Shaker Verlag, D82 (Dissertation, RWTH-Aachen), 2004.

19. FRIEDRICH, D. Spitzenlossschleifen muss Flexibler werden, **Schleifring Grinding Symposium**, 2005.
20. FRIEDRICH, D. In der Schatztruhe liegen noch viele Ideen, **Unternehmen Forschung – Industrieanzeiger**, 2006.
21. GONÇALVES, L. M.; MIRANDA, G. W. *Software Paramétrico para o Processo de Retificação Centerless de Passagem*. In.: **Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica - CIBIM 8º**, Cusco – Peru, 2007.
22. HASSUI, A.; DINIZ, A. E. Correlation surface roughness and vibration on plunge cylindrical grinding of steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, Vol.43, 2003.
23. HASSUI, A. **Estudo da Vibração Durante o Corte e Centelhamento na Retificação Cilíndrica de mergulho**, Tese de Doutorado, Universidade de Campinas, SP, 2002.
24. INA Brasil Ltda, Teoria Sobre o Processo de Retificação, **Manual e Apostila de Treinamento**, 2005.
25. KHATER, E. **Diagnóstico de falhas em máquinas rotativas através da análise de vibração torcional**. Universidade Federal de São João Del Rei, 1998.
26. KREHER, R. **Gütesteigerung beim spitzenlosen Schleifen**. Dissertation TH Dresden, 1939.
27. KÖNIG, W, **Fertigungsverfahren: Schleifen, Honen, Läppen**. **VDI Verlag**, GMBH Runeldorf, 1980.
28. KLOCKE, F.; FRIEDRICH, D.; LINKE, D.; NACHMANI, Z., Basics for in-process roundness error improvement by a functional workrest blande, **Annals of the CIRP**, **53/1**, 2004.

29. KLOCKE, F.; KÖNIG, W., *Fertigungsverfahren: Schleifen, Honen, Läppen*. **VDI Verlag GMBH, Düsseldorf**, 2005.
30. KOVACH, J. A.; MALKIN, S. *High Speed Low Damage Grinding on Advanced Ceramic*. **OAK Ridge National Laboratory, Springfield**, 1996.
31. LEICHTER, S. *Auswahl günstiger Schleifmittel für die Fertigung*. **Technische Mitteilungen**, 1975.
32. LINDENAU, K. *Wirtschaftliche Fertigung mit Schleifen – Kostensenkung durch Prozesssicherheit und gezielte Maschinenbeschaffung*, **Carl Hanser Verlag, München** 2006.
33. LINDSAY, R. *Fundamental of Precision Production Grinding*. **SME Society of Manufacturing Engineers, Detroit**, 1999.
34. LIU, J. J. B. **Monitoring the precision machining process: sensor, signal, processing and information analysis**. Berkeley: Dept. of Mech. Eng. Of University of California, 1991.
35. LORTZ, W. *Bestimmung der Schneidenraumstruktur von Schleifscheiben*, *Ind. Anz* 1974.
36. MALKIN, S. *Grinding Technology: Theory and Application of Machining With Abrasives*. 1. ed. **Chichester, Ellis Horwood Limited**, 1989.
37. MEIS, F. U. **Geometrische und Kinematische Grundlagen fuer das spitzenlose Durchlaufschleifen**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1980.
38. MIKROSA, *Körper Schleifring. Produktionlösungen für spitzenlos Aussenrundscheifen*, 2005.
39. MINKE, E. *Handbuch zur Abricht technick*. **Riegger Diamantwerkzeuge GMBH**, 1999.

40. NOBREGA, P. G. B. **Análise dinâmica de estruturas de concreto: estudo experimental e numérico das condições de contorno de estruturas pré-moldadas.** Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, SP, 2004.
41. NORTON, Abrasives Marketing Group. Centreless Grinding. **IDA Industrial Distribution Association**, Massachusetts, United States of America, 1994.
42. NUSSBAUM, G. CH. Rebolos e Abrasivos - Tecnologia Básica, Vol.: I, II e III. **Livraria e Editora Jacomo Ltda**, 1988.
43. OLIVEIRA, J. F. G.; PURQUÉRIO, B. M. Dressagem controlada: uma solução para os problemas. **Revista Máquina e Metais**, nº 283, 1989.
44. OTT, H. W. Kühlschmierer – Voraussetzung für Kostengünstiges schleifen und Abrichten. **VDI – Bildungswerk**, 1988.
45. PETERS, J., DECNEUT, A. L'Épaisseur de coupe équivalent, parameter determinant en retification. **Mecanique materiaux eletricité**, October, 1975.
46. PETROSKY, G. C. **Workpiece Shape control in throug – feed centerless grinding.** Dissertation, University of Connecticut, 1998.
47. PICCOLI, H. C. Apostila do curso de Engenharia Mecânica – **Vibrações Mecânicas**, FURS – Fundação Universidade Federal do Rio Grande, 2005.
48. REEKA, D. **Über den Zusammenhang zwischen Schleifspaltgeometrie und Rundheitsfehler beim Spitzenlosen Schleifen.** Dissertation, RWTH – Aachen, 1967.
49. RIPPER NETO, A. P. **Vibrações Mecânicas**, e-papers **Serviços Editoriais Ltda**, Rio de Janeiro, 2007.

50. ROSSI, M. Máquina Operatrizes Modernas – Comandos Oleodinâmicos – Métodos de Usinagem – Tempo de Produção, Vol.: II **Editorial Científico – Médica**, Barcelona: Espanha, 1970.
51. RUNGE, P. R. F.; DUARTE, G. N. The effect deformation on the contact area in grinding. **In Annals of the CIRP**, 1993.
52. SALES, W. F. **Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluídos de corte**. Tese de Doutorado, Uberlândia, MG, Abril, 1999.
53. SCHMIDT, E. **Standzeituntersuchung an Schleifscheiben**. Diplomarbeit, Fachhochschule des Landes Rheinlend Pfalz, 1989.
54. SCHREITMÜLLER, H. **Kinematische Grundlagen fuer die Praktische Anwendung des Spitzenlosen Hochleistungsschleifens**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1971.
55. SHIH, A. J. A New Regulating Wheel Truing Method for Through-Feed Centerless Grinding. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 2001.
56. SLONIMSKI, W. I. Theorie und Praxis des spitzenlosenschleifens. **VEB Verlag Technick**, Berlin, 1956.
57. STEPHESON, D. A.; AGAPIOU, J. S. **Metal Cutting Theory and Practice – Second Edition**. **Taylor & Francis**.
58. THÖING, W. **Untersuchung über das Abrichten von Schleifscheiben mit Diamantwerkzeugen**. Dissertation T.H. Brauschweig, 1956.
59. THOMSON, W. T. Teoria da Vibração; com aplicações. 1.ed. Rio de Janeiro: **Editora Interciência Ltda**, 1978.
60. WEBER, A. Unterlagen Technologie-Schulung – Centerless Schleifen. **IWH – Group Schaeffler**, Homburg, 1994.

61. WEINGAERTNER, W. L. Desenvolvimento de rebolos superabrasivos, **Revista Máquina e Metais, Aranda Editora** – Ano XLIV nº503, Dezembro 2007.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS CONSULTADAS

01. ATLANTIC, Schleifscheiben, Catálogo de rebolos, 2003.
02. DERENTHAL, L. **Form und Masskorrekturen bim spitzenlosen Kurzhubhonen.** Dissertation, RWTH Aachen –1969.
03. GUENIS, B.; DOCTOR, L.; TERGAN, V. Trabajos en las Rectificadoras Cilíndricas, **Editorial MIR.**
01. HAGBY, Diamond restblandes for centerless grinding. Disponível em: <<http://www.hagby.se>>. Acesso em 08 de novembro de 2007.
02. HAGER, H. Abhängigkeit der Härte Keramisch gebundener Schleifkörper von Art und Menge der Bindung, Struktur und Korngrösse der Schleifmittels. Disponível em: <http://www.hager.de>. Acesso em 08/ novembro 2007.
04. SALJÉ, E. Begriffe der Schleif und Konditioniertechnik. **Vulkan Verlag, Essen - Alemanha, 1991.**
05. HANSELMAN, D; LITTLEFIELD, B. Matlab 6 – Curso Completo. **Person Education do Brasil, 2007.**

APÊNDICE - A

Programa de aquisição desenvolvido em LabView

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

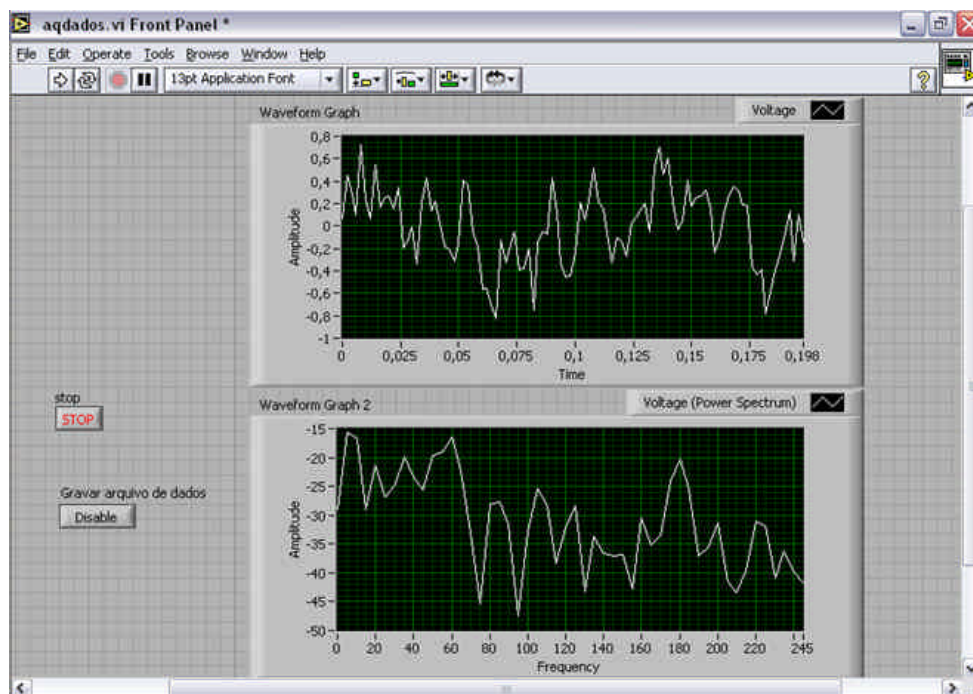


Figura A.1 Interface do Programa de Aquisição

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

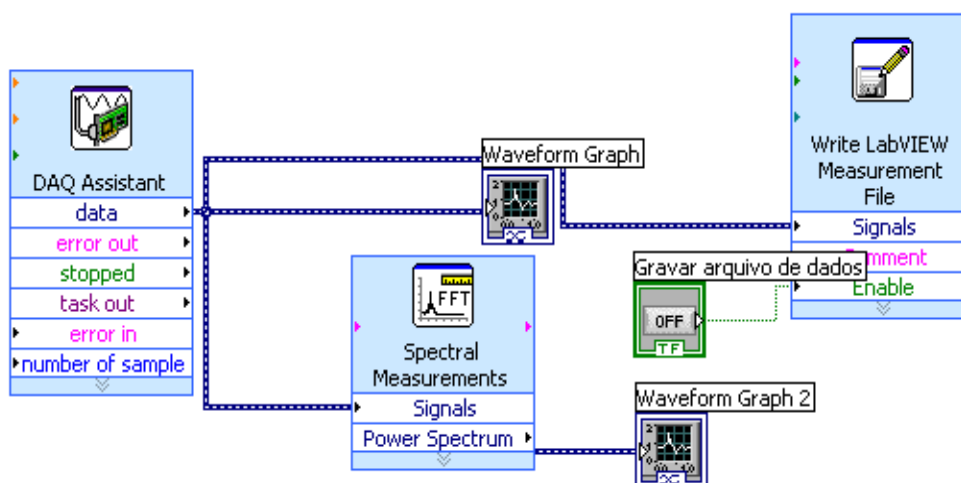


Figura A.2 – Diagrama do programa de aquisição

Apêndice B - Programa desenvolvido em Scilab 4.1.2

Neste apêndice é apresentado o programa que foi utilizado para cálculo da FFT a partir do sinal puro de emissão acústica.

```

arq=input('s','string')
arq = 'X = fscanfMat("'" + arq + "'");
execstr(arq);
X = X';
t = X(:,1); acel=X(:,2);
xinit;plot(t,acel);xgrid;
frequ = (1/(t(2)-t(1)))/2;
namostras = 2000;
nvezes = int(length(acel)/namostras);
for i = 1, nvezes,
    fini = 1;
    ffim = namostras;
    fftacel=fft(acel(fin:ffim));
    fini = fini + namostras;
    ffim = ffim + namostras;
    if i == 1 then rfinal = fftacel; else rfinal = rfinal + fftacel; end;
end;
rfinal = rfinal(1:length(rfinal)/2)/nvezes;
dfreq = frequ/(namostras/2):frequ/(namostras/2):frequ;
xinit; plot(dfreq,abs(rfinal));xgrid;

```

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)