

CONTRIBUIÇÃO AO ESTUDO DA ESTABILIDADE
NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA

Paulo Sollero

04/9/85

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA DE CAMPINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

CONTRIBUIÇÃO AO ESTUDO DA ESTABILIDADE NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILINDRICA

Paulo Sollero

Tese submetida à Coordenação de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestrado em Engenharia Mecânica.

Aprovada por:

*Este exemplar corresponde
a redação final da tese
defendida por Paulo Sollero
e aprovada pela Comissão
Julgadora em 21/12/1984.*

Dino Ferraresi - Orientador

Hans Ingo Weber

João Lirani

Dino Ferraresi

- Campinas -
Dezembro de 1984

BIBLIOTECA CENTRAL

À memória de minha avó e madrinha

Margarida Neuenschwander Portella

que me ensinou a procurar fazer as coisas bem feitas

Para Celina
esposa, companheira,
mãe do Pedro e
mulher amada

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Dino Ferraresi pela orientação e pelo pleno acesso que me foi facultado aos laboratórios do Centro de Tecnologia da UNICAMP.

Ao Prof. Adilson Ferrari Pastorelli e ao Prof. Carlos Roberto Sant'Ana de Andrade pela oportunidade concedida de cursar o mestrado na UNICAMP, quando ainda docente da Associação Joseense de Ensino.

Ao Prof. João Maurício Rosário pelo intenso apoio no processamento de sinais.

Ao Prof. Rodmar Cardinalli e ao Prof. Robson Pederiva pelo apoio na realização experimental.

Ao Engenheiro Sussumu Nakamura pela dedicada confecção dos desenhos.

À Vânia Maria Tonin pelo competente trabalho de datilografia.

Ao Wedson José Ferreira pelas montagens experimentais e operação da retificadora.

E a todos os amigos do GĒPROM e do Centro de Tecnologia, pelo perseverante apoio e incentivo.

RESUMO

Em operações de retificação frequentemente surgem vibrações durante o processo, comprometendo a qualidade da superfície usinada e reduzindo o volume de produção. O estudo dinâmico do processo é, assim, de grande importância.

A interação entre a resposta complexa de frequência da máquina, e a estabilidade no processo de retificação cilíndrica, é apresentada neste trabalho. Os princípios e parâmetros do processo são apresentados, com especial ênfase às forças de corte e a retificabilidade. A estabilidade é formulada a partir de técnicas de sistemas de controle com realimentação.

São apresentadas algumas verificações experimentais dos parâmetros que influenciam a estabilidade do processo, e seu relacionamento com o desenvolvimento de vibrações, durante os ensaios de retificação realizados.

Os resultados obtidos permitiram a identificação das regiões de instabilidade regenerativa da peça e do rebolo, de maneira compatível com o modelo teórico apresentado. A taxa de aumento de amplitude se mostrou um parâmetro útil para a avaliação do processo e sua variação com a velocidade da peça foi apresentada.

ABSTRACT

In grinding operations a build-up of vibrations during the process frequently occurs which is detrimental to the machined surface and reduces the rate of production. So, the dynamics analysis of the process is very important.

(The interreaction of the machine complex frequency response and the cylindrical grinding process stability is presented in this work.) The fundamentals and process parameters are given, with special attempt to the cutting forces and grindability. The stability is formulated by feedback control systems techniques.

Some (Experimental tests on the process stability parameters are given), and its relationship with vibration level during the grinding tests are checked.

(The results obtained permitted the identification of the workpiece and grinding wheel regenerative chatter) and proved the validity of the theoretical model. The chatter growth rate is given, as an important process parameter, and its dependence on workpiece speed are presented.

SUMARIO

Agradecimentos	iii
Resumo	iv
Abstract	iv
Simbolos	vii
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Fenômeno da instabilidade no processo de retificação	1
1.2. Histórico e estado de arte	2
1.3. Objetivos	6
2. PROCESSO DE RETIFICAÇÃO	7
2.1. Processo abrasivo	7
2.2. Características dos rebolos	9
2.2.1. Tipo de abrasivo	9
2.2.2. Tamanho de grão	10
2.2.3. Liga	11
2.2.4. Estrutura	12
2.2.5. Dureza	12
2.2.6. Especificação	13
2.3. Retificação cilíndrica externa	14
2.4. Geometria do processo de retificação cilíndrica	16
3. FORÇA DE CORTE NA RETIFICAÇÃO	20
3.1. Força média de corte	20
3.2. Rigidez de corte da peça	22
3.3. Rigidez de desgaste do rebolo	30
3.4. Rigidez de contato	34
4. RETIFICABILIDADE	45
4.1. Desempenho do processo de retificação e desgaste do rebolo	45
4.2. Influência no produto dos parâmetros de entrada do processo de retificação	49
4.3. Parâmetros para a estimativa da retificabilidade	52
4.3.1. Índice de retificabilidade	52
4.3.2. Estimativa de retificabilidade na prática	54
4.4. Exemplos da influência do material na retificabilidade	55
4.5. Influência da retificação à baixas tensões na retificabilidade ...	61

5. ESTABILIDADE NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILINDRICA	66
5.1. Influência da instabilidade no processo de retificação	66
5.2. Diagrama de blocos para a representação do processo de retificação cilíndrica	70
5.2.1. Técnicas de sistemas de realimentação e modelo físico	70
5.2.2. Equação de deslocamento	71
5.2.3. Equações cumulativas de desgaste, profundidade de corte e avanço	72
5.2.4. Equações de desgaste e corte	74
5.2.5. Receptância da estrutura da máquina e rigidez da área de contato	74
5.2.6. Diagrama de blocos	78
5.3. Condição de estabilidade	82
5.3.1. Lugares geométricos	82
5.3.2. Fórmula do critério de estabilidade	82
5.4. Variação dos parâmetros do sistema	85
5.5. Limitações geométricas da instabilidade	86
5.5.1. Filtro devido ao avanço transversal	86
5.5.2. Filtro devido ao comprimento finito de contato	88
5.5.3. Diagrama de blocos completo do processo de retificação cilíndrica	91
5.6. O método do espectro de regeneração para previsão das condições de instabilidade regenerativa do rebolo no processo de retificação cilíndrica	92
5.6.1. Definição e uso do espectro de regeneração	93
5.6.2. Instabilidade regenerativa do rebolo	94
5.6.3. Efeitos dos parâmetros de retificação nas condições de estabilidade do processo	96
6. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E RESULTADOS	100
6.1. Rigidez estática da retificadora	100
6.2. Rigidez de contato	104
6.3. Resposta complexa de frequência	108
6.3.1. Excitação da peça	109
6.3.2. Excitação do rebolo	111
6.3.3. Resposta complexa de frequência da receptância da retificadora	113
6.4. Limite de estabilidade	115
6.5. Regiões de instabilidade da peça e do rebolo	116
6.6. Taxa de aumento de amplitude à diferentes velocidades da peça	124
7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE CONTINUIDADE	130
7.1. Conclusões	130
7.2. Sugestões de continuidade	131

SIMBOLOS

- a = intervalo radial entre grãos consecutivos
 A = área de corte
 c = profundidade de dressagem, coeficiente de amortecimento
 c_s = coeficiente de amortecimento equivalente do rebolo
 c_w = coeficiente de amortecimento equivalente da peça
 C = constante de proporcionalidade
 d = tamanho (diâmetro médio) de grão no rebolo
 D_{eq} = diâmetro equivalente
 D_s = diâmetro do rebolo
 D_w = diâmetro da peça
 E_s = módulo de elasticidade do rebolo
 E'_s = energia de retificação por unidade de largura do rebolo
 f = frequência de vibração auto-excitada
 f_c = fator de correção da pressão de corte
 f_n = primeira frequência natural da retificação
 f_s = frequência de corte da filtragem do rebolo
 f_y = fator devido à vibrações
 f_w = frequência de corte da filtragem da peça
 F = força de corte resultante
 F_m = força máxima em um grão
 F_n = força normal (de repulsão)
 F'_n = força normal específica
 F_s = força de deslizamento tangencial
 F_{sn} = força de deslizamento normal
 F_t = força tangencial de corte

- F_Y = força de atrito sobre a face de corte
 F_{Yn} = força normal à face de corte
 g = porcentagem de mudança de volume da estrutura
 G = razão de retificação
 $G_m(s)$ = receptância da retificadora
 h_m = espessura máxima do cavaco não deformado
 H = número de dureza do rebolo
 $H_m(s)$ = função de transferência (resposta complexa de frequência) direcional normalizada da retificadora
 k = constante de proporcionalidade, rigidez
 k_s = rigidez de suporte do grão
 K = rigidez de contato
 K' = rigidez de contato específica
 K_{CS} = fator de influência da dressagem no parâmetro de desgaste do rebolo
 K_{CW} = fator de influência da dressagem no parâmetro de corte da peça
 K_m = rigidez estática da retificadora
 K_S = rigidez de desgaste do rebolo
 K_S' = rigidez de desgaste específica do rebolo
 K_{Sm} = pressão de corte média
 K_V = razão das velocidades periféricas da peça e do rebolo
 K_W = rigidez de corte da peça
 K_W' = rigidez de corte específica da peça
 l = comprimento de contato
 l_a = avanço de dressagem do rebolo
 l_c = comprimento de corte do cavaco não deformado
 m = massa
 m_s = massa do rebolo
 m_w = massa da peça
 n_s = número inteiro de rotações do rebolo
 n_w = número inteiro de rotações da peça
 O = centro de rotação

- P = ponto de contato entre peça e rebolo
 P_s = potência de retificação
 $P(s)$ = polinômio em s
 Q_a = porcentagem de volume de grãos abrasivos
 Q_b = porcentagem de volume de liga
 Q_p = porcentagem de volume de poros
 $Q(s)$ = polinômio em s
 R_c = dureza Rockwell - escala c - da peça
 R_{em} = parte real máxima negativa de H_m
 R_s = raio do rebolo
 k_s = rigidez equivalente do rebolo
 R_w = raio da peça
 k_w = rigidez equivalente da peça
 R_z = rugosidade média da peça
 $R(s)$ = espectro de regeneração
 s = variável de Laplace
 $si, -i$ = raízes complexas conjugadas da equação característica
 S = número de estrutura do rebolo
 S_I = índice de retificabilidade
 S_0 = índice de retificabilidade padrão
 t = tempo
 T_{max} = temperatura máxima, tempo de retardamento
 u_0 = avanço radial acumulado do rebolo
 V_s = velocidade periférica do rebolo
 V_w = velocidade periférica da peça
 w = largura do rebolo (de corte), altura máxima de ondulações
 ω_d = frequência circular natural amortecida
 w_s = deslocamento longitudinal durante uma volta do rebolo
 w_w = deslocamento longitudinal durante uma volta da peça
 W_s = volume de desgaste do rebolo

- W_w = volume de material cortado da peça
 W_w' = volume de material cortado da peça, por unidade de largura do rebolo
 X = ponto de referência para determinação das medidas do cavaco
 $y_k(s)$ = deflexão da área de contato
 y_ℓ = fator de influência da rigidez de contato no cálculo de ℓ
 $y_m(s)$ = deflexão da retificadora
 Z' = taxa de remoção de material por unidade de largura do rebolo
 Z'_{max} = taxa máxima de remoção de material por unidade de largura do rebolo
 Z_p = porcentagem emplastrada da superfície do rebolo
 $Z_s(s)$ = função de filtro do rebolo
 Z_t = número de grãos em contato com a peça
 $Z_w(s)$ = função de filtro da peça
 Z_o = profundidade da zona afetada pelo calor

 α_i = parte real da raiz complexa da equação característica
 α_{max} = parte real máxima dos polos da estrutura
 $(\alpha_i)_{max}$ = parte real máxima da equação característica (expoente de crescimento de amplitude na instabilidade)
 β = ângulo
 γ = ângulo frontal de saída
 δ_s = profundidade acumulada de desgaste do rebolo
 δ_w = profundidade acumulada de corte da peça
 Δ_{uo} = avanço instântaneo
 $\Delta_{\delta s}$ = profundidade instântanea de desgaste do rebolo
 $\Delta_{\delta w}$ = profundidade instântanea de corte da peça
 ζ = fator de amortecimento
 θ = ângulo
 λ = passo circunferencial dos grãos na superfície do rebolo
 λ_w comprimento de onda da ondulação na peça

- A_S = parâmetro de desgaste do rebolo
 A_W = parâmetro de corte da peça
 μ_F = razão das forças de corte
 μ_S = fator de recobrimento do rebolo
 μ_W = fator de recobrimento da peça
 ν_S = parâmetro da diferença de fase do rebolo, coeficiente de Poisson do rebolo
 ν_W = parâmetro da diferença de fase da peça
 τ = constante de tempo
 τ_S = período de rotação do rebolo
 τ_W = período de rotação da peça
 ϕ = ângulo (diferença) de fase
 ϕ_C = ângulo de cisalhamento
 ϕ_N = ângulo de fase entre $F(t)$ e $\delta_W(t)$
 ϕ_S = ângulo de fase entre $F(t)$ e $\delta_S(t)$
 ω = frequência circular
 ω_i = parte imaginária da raiz complexa da equação característica
 ω_n = frequência circular natural do modo dominante
 ω_{\max} = frequência circular correspondente ao valor de pico do espectro de regeneração

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1- Fenômeno da instabilidade no processo de retificação

Na utilização de máquinas-ferramenta para a usinagem dos metais frequentemente são encontradas fortes vibrações. Estas, originam ondulações na superfície usinada e uma variação excessiva da força de corte, que compromete a vida da ferramenta e da máquina.

Sob certas condições, especialmente em cortes de cavaco de pequena largura, não ocorrem vibrações e o processo de corte é estável. Sob outras condições, as vibrações ocorrem e frequentemente aumentam de amplitude, sendo instável o processo de corte. Estas vibrações pertencem ao grupo das auto-excitadas, e a fonte de energia de auto-excitação está no processo de corte.

O diagrama básico do processo de auto-excitação na usinagem dos metais é mostrado na fig. 1.1. Esta figura serve apenas para ilustrar que a força de corte F age sobre a estrutura da máquina, produzindo uma deflexão da máquina y_m e um consequente deslocamento entre a ferramenta de corte e a peça, o qual modifica a espessura do cavaco e que por sua vez modifica a força de corte.

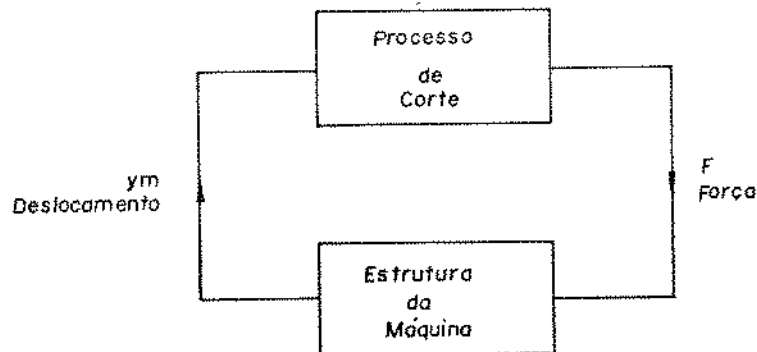


Fig. 1.1. Diagrama básico da ocorrência de vibrações auto-excitadas

A natureza do fenômeno, e sua representação por um diagrama de blocos em malha fechada, sugere imediatamente que sob certas condições o sistema é passível de se tornar instável. O método para determinação das condições que levam a instabilidade do processo, será mostrado no capítulo 5, aplicado ao processo de retificação.

As vibrações auto-excitadas clássicas, tais como as que ocorrem subitamente e com grande amplitude no processo de torneamento, são frequentemente observadas em retificação [33,37]. As vibrações que ocorrem no processo de retificação podem no entanto diferir daquelas observadas nos processos de corte com aresta definida, quanto ao relacionamento da amplitude com o tempo, e quanto as frequências. Elas frequentemente deixam de ser mensuráveis ao longo do tempo, e são somente visíveis na peça como ondulações, ou aumento de rugosidade. Observou-se que é impossível aplicar a teoria da instabilidade no processo de corte com aresta definida, para prever um relacionamento entre o comportamento dinâmico da retificadora e as vibrações que ocorrem durante a retificação.

Devido ao fato que as frequências de vibração são frequentemente múltiplas inteiras da frequência de rotação do rebolo a separação entre vibrações auto-excitadas e forçadas é mais complicada.

Um diferença principal entre o mecanismo de vibração desenvolvido em torneamento e o de retificação é que a razão entre o volume de material usinado e o desgaste da ferramenta é consideravelmente menor na retificação. Assim, é clara a ocorrência de uma mudança de forma do rebolo, assim como na peça, durante o processo. Devido a este fato temos que distinguir dois diferentes casos de vibração auto-excitada no processo de retificação. Isto é, ondulações podem ser formadas, e subsequentemente geradas por si mesmas, tanto na superfície da peça como na superfície do rebolo.

As vibrações causadas por ondulações na superfície do rebolo são precisamente as que são classificadas em vibrações forçadas, uma vez que suas frequências são múltiplas inteiras da frequência de rotação do rebolo. O que não é considerado entretanto, é que estas ondulações foram inicialmente auto-geradas e que seu desenvolvimento - como será mostrado no capítulo 5 - depende do sistema retificadora-peça-rebolo.

Observa-se agora a evidência de se formular uma clara separação entre vibrações auto-excitadas e vibrações forçadas. Por exemplo, as vibrações forçadas podem ser limitadas aos seguintes casos:

- a) transferidas através da fundação e provenientes de uma fonte externa
- b) causadas por componentes da retificadora
- c) causadas por desbalanceamento do rebolo, ou da peça

Uma característica das vibrações forçadas é que seu desenvolvimento é independente do tempo de retificação.

Todas as outras vibrações que ocorrem durante o processo com dependência do tempo de retificação, ou que mostram súbito aumento de amplitude quando se aumenta a taxa de remoção de material, podem ser considerada como auto-excitadas.

As vibrações auto-excitadas em retificação ocorrem principalmente de duas formas:

- a) como instabilidade gerada na peça, usualmente à baixas frequências
- b) pelas formações de ondulações no rebolo, à frequência múltipla da velocidade de rotação do eixo do mesmo.

1.2- Histórico e estado de arte

As primeiras investigações [35] sobre a instabilidade nos processos de corte

ocorreram na década de 40, na União Soviética, e analisava-se o amortecimento negativo do sistema vibratório. Entretanto, foi reconhecido em breve que a fonte mais significativa de auto-excitação era de origem regenerativa do sistema. O equacionamento do fenômeno no entanto só foi possível com o trabalho de Ansoff [1], que empregava o critério de Nyquist para a análise da estabilidade de sistemas lineares com defasagem em tempo constante, passíveis de auto-excitação.

Eisele e Sadowy [9] foram dos primeiros a apresentar resultados experimentais que se aproximavam dos modelos teóricos iniciais, mostrando efeitos da variação da velocidade da peça em torneamento e variação da amplitude de vibração auto-excitada com o tempo de usinagem.

O primeiro trabalho a abordar a instabilidade em retificação foi o de Hahn [12] em 1954. Hahn estabeleceu um modelo para o processo de retificação cilíndrica interna, conforme mostra a fig. 1.2, que justificava a ocorrência da instabilidade por uma perturbação na superfície interna da peça em um determinado instante. Esta perturbação poderia ser ocasionada por vibrações forçadas na retificadora, ou mesmo por uma não homogeneidade de material da peça ou do rebolo, implicando em ondulações na superfície usinada. As ondulações assim geradas realimentariam o sistema na volta seguinte e assim por diante até que o sistema atingisse uma configuração instável.

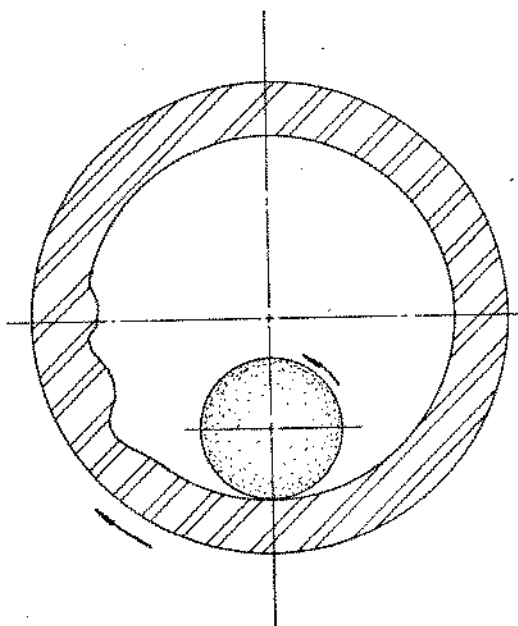


Fig. 1.2. Modelo de Hahn para justificar a ocorrência de instabilidade no processo de retificação cilíndrica interna

Hahn estabeleceu um modelo matemático para o modelo físico empregando o método sugerido por Ansoff, não tendo realizado na ocasião nenhuma verificação experimental.

A introdução do efeito da instabilidade regenerativa do rebolo à altas frequências e o uso de técnicas de análise de estabilidade de sistemas de controle permitiu a obtenção de resultados experimentais compatíveis com os modelos teóricos, em particular pelos trabalhos de Pahlitzsch [25] e Bartalucci [4].

Foi somente com o trabalho de Snoeys e Brown em 69 que a instabilidade em retificação teve uma abordagem de todos os parâmetros envolvidos, particularmente pela introdução das características de filtragem do comprimento finito de contato e do fator de recobrimento. Estes, fizeram a simulação em computador híbrido de seu sistema de controle obtendo resultados comprovados por técnicas experimentais. O modelo de Snoeys e Brown é aceito hoje como representativo do fenômeno e é o que empregaremos neste trabalho (vide capítulo 5).

Na década de 70 houve uma tendência de desenvolvimento paralelo nas investigações sobre instabilidade em retificação, na Alemanha Ocidental, no Japão, na União Soviética e nos Estados Unidos, com tendências particulares em cada escola.

Na Alemanha Ocidental os trabalhos se desenvolveram no sentido da otimização do processo, empregando técnicas de sistemas de controle adaptativo, no aperfeiçoamento do modelo matemático e no refinamento das técnicas experimentais. Colding [6] propôs um modelo de controle adaptativo para o processo de retificação, como o mostra na fig. 1.3, e Saljé [26] executou o programa e construiu um protótipo de retificadora que opera segundo este sistema. Isensee [16] aperfeiçoou o modelo matemático do sistema, introduzindo a variação com a frequência da rigidez de contato e dos parâmetros de corte e desgaste, além de incluir uma modulação do comprimento de contato entre peça e rebolo. Weck [37] introduziu a técnica de análise de assinatura do processo para estimar a variação da amplitude com a frequência, após diferentes intervalos de tempo.

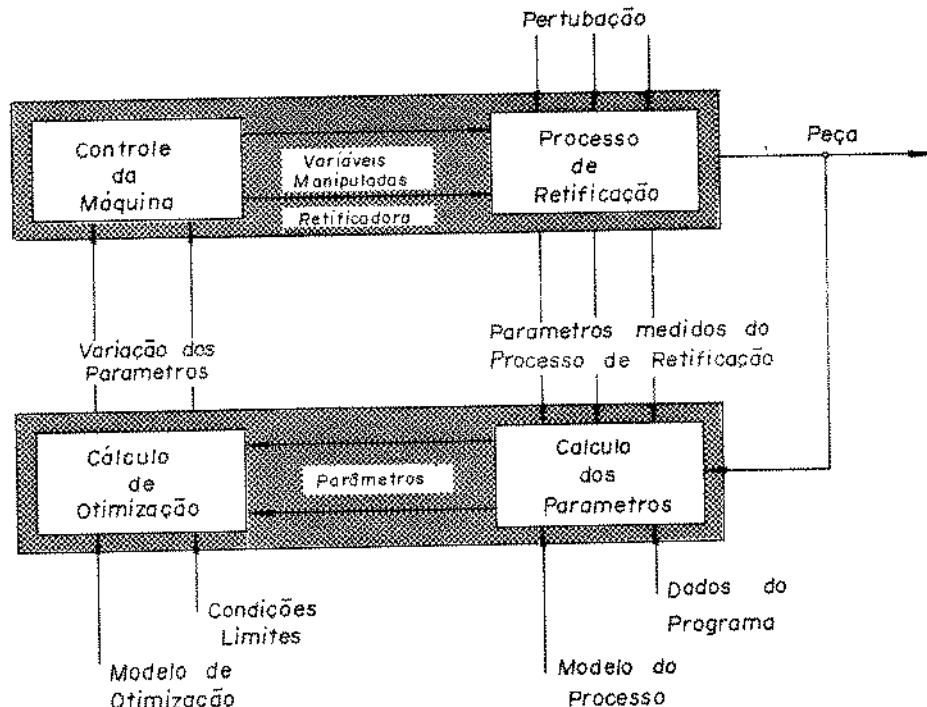


Fig. 1.3. Modelo de Colding para a otimização do processo por um sistema de controle adaptativo

No Japão os trabalhos tiveram uma forte influência do equacionamento da estabilidade do processo proposto por Ohno [23,24]. Esta formulação originariamente analítica foi posteriormente empregada em álgebra de blocos de sistema de controles lineares. Inasaki [15] desenvolveu um dos trabalhos com emprego mais maciço de computação, levantando a influência de diversos parâmetros na estabilidade do processo. Os parâmetros analisados por Inasaki foram: profundidade de corte, largura do rebolo, velocidade da peça, rigidez estática e amortecimento do sistema. Shiozaki [27] estudou a influência das dimensões da peça na estabilidade do processo de retificação cilíndrica. As condições de contorno no cabeçote, e no contra-ponta foram determinadas por análise modal e as frequências naturais da peça pelo método de matriz de transferência.

Na União Soviética os trabalhos foram dirigidos no sentido de se estabelecer técnicas experimentais próprias, na justificativa do fenômeno da instabilidade em retificação e no desenvolvimento de modelos matemáticos para análise da estabilidade a altas velocidades de retificação. Kudinov [20] desenvolveu um método e instrumentação para a medida da receptância da retificadora. Banek [3] justificou a ocorrência de vibrações auto-excitadas em retificação, o aumento de amplitude e sua variação cíclica e a instabilidade da peça e do rebolo. Nikulkin [22] equacionou a estabilidade de retificação a altas velocidades, tendo estabelecido regiões de estabilidade para a retificação em mergulho, variando-se a velocidade da peça e do rebolo.

Nos Estados Unidos os trabalhos inicialmente foram dirigidos para a formulação da retificabilidade do processo, como mostrado nos capítulos 3 e 4, e determinação dos parâmetros de corte das peças e desgaste do rebolo, trabalhos desenvolvidos por Hahn e Lindsay [13,14]. Atualmente a tendência tem sido de emprego de algoritmos computacionais no processamento de dados provenientes de um sistema de aquisição, ou de métodos simplificados para prever as condições de instabilidade do processo. Garcia - Gardea [11] empregou a metodologia DDS ("Dynamic Data System") que determina as condições do processo através do sinal da força de corte. Srinivasan [31] aplicou à retificação cilíndrica o método de espectro de regeneração, introduzido para a análise de estabilidade no processo de corte. Este método, pela sua relativa facilidade de processamento, apresenta um grande potencial de aplicação nos sistemas de controle adaptativo, eliminando-se a necessidade de emprego de computadores de maior porte. Srinivasan determinou as frequências de instabilidade do processo, taxa de aumento de amplitude, efeitos das velocidades da peça e do rebolo. Na aplicação do método do espectro da regeneração, no entanto, Srinivasan não fez nenhuma verificação experimental direta, usando-se apenas de resultados tomados por investigadores isolados processando-os conjuntamente. Srinivasan admitiu ainda que a aplicação prática do método do espectro de regeneração estava condicionada à validade dos modelos matemáticos das curvas de receptância da retificadora e da precisão dos parâmetros empregados. O método do espectro de regeneração será mostrado no capítulo 5.

Entre os últimos trabalhos publicados Sexton [32] apresenta o desenvolvimento de um rebolo ultra-duro que elimina a ocorrência da instabilidade no processo de retificação, e Tlustý [34] analisa a não-linearidade do processo de corte, particularmente devido ao não contato entre peça e ferramenta que ocorre nas maiores amplitudes. A análise dos efeitos de não-linearidades, ainda nas faixas de estabilidade do processo, deverá ser tema das próximas investigações sobre a instabilidade no processo de retificação.

1.3- Objetivos

A crescente demanda de retificadoras de alta qualidade pelo mercado brasileiro e a necessidade de fabricação de produtos em pé de igualdade com os fabricantes estrangeiros, em vistas do mercado interno e de exportação, levaram os fabricantes nacionais a uma série de iniciativas buscando a colocação de seus produtos. Entre estas iniciativas podemos citar a elaboração de normas de qualidade de máquinas-ferramenta pela ABNT e o contato dos fabricantes com os centros de pesquisas, como o Centro de Tecnologia da UNICAMP e o Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo, no sentido de desenvolver máquinas de maior desempenho e alta qualidade.

Neste contexto evidenciou-se a necessidade de um estudo da estabilidade no processo de retificação, uma vez que este processo é usualmente instável e que esta instabilidade limita o desempenho da retificadora e compromete sua qualidade e do produto retificado.

Como um estudo inicial, não se tem aqui a pretensão de uma abordagem em profundidade do assunto, mesmo porque é um tema ainda em pesquisa nos países desenvolvidos e com frequentes novas publicações.

Os objetivos básicos deste trabalho são: a apresentação do equacionamento da estabilidade no processo de retificação cilíndrica externa, a apresentação de um método de processamento para previsão das condições de instabilidade do mesmo, e verificações experimentais da ocorrência do fenômeno.

As verificações experimentais, apresentadas no capítulo 6, envolvem a determinação da rigidez estática da retificadora ensaiada, a rigidez de contato, a resposta complexa de frequência do sistema peça - rebolo e seu relacionamento com as regiões de instabilidade da peça e do rebolo, e a taxa de aumento de amplitude à diferentes velocidades da peça.

Como pré-requisito necessário ao estudo da estabilidade são apresentadas no capítulo 2 noções do processo de retificação, no capítulo 3 o equacionamento das forças, e no capítulo 4 o conceito da retificabilidade que é o objetivo maior de um estudo da estabilidade no processo de retificação.

CAPÍTULO 2

PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

A retificação é o processo abrasivo mais comum e melhor conhecido. Os grãos abrasivos são ligados constituindo os rebolos, em forma de cilindros ou copos, e acionados por uma fonte de potência. Conquanto seja conhecido que a retificação remove metal por corte, analogamente as ferramentas de corte único, as diferenças entre corte convencional e retificação são consideráveis. Uma importante diferença é que a retificação é um processo auto-afiável. Durante a usinagem os grãos sofrem desgaste e se fraturam ou fraturam a liga do rebolo, expondo arestas de corte novas e afiadas. Os estudos da remoção de metal por retificação são envolvidos de incertezas. As propriedades dos grãos abrasivos (ferramentas) não são bem conhecidas e sua geometria escapa a uma definição plena. A dispersão dos grãos no rebolo pode ser descrita como aleatória e o rebolo como um todo pode ser classificado qualitativamente como mole, se ele libera os grãos com facilidade, e duro, quando os grãos estão fortemente presos à liga.

2.1- Processo abrasivo

A formação do cavaco na retificação ocorre de uma maneira análoga aos processos de corte convencionais com ferramentas de aresta definida. O processo é definido como abrasivo, e dada as pequenas dimensões do cavaco (10^{-3} a 10^{-4} mm) é de difícil comprovação experimental de seu mecanismo [2,21]

Na retificação o utensílio (rebolo) dispõe de uma quantidade indefinida de grãos abrasivos dispostos de modo casual, mas de tal maneira que ocorra um ângulo de saída (γ) negativo, como mostra a fig. 2.1.

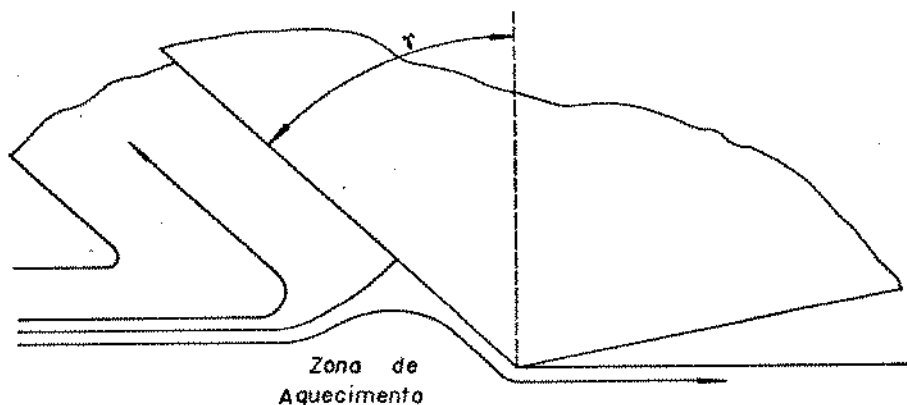


Fig. 2.1. Modelo de formação do cavaco no processo abrasivo

Sob tais condições a formação do cavaco se dará a um ângulo de cisalhamento ϕ_c , variável do início ao fim do corte e a um coeficiente de atrito cavaco-ferramenta variável. O ângulo de cisalhamento ϕ_c é pequeno, conforme mostra a fig. 2.2. A força resultante F pode ser expressa nas três componentes convencionais: a força tangencial de corte F_t , a força normal F_n , as forças de deslizamento tangencial e normal (F_s e F_{sn} respectivamente) e as forças de atrito sobre a face e normal à face de corte (F_γ e $F_{\gamma n}$ respectivamente).

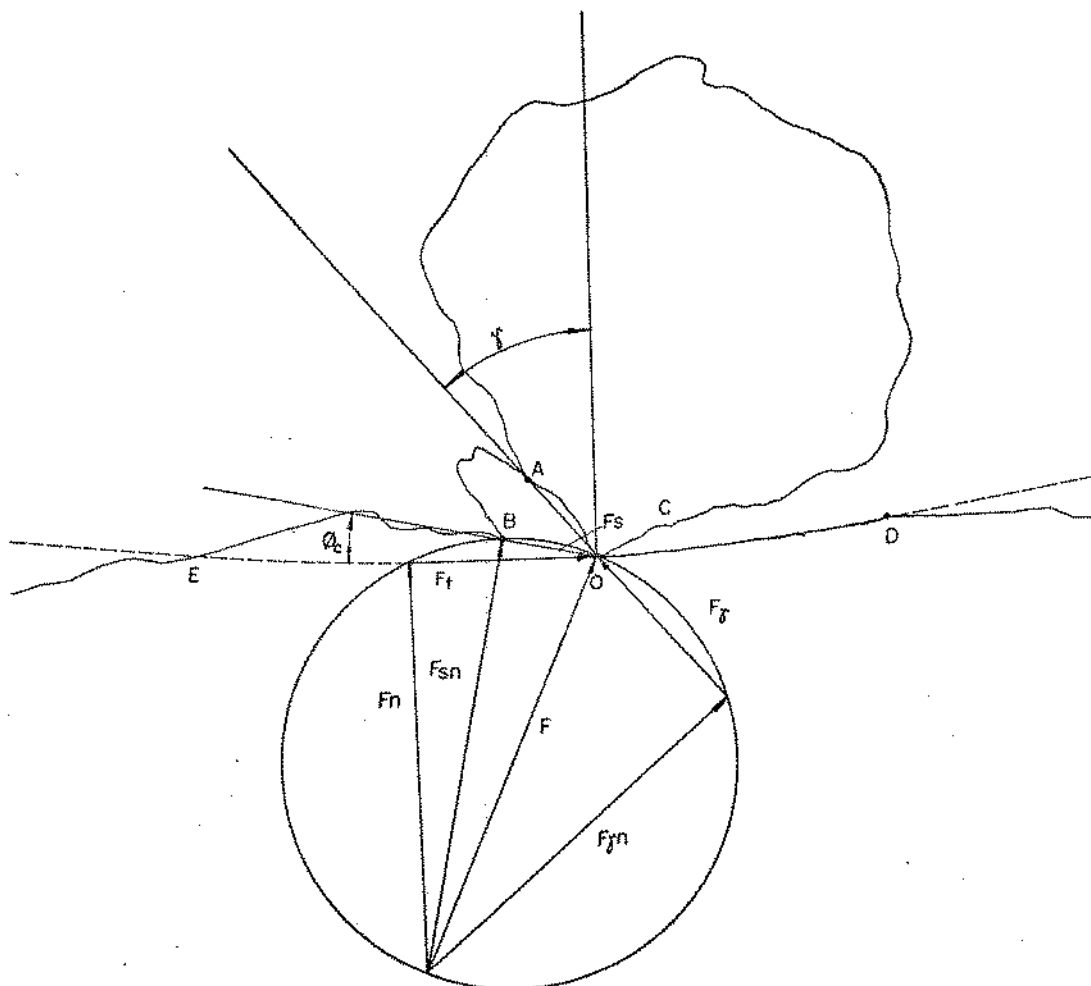


Fig. 2.2. Diagrama de esforços na retificação

Observa-se que as forças F_n , F_{sn} e $F_{\gamma n}$ são muito superiores às forças tangenciais. Isto significa que a força de repulsão tem uma maior importância em relação à força de corte, e que a força de deslizamento normal causa mais um aquecimento acentuado do que uma ação de corte.

Estas condições aumentam evidentemente a quantidade de energia transformada em calor. Devido à pequena profundidade de passada, unida à elevada velocidade de defor-

mação, ocorre uma temperatura elevada (1.000 a 1.600 °C) no plano de escorregamento. Nota - se que no estudo da formação de cavaco no processo abrasivo importa não apenas a temperatura atingida, mas o intervalo de tempo exposto à esta temperatura, o que pode ou não determinar uma fusão localizada do material.

A energia requerida para o processo abrasivo de retificação é pelo menos de uma ordem de grandeza superior à necessária para a remoção do cavaco por corte (torneamento, fresamento, etc.). Da energia introduzida no sistema durante a retificação, 80% é transformada em calor, deste percentual cerca de 85% é cedida à peça, cerca de 5% é transferida ao cavaco, e os restantes 10% dissipados nos grãos abrasivos [21].

A quantidade de calor cedida à peça é a que causa maior preocupação, em vista de possíveis danos. O rebolo por ser constituído de material refratário apresenta alta resistência à temperatura.

O desgaste dos grãos abrasivos, notadamente nos rebolos menos friáveis, aumenta consideravelmente os esforços de corte. A fig. 2.3 mostra o aumento da seção de contato em três etapas consecutivas de desgaste dos grãos. Sendo que as propriedades do material são mantidas constantes e a seção de contato aumenta, para que se mantenha o volume de material removido, aumenta-se o esforço de corte [7]. Nestas condições o rebolo deve ser dressado, para que recupere sua característica inicial de corte.

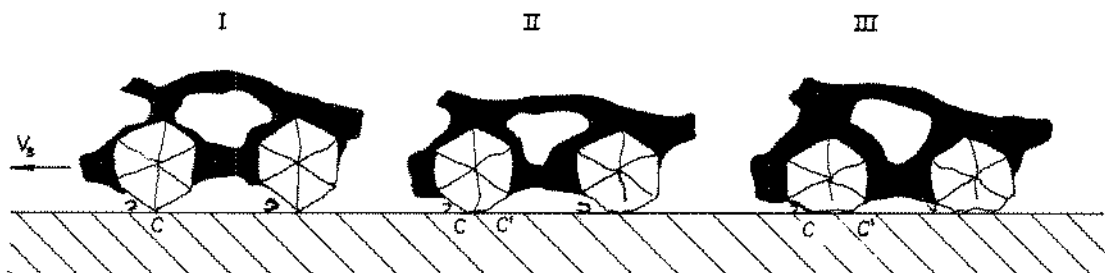


Fig. 2.3. Etapas de desgaste dos grãos abrasivos

2.2- Características dos rebolos

O utensílio utilizado na usinagem por retificação é denominado rebolo, dispondo de um número indefinido de arestas de corte, dependendo do tipo e tamanho do grão abrasivo. Os grãos abrasivos são aglomerados com uma liga que segundo seu material e estrutura fornece uma medida da resistência do rebolo.

2.2.1- Tipo de abrasivo

Lixas contendo "corundum" (óxido natural de alumínio) são superiores às lixas de areia, ainda que sua qualidade como abrasivo seja altamente variável. Foram executadas diversas tentativas para sintetizar formas mais puras de óxido de alumínio e para obter outros tipos de abrasivo. No fim do século dezanove o óxido de alumínio e o car

beto de silício, ambas substâncias abrasivas, foram produzidas artificialmente. O processo de manufatura tem sido desde então modificado para aumentar a pureza e o controle do tamanho de grão destas substâncias. Os abrasivos sintéticos são atualmente os mais utilizados na fabricação de rebolos e outros abrasivos ligados. Diamantes (abrasivos naturais) também são usados, mas, uma vez que são raros e de alto custo, seu uso é limitado. Assim, somente camadas finas de diamante ligados são montadas à superfície dos rebolos. Foram desenvolvidas tentativas de se obter diamantes artificiais, e algum sucesso foi obtido. O tamanho dos diamantes assim obtidos tem sido relativamente pequeno, mas conveniente para algumas aplicações. Os abrasivos devem possuir uma combinação de propriedades. Eles devem ser duros, para penetrar no material da peça e iniciar um corte; eles devem ser tenazes, a fim de resistir às cargas de choque sem se fraturar; eles devem ser resistentes ao desgaste, para manter as arestas afiadas; e devem ser friáveis, de tal maneira que quando as arestas se desgastarem os grãos se fraturem e exponham novas arestas de corte. É evidente que não existe nenhum critério simples para julgar abrasivos, uma vez que um tipo de abrasivo pode ter uma menor dureza, mas maior resistência ao desgaste que outro abrasivo, por exemplo. Acredita-se que o desgaste de abrasivos está relacionado com a solubilidade de seus grãos no material da peça, à temperatura e pressões que ocorrem na região de contato, isto é, que o desgaste do abrasivo é um fenômeno químico. O material da peça deverá assim ocupar um papel importante na seleção do abrasivo a ser usado.

É geralmente aceito que óxido de alumínio é mais mole e tenaz que carбето de silício. A experiência tem mostrado que os grãos de óxido de alumínio são próprios, para os materiais de alta resistência, como os aços, enquanto que o carбето de silício é usado para materiais duros e frágeis, como os ferros fundidos, cerâmicas e vidros, assim como os materiais de baixa resistência, tais como o alumínio, cobre e latão. Tem sido sugerido que o carбето de silício pode ser usado para cortar metais mais moles sem que se fracture excessivamente, e devido à sua dureza os grãos são resistentes ao desgaste. Para os materiais duros e frágeis o óxido de alumínio, mais duro, pode penetrar nas peças e, uma vez que o material é frágil, os cortes uma vez iniciados requerem menos força do que os materiais mais tenazes. Os grãos de óxido de alumínio, usados em materiais duros e frágeis, irão se desgastar e conseqüentemente tendem a polir ao invés de cortar. Nos materiais mais tenazes, as forças para manter um corte são mais elevadas e portanto os grãos de óxido de alumínio, menos frágeis, são preferíveis. O carбето de silício, quando usado nestes casos, pode fraturar muito rapidamente, ocasionando excessivo desgaste do rebolo [2].

Diamantes, naturais ou artificiais, são usados para retificar materiais muito duros, como as ferramentas de metal duro. O diamante é duro e resistente ao desgaste, mas não é friável, e uma vez que é utilizado em materiais muito duros, as arestas de corte irão eventualmente se desgastar e polir, ao invés de cortar. Neste caso é importante assegurar que o grão do diamante como um todo, seja arrancado da liga, resultando num desgaste de custo excessivo.

2.2.2- Tamanho do grão

A seleção do tamanho de grão depende da taxa de remoção de material, e do acabamento superficial desejado. Os grãos mais grossos são usados para rápida remoção de material; os grãos finos para pequenas taxas de remoção e para um acabamento superfi

cial de baixa rugosidade. Os grãos grossos são usados para materiais dúteis, e os grãos mais finos para materiais duros e frágeis.

O tamanho dos abrasivos é controlado por um simples princípio de medição. Os medidores são telas graduadas por números representando o número de intervalos por polegada linear. As telas variam do número 4 ao 240 em séries de incrementos; um grão 4 é grosso e um grão 240 é fino. Um grão de número 24 passará através de uma tela de número 20, e será retido sobre uma tela de número 30. Assim, os grãos são sujeitos à tolerâncias bem largas e o formato geral do grão não é controlado. Armarego [2] cita que a razão do eixo maior, para o eixo menor, varia de 1,73 a 2,46, dependendo do material do grão e de sua faixa de tamanho. Mostra-se que o valor médio do eixo menor é aproximadamente igual ao tamanho da tela, com um desvio padrão de 20 a 25% do tamanho nominal. Os grãos mais finos, com números variando entre 280 e 600, são selecionados por métodos de flutuação e sedimentação.

2.2.3- Liga

Os abrasivos tem sido ligados por diferentes materiais. As primeiras tentativas incluem, argila, látex e borracha. O material da liga deve ser suficientemente forte para resistir às temperaturas de retificação e velocidades da árvore, sem se desintegrar. Ele deve ser capaz de reter os grãos abrasivos durante a operação de corte, mas deve ser suficientemente friável para soltar os grãos desgastados. Entretanto, a liga deve ser rígida para permitir ao grão penetrar e cortar a peça na profundidade de corte especificada. Devido às elevadas temperaturas desenvolvidas na retificação, e aos numerosos cavacos produzidos, um fluído de corte é geralmente requerido como refrigerante e para remoção do material removido da peça e do rebolo. O material da liga deve portanto ser resistente ao ataque químico dos fluídos de corte. Os materiais de liga nem sempre satisfazem todos os requisitos acima, assim, cada liga tem os seus usos particulares [2]. Os tipos de liga mais comuns podem ser listados como se segue:

a) vitrificada

Usada na maioria das operações de retificação. São necessárias altas temperaturas para o processo de fusão.

b) silicosa

Requer temperaturas de retificação bem mais baixas que a liga vitrificada, para manter a dureza do rebolo. A liga silicosa solta os grãos mais imediatamente que a liga vitrificada, fornecendo uma retificação à temperatura mais baixas. É usada para a retificação de aços de tratamento térmico pleno (dureza maior que 60 R_c), assim como para afiação de ferramentas ou cutelaria. Os fluídos de corte contendo soda reagem com esta liga, devendo outros fluídos de corte serem utilizados.

c) borracha

Usada para operações de corte e para rebolos de controle em operações de retificação sem centros. Quando submetidas ao aquecimento a liga amolece e solta os grãos. Assim, deve-se usar fluídos de corte, normalmente, com este tipo de liga.

d) elásticas ("Shellac")

Usadas inicialmente para operações de corte, hoje são também usadas para

materiais endurecidos. Os fluídos de corte alcalinos reagem com este tipo de liga.

e) resinóide

Usadas para fornecer aos rebolos alta resistência, podendo ser usadas às altas velocidades. Tais ligas se adaptam às operações de corte e desbaste. Devido à sua alta resistência às altas temperaturas, esta liga pode ser usada com ou sem fluído de corte. Assim como no caso das ligas silicatas e elásticas, a liga resinóide é atacada por fluídos alcalinos.

f) oxiclorada

Envolve óxidos e cloretos de magnésio. Em contraste com outros materiais de liga a oxiclorada é um cimento que requer um tempo de cura à frio. Uma vez que a maioria dos fluídos de corte afeta esta liga ela é normalmente usada para retificação à seco.

2.2.4- Estrutura

Na fabricação e especificação de um rebolo, ou de outro qualquer abrasivo ligado, é importante considerar as proporções de grãos abrasivos, de material de liga e de poros, (intervalos de ar), que determinam sua estrutura. A composição volumétrica de um rebolo pode ser expressa como:

$$Q_a + Q_b + Q_p = 100 \quad (2.1)$$

onde Q_a é a porcentagem volumétrica de grãos abrasivos, Q_b é a porcentagem volumétrica de material de liga, e Q_p é a porcentagem volumétrica de poros. Estes três constituintes podem ser alterados para controlar a estrutura e dureza do rebolo. A estrutura do rebolo é uma medida da dispersão de seus grãos abrasivos. A estrutura é chamada densa quando Q_a é alta, e aberta quando Q_a é baixa [2]. A estrutura é designada por números, com números baixos indicando uma estrutura densa. A norma americana recomenda números variando de 1 a 15 para ser incluído na especificação do rebolo, mas seu uso é opcional. O sistema Norton para a designação de estrutura é dividido em treze graus, variando de 0 a 12 inclusive. A estrutura de um rebolo pode ser alterada pela variação da porcentagem em volume dos grãos abrasivos e da liga. Assim, o rebolo representa do por:

$$-(Q_a - g) + (Q_b + g) + Q_p = 100 \quad (2.2)$$

é um grau (ou número) maior que o rebolo representado pela eq. (2.1), onde g é uma porcentagem volumétrica de mudança de estrutura entre dois graus consecutivos.

2.2.5- Dureza

A dureza de um rebolo é uma medida da resistência de sua liga. As forças que agem em um grão durante a retificação dependem das variáveis do processo (tais como velocidades, profundidade de corte, etc.) e da resistência do material da peça. Assim, uma maior força no grão aumentará sua possibilidade de deslocamento. Se a liga for muito resistente o grão tenderá a perder sua capacidade de corte, e se for muito fraca o desgaste do rebolo será excessivo. Se o polimento ocorre o rebolo está com ação dura.

Reduzindo a velocidade do rebolo ou aumentando a velocidade da peça ou a profundidade de corte, o rebolo terá uma ação mais mole. Se o rebolo apresenta um desgaste acentuado, o procedimento de maneira inversa à anterior fará com que ele tenha uma ação mais dura. Rebolos duros são recomendados para materiais moles, e vice-versa.

A dureza de um rebolo é designada por letras do alfabeto. Um rebolo muito mole recebe a letra A, enquanto Z é usado para um rebolo muito duro. É aceito que tão maior for a porcentagem de material de liga, e menor a porcentagem de poros, mais duro será o rebolo. Assim, o rebolo:

$$Q_a + (Q_b + g') + (Q_p - g') = 100 \quad (2.3)$$

é um grau mais duro que o rebolo representado pela eq. (2.1), onde g' é uma porcentagem selecionada de mudança de volume entre dois graus de dureza consecutivos.

2.2.6- Especificação

Na fabricação de rebolos e abrasivos ligados muitas variáveis são envolvidas. Apesar de que consideráveis esforços tem sido feitos para produzir especificações que identifiquem os abrasivos ligados, é aceito que abrasivos de mesma especificação e de fabricantes diferentes tem performances diferentes.

A maioria das especificações para rebolos são muito similares. A norma americana e a ABNT especificam o rebolo como se segue:

- a) Prefixo: indicação pelo fabricante do tipo exato do abrasivo
- b) Tipo do abrasivo: A para o óxido de alumínio e S para o carbeto de silício
- c) Tamanho de grão: 10 a 600
- d) Dureza: A para muito mole e Z para muito duro
- e) Estrutura: 1 para densa e 15 para aberta
- f) Tipo de liga
- g) Registro do fabricante

A fig. 2.4 mostra um quadro com resumo dos dados para especificação de um rebolo e um exemplo de especificação.

Prefixo	Tipo de abrasivo	tamanho do grão				dureza			estrutura		Tipo de liga	Marca do fabricante				
		Grosso	Médio	Fino	Muito fino	Mole	Médio	Duro	Denso	Aberto						
Símbolo do fabricante indicando o tipo exato de abrasivo (uso opcional)	A. Óxido de Alumínio	10	36	70	220	A	E	I	M	O	V	1	9	V-Vitrificado	Registo privado do fabricante para identificação do rebolo. (uso opcional)	
		12	46	80	240	B	F	J	N	R	W	2	10	S-Silicosa		
		14	54	90	280	C	G	K	O	S	X	3	11	B-Resinóide		
		16	60	100	320	D	H	L	P	T	Y	4	12	BF-Resinóide reforçada		
		20		120	400							5	13	R-Borracha		
		24		150	500							6	14	RF-Borracha reforçada		
				180	600							7	15	E-Elastica		
												8	etc.	O-Oxidoclorado		

Fig. 2.4. Quadro de especificação de rebolos

2.3- Retificação cilíndrica externa

A retificação cilíndrica externa pode ser executada pelos métodos transversal (longitudinal) ou de mergulho (radial). Na retificação transversal a peça gira sobre seu eixo e a periferia do rebolo interfere com a superfície da peça, sendo o avanço paralelo ao eixo da peça, como mostrado na fig. 2.5. A retificação convencional ocorre com a velocidade da peça em sentido oposto à velocidade do rebolo. A largura do rebolo é menor que a da peça e a velocidade de avanço varia de um terço à três quartos de largura do rebolo por rotação da peça. A velocidade periférica do rebolo é consideravelmente maior que a da peça. Deve-se notar que este tipo de retificação é muito similar à operação de torneamento, havendo inclusive retíficas de suporte que montadas no carro transversal do torno executam a operação de retificação. Os métodos de fixação da peça são os mesmos que para o torneamento, fixação em placa de três castanhas e entre centros.

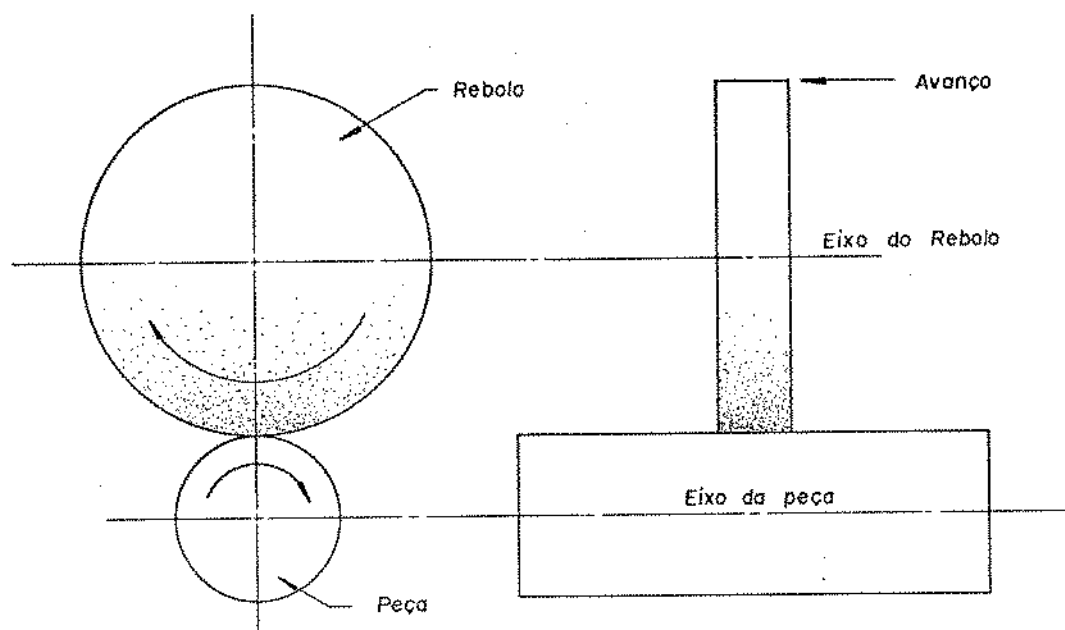


Fig. 2.5. Retificação transversal

Na retificação cilíndrica externa de mergulho a largura do rebolo é maior que o comprimento da peça. Os eixos do rebolo e da peça são paralelos e a peça é retificada em seu diâmetro por avanço radial do rebolo, como mostrado na fig. 2.6. Algumas vezes é necessário fornecer ao rebolo um pequeno movimento de oscilação de pequena amplitude, ao longo do eixo de rotação, para melhorar o acabamento superficial [2].

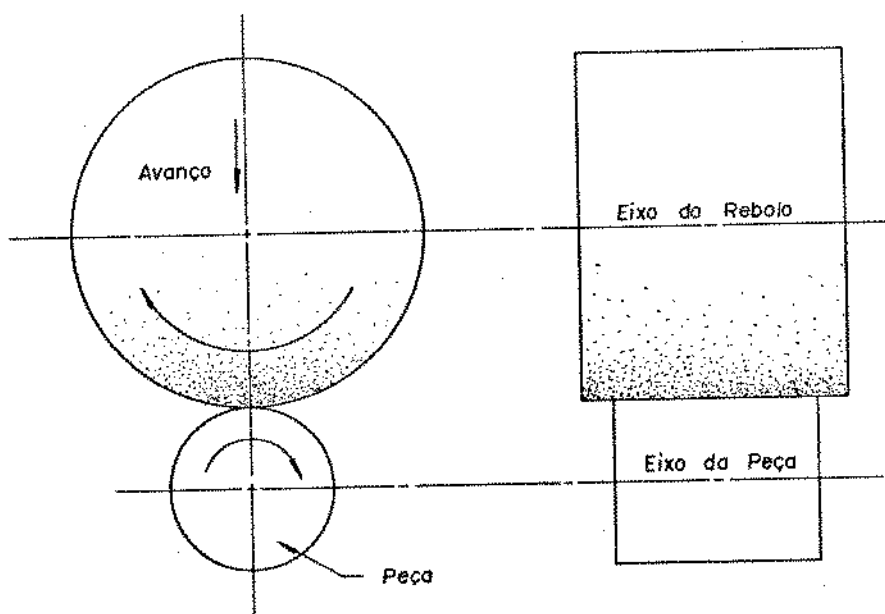


Fig. 2.6. Retificação de mergulho

2.4- Geometria do processo de retificação cilíndrica

A figura 2.7 mostra a variação da espessura não deformada do cavaco para a retificação cilíndrica externa. As velocidades da peça e do rebolo estão em direções opostas, constituindo uma retificação convencional. A interferência, ou profundidade de corte $\Delta\delta w$ é pequena, da ordem de poucos microns, enquanto que a velocidade periférica do rebolo V_s é usualmente muito maior do que a velocidade da peça V_w ($V_s = 22$ a 30 m/s e $V_w = 0,3$ a $0,5$ m/s). Da mesma maneira que para operações de fresamento, o arco de contato pode ser assumido circular e a velocidade da peça considerada intermitente. Assim, a peça é considerada parada enquanto um grão está executando um corte, e move-se rapidamente de uma quantidade igual ao avanço por grão, antes que o próximo grão execute um corte [2]. Na fig. 2.7 O e O_1 são os centros do rebolo e da peça durante o primeiro corte; O e O_2 são os centros do segundo corte.

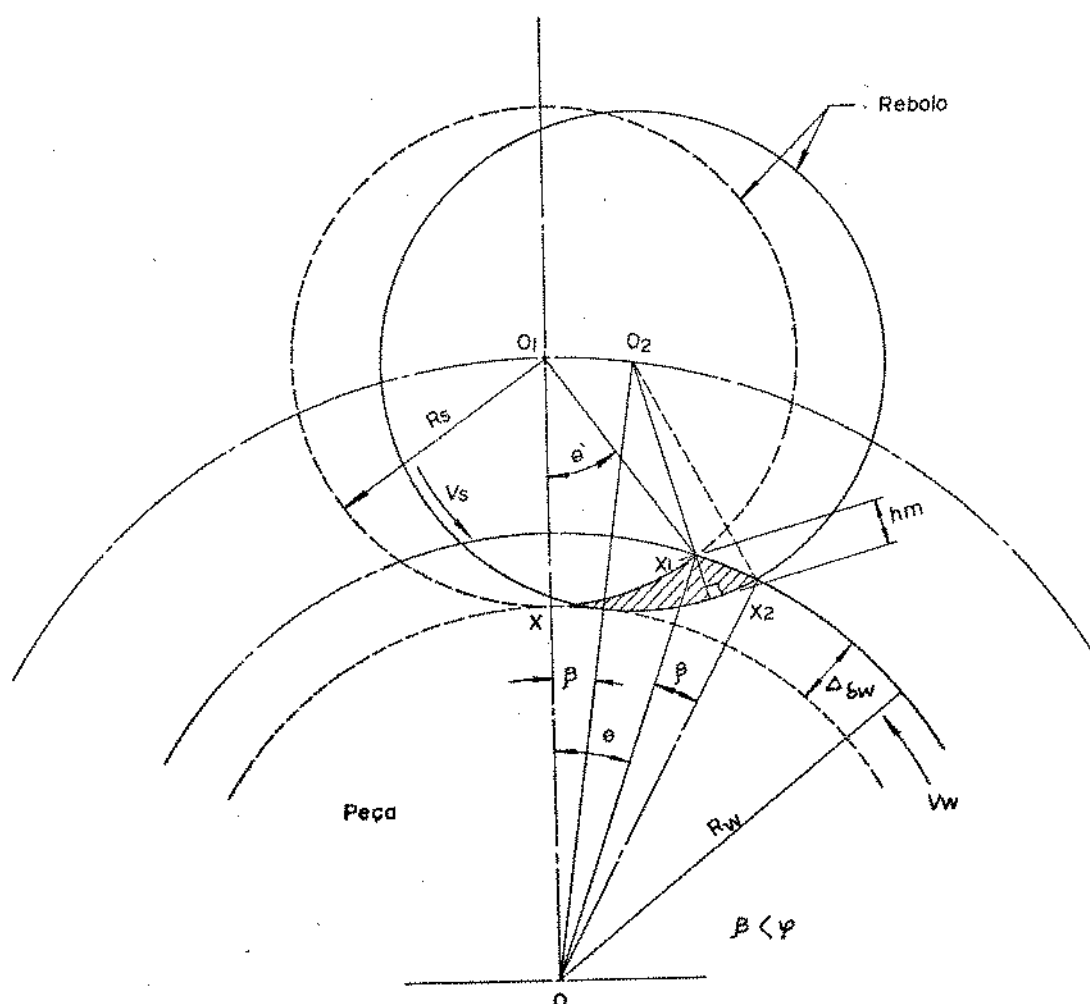


Fig. 2.7. Modelo geométrico da retificação cilíndrica

O avanço por grão X_2X_1 é dado por:

$$X_2X_1 = \lambda \frac{V_w}{V_s} \quad (2.4)$$

onde λ é o passo circunferencial dos grãos na superfície do rebolo.

É aparente que o triângulo 00_1X_1 e o triângulo 00_2X_2 são idênticos, mas deslocados de um ângulo θ , onde:

$$\theta = \angle 0_100_2 = \angle X_10X_2 = \lambda \frac{V_w}{V_s R_w} \quad (2.5)$$

A espessura máxima não deformada do cavaco h_m , é dada por:

$$h_m = R_s - 0_2X_1 \quad (2.6)$$

Do triângulo 00_1X_1 , usando a regra do cosseno,

$$(0_1X_1)^2 = R_w^2 + (R_s + R_w - \Delta_{\delta w})^2 - 2 R_w (R_s + R_w - \Delta_{\delta w}) \cos \theta = R_s^2$$

ou:

$$\cos \theta = \frac{R_w^2 - R_s^2 + (R_s + R_w - \Delta_{\delta w})^2}{2 R_w (R_s + R_w - \Delta_{\delta w})} \quad (2.7)$$

onde R_w é o raio da peça, R_s é o raio do rebolo, e $\Delta_{\delta w}$ a profundidade de corte. Uma vez que θ é pequeno, $\cos \theta$ pode ser expandido em séries, e os termos de potência maiores desprezados.

Assim:

$$\cos \theta \approx 1 - \frac{\theta^2}{2} = \frac{R_w^2 - R_s^2 + (R_s + R_w - \Delta_{\delta w})^2}{2 R_w (R_s + R_w - \Delta_{\delta w})}$$

ou:

$$\theta = \sqrt{\frac{2 \cdot R_s \cdot \Delta_{\delta w} - \Delta_{\delta w}^2}{R_w (R_s + R_w - \Delta_{\delta w})}} \quad (2.8)$$

Quando $\Delta_{\delta w}^2 \ll 2 R_s \Delta_{\delta w}$ e $\Delta_{\delta w} \ll (R_s + R_w)$, então:

$$\theta = \sqrt{\frac{2 R_s \cdot \Delta_{\delta w}}{R_w (R_s + R_w)}} \quad (2.9)$$

Aplicando a regra do cosseno ao triângulo 00_2X_1 , e expandindo $\cos(\theta - \beta)$ para os dois primeiros termos obtemos:

$$0_2X_1 = \left\{ (\theta - \beta)^2 (R_W [R_S + R_W - \Delta_{\delta W}]) + R_S^2 - 2 R_S \cdot \Delta_{\delta W} + \Delta_{\delta W}^2 \right\}^{1/2} \quad (2.10)$$

Substituindo β e θ das eqs. (2.5) e (2.8) em (2.10):

$$0_2X_1 = R_S \sqrt{1 - 2 (R_S + R_W - \Delta_{\delta W}) \lambda \frac{V_W}{V_S R_S^2} \left[\sqrt{\frac{2 R_S \cdot \Delta_{\delta W} - \Delta_{\delta W}^2}{R_W (R_S + R_W - \Delta_{\delta W})}} - \lambda \frac{V_W}{2 V_S R_W} \right]} \quad (2.11)$$

Combinando as eqs. (2.11) e (2.6) a espessura máxima não deformada do cavaco torna-se:

$$h_m = R_S \left\{ 1 - \sqrt{1 - 2 (R_S + R_W - \Delta_{\delta W}) \lambda \frac{V_W}{V_S R_S^2} \left[\sqrt{\frac{2 R_S \cdot \Delta_{\delta W} - \Delta_{\delta W}^2}{R_W (R_S + R_W - \Delta_{\delta W})}} - \lambda \frac{V_W}{2 V_S R_W} \right]} \right\} \quad (2.12)$$

O segundo termo da eq. (2.12) pode ser expandido em uma série binomial, desprezando-se os termos mais altos, obtemos:

$$h_m = \lambda \frac{V_W}{V_S} \sqrt{\frac{(2 R_S \cdot \Delta_{\delta W} - \Delta_{\delta W}^2) (R_S + R_W - \Delta_{\delta W})}{R_S^2 \cdot R_W}} - \frac{\lambda^2 (R_S + R_W - \Delta_{\delta W}) V_W^2}{2 R_S \cdot R_W \cdot V_S^2} \quad (2.13)$$

Quando $\Delta_{\delta W}^2 \ll 2 R_S \cdot \Delta_{\delta W}$, $\Delta_{\delta W} < (R_S + R_W)$ e $V_W^2 \ll V_S^2$,

então:

$$h_m \approx \lambda \frac{V_W}{V_S} \sqrt{\frac{2 \Delta_{\delta W} (R_S + R_W)}{R_S R_W}} \quad (2.14)$$

Micheletti [21] apresenta um diagrama para determinação de λ , o passo circunferencial dos grãos na superfície do rebolo, mostrado na fig. 2.8-b, em função da profundidade de corte e da granulometria do rebolo. A fig. 2.8-a mostra que o passo circunferencial é definido para grãos com aresta de corte à mesma circunferência.

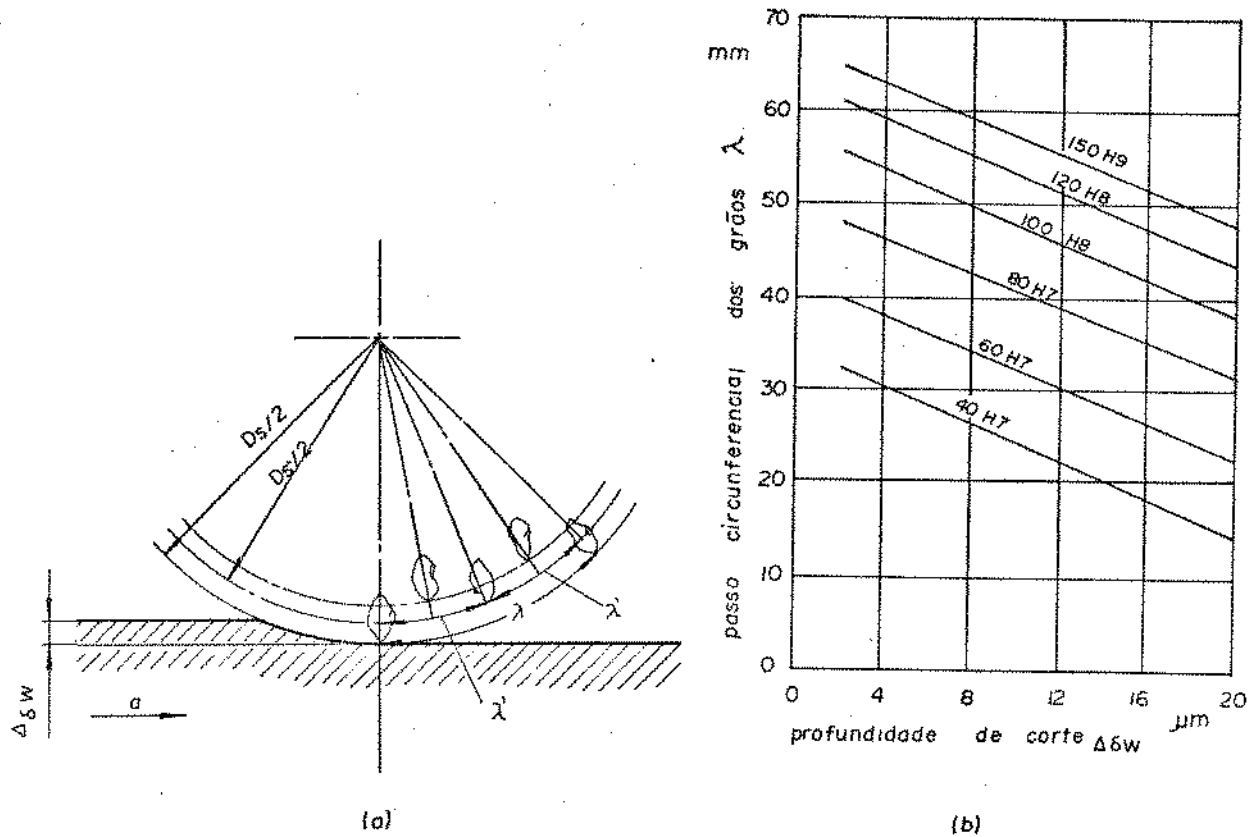


Fig. 2.8. (a) Definição geométrica do passo circunferencial. (b) Diagrama para determinação do passo circunferencial dos grãos

O comprimento de corte do cavaco não deformado é dado por XX_1 , onde:

$$XX_1 = R_s \theta = l_c \quad (2.15)$$

Usando considerações similares às empregadas para as eqs. (2.8) e (2.9) obtemos:

$$l_c = \sqrt{\frac{(2 R_w \cdot \Delta\delta_w - \Delta\delta_w^2)}{(R_s + R_w - \Delta\delta_w)}} R_s = \sqrt{\frac{2 R_s \cdot R_w \cdot \Delta\delta_w}{(R_w + R_s)}} \quad (2.16)$$

Deve-se observar que o comprimento de corte do cavaco não deformado não é efetivamente o comprimento de contato entre peça e rebolo, uma vez que devido à rigidez de contato existe uma deformação entre peça e rebolo, como será mostrado na seção 3.4. Deve-se resalvar ainda, que a análise geométrica desenvolvida prevê condição estável do processo.

CAPÍTULO 3

FORÇA DE CORTE NA RETIFICAÇÃO

A figura 2.2 mostra a força resultante de corte e seus principais componentes. Uma análise particularizada de cada componente é necessária ao estudo do processo de retificação, especialmente para o mecanismo de formação do cavaco. Esta análise no entanto é de pouca utilidade no estudo da estabilidade do processo, uma vez que nele se considera apenas a força resultante.

A força média de corte pode ser obtida pelo método de Kienzle, referido por Micheletti [21], em função do tipo de rebolo, pressão média de corte do material e da profundidade média de corte.

Em análise de estabilidade do processo de retificação no entanto, é importante conhecer a expressão da força de corte resultante instantânea, em termos dos parâmetros que definem a estabilidade do sistema, que são a rigidez de corte da peça, a rigidez de desgaste do rebolo e a rigidez de contato.

Younis [38] discute a variação destes parâmetros com a frequência de vibração entre peça e rebolo e conclui ser esta variação não significativa. Isensee [16] equaciona a estabilidade do processo em termos da variação dos parâmetros de rigidez com a frequência e obtém resultados experimentais muito próximos dos teóricos.

3.1- Força média de corte

Durante a retificação o rebolo aplica sobre a peça uma força resultante que pode ser decomposta nas direções tangencial, radial e axial.

A força tangencial corresponde à força principal de corte F_t , a força radial à repulsão F_n e a componentes axial à força de avanço F_a .

A intensidade das forças aplicadas é no entanto muito baixa, devido às pequenas dimensões do cavaco removido. No entanto, pode haver interesse num estudo quantitativo destas forças para uma verificação das deformações impostas à peça.

Para pequenas profundidades de corte as forças F_t e F_n são aproximadamente iguais, para profundidades muito grandes (maiores que 0,03 mm) a força F_n cresce muito rapidamente.

A força F_t pode ser calculada pela fórmula que recorre à pressão de corte:

$$F_t = f_c Z_t w h_m K_{sm} \quad (3.1)$$

Onde:

f_c = fator de correção da pressão de corte, devido ao tipo de geometria do

grão abrasivo. O valor de f_c depende também da espessura máxima do cavaco, e pode ser obtido com o auxílio da fig. 3.1.

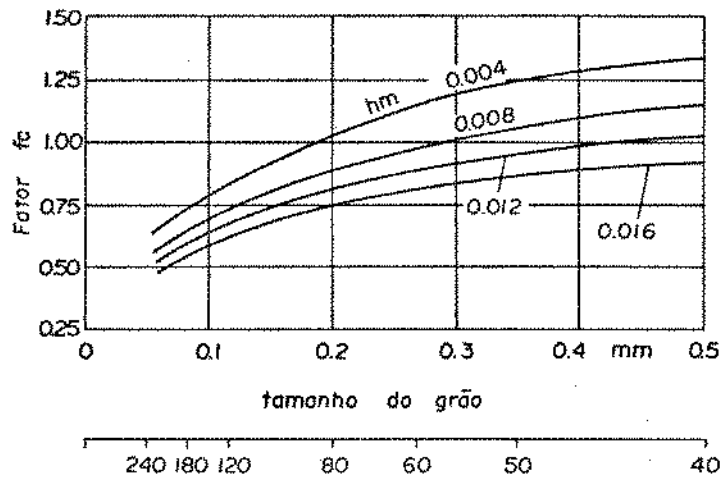


Fig. 3.1. Valores do coeficiente f_c em função da espessura máxima do cavaco e da granulometria do rebolo [21]

Z_t = número de grãos em contato:

$$Z_t = \frac{1}{\lambda} \sqrt{\frac{\Delta_{\delta w} \cdot D_w \cdot D_s}{1 + D_w}} \quad (3.2)$$

w = largura de contato entre peça e rebolo. Para retificação em mergulho w é igual à largura do rebolo, para retificação transversal w corresponde ao avanço axial da peça.

h_m = espessura máxima do cavaco (eq. 2.14)

K_{sm} = pressão média de corte, que depende do material e da espessura máxima do cavaco, segundo a equação:

$$K_{sm} = K_{so} \frac{h_m^{-z}}{2} \quad (3.3)$$

As constantes K_{so} e z podem ser obtidas, para alguns materiais, na tabela 3.1

Tabela 3.1. Valores das constantes K_{so} e z [21]

Material		Limite de resist. à tração N/mm ²	z	K_{so} N/mm ²
DIN	Equivalente ABNT			
C 40	1040	670	0,14	2 220
C 60	1060	770	0,18	2 130
16 Mn Cr 5		770	0,26	2 100
20 Cr Ni 4		630	0,30	2 260
40 Cr Mo 4	4140	730	0,26	2 500
35 Cr Mo 4	4135	600	0,21	2 240
50 Cr V 4	6150	600	0,26	2 220
52 Ni Cr Mo KU	8650	940	0,24	1 740
52 Ni Cr Mo KU	8650	1 220	0,24	1 920
16 Cr Mo 3		590	0,17	2 290
G G 26		500	0,26	1 160

3.2- Rigidez de corte da peça

No equacionamento da estabilidade do processo a força de corte instantânea $F(t)$ é assumida diretamente proporcional à profundidade instantânea de corte $\Delta_{\delta w}(t)$, sendo a constante de proporcionalidade K_w conhecida como rigidez de corte da peça.

A equação matemática relacionando profundidade e força de corte torna-se uma função linear do tipo:

$$F(t) = K_w \cdot \Delta_{\delta w}(t) \quad (3.4)$$

A rigidez de corte específica K_w' , ou rigidez de corte por unidade de largura do rebolo, pode ser formulada a partir da eq. (3.4), fazendo-se

$$K_w' = \frac{F'(t)}{\Delta_{\delta w}(t)} \quad (3.5)$$

onde $F'(t)$ é a força de corte instantânea por unidade de largura do rebolo.

Snoeys e Brown [29] observaram a variação da rigidez de corte com a relação de velocidades entre a peça e o rebolo, buscando definir um índice da capacidade de corte. A fig. 3.2, obtida a partir de testes práticos executados por Okamura e Nakajima mostra uma variação típica da rigidez de corte específica com a relação de ve

locidades entre a peça e o rebolo. Observa-se que existe uma relação linear entre a relação de velocidades e a rigidez de corte específica para os valores usualmente empregados da relação de velocidades (1/100 a 1/20). A constante de proporcionalidade é chamada índice da capacidade de corte.

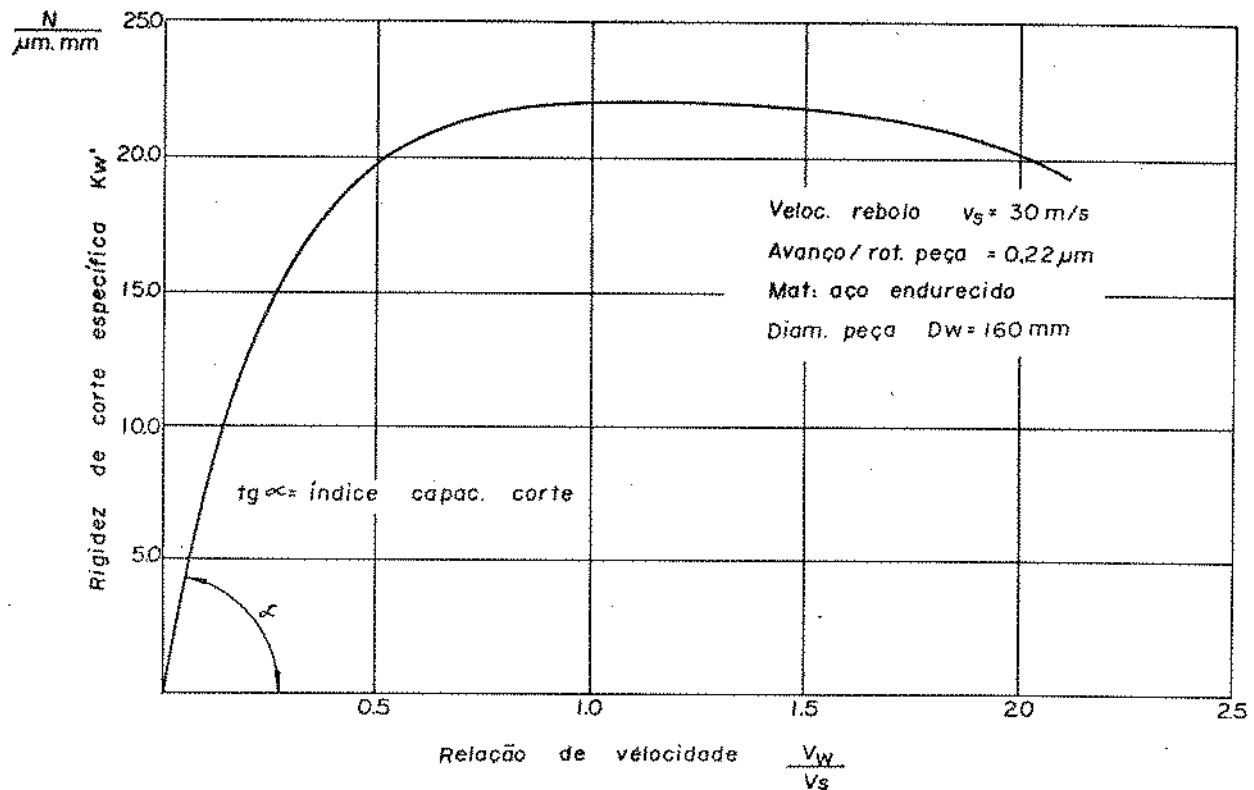


Fig. 3.2. Influência das velocidades da peça e do rebolo na rigidez de corte específica

A tabela 3.2, compilada por Snoeys e Brown, mostra alguns valores da rigidez específica de corte para vários materiais, rebolos e relação de velocidades, além de relacionar os respectivos índices da capacidade de corte. Conclui-se a partir dos dados desta tabela que para um valor relação de velocidade igual a 1/60 a rigidez de corte específica deverá variar de 1 a 20 N/μm/mm.

Tabela 3.2. Rigidez de corte específica K_w' para vários materiais

Material	Dureza R_c	Rebolo	Rigidez de corte espec. K_w' N/ μ m/mm	Relação de velocidades $\frac{V_w}{V_s}$	Índice capac.corte N/ μ m/mm
AISI 4150	54	32 A 70 M 6	14	0,135	100
Ferro Fundido		A 701 - N 6	16	0,120	135
		A 461 - M 8	10	0,120	80
DIN 100 Cr 6 RIV	63	EK 60 L 7	1,2	0,010	116
			2,2	0,016	134
AISI 104 OCDE	6	A 46 J 8 V	0,8	0,007	120
Aço C	45	2 A 60 K 6	6	0,027	220
AISI 52100	61	A 60-5	84	0,123	680
AISI T 15	54	4 A 60 M 6	86	0,106	810

Hahn e Lindsay [13,42] estabeleceram um parâmetro que permite avaliar a produtividade do processo, relacionando volume de material removido durante a retificação e a força de corte envolvida em função das variáveis do processo, parâmetro este que permite a determinação analítica de K_w' .

A fig. 3.3 mostra que durante a retificação de metais ocorrem três processos na interface entre o grão abrasivo e a peça [39,42]. A fase I é de roçamento e nela o grão atrita a peça causando deformação elástica e, ou, plástica na superfície do material, sem efetuar remoção de material. Na fase II o grão causa um escoamento plástico do material da peça, na direção de seu deslocamento, sendo o material extrudado atirado para cima e quebrado ao longo dos lados do sulco gerado, resultando numa pequena taxa de remoção de material. A fase III é a fase de corte, onde a fratura ocorre na zona plásticamente deformada, causando a formação de cavaco e resultando numa taxa de remoção de material.

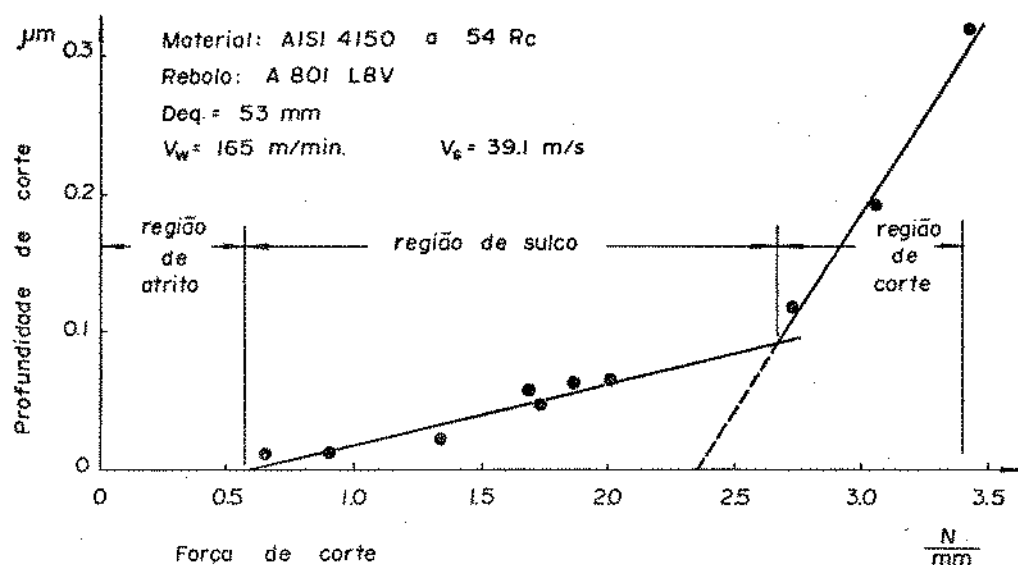


Fig. 3.3. Fases usuais da retificação de metais [42]

Na região de corte observamos (fig. 3.3) que existe uma relação linear entre a taxa de remoção de material Z , ou o volume de material removido por unidade de tempo, e a força normal F_n .

Assim:

$$Z = \Lambda_w \cdot F_n \quad (3.6)$$

onde Λ_w é o parâmetro de corte da peça.

Supondo que o processo permaneça estável devemos ter, para uma alta produtividade, um valor de Λ_w tão alto quanto possível. Aumentando-se o valor de Λ_w a taxa de remoção de material será aumentada na retificação à força controlada, para uma certa força, ou por outro lado, a força induzida será menor na retificação por taxa de avanço, para uma certa taxa de remoção de material.

Entre os parâmetros que influenciam Λ_w o mais frequentemente discutido é a velocidade periférica do rebolo. Optiz e Hahn [13] mostraram que, para materiais de fácil usinagem, altas velocidades do rebolo são benéficas em relação ao parâmetro de corte da peça. A fig. 3.4 mostra seus resultados. Deve-se observar que os altos valores de Λ_w obtidos por Optiz resultam da baixa dureza do material da peça.

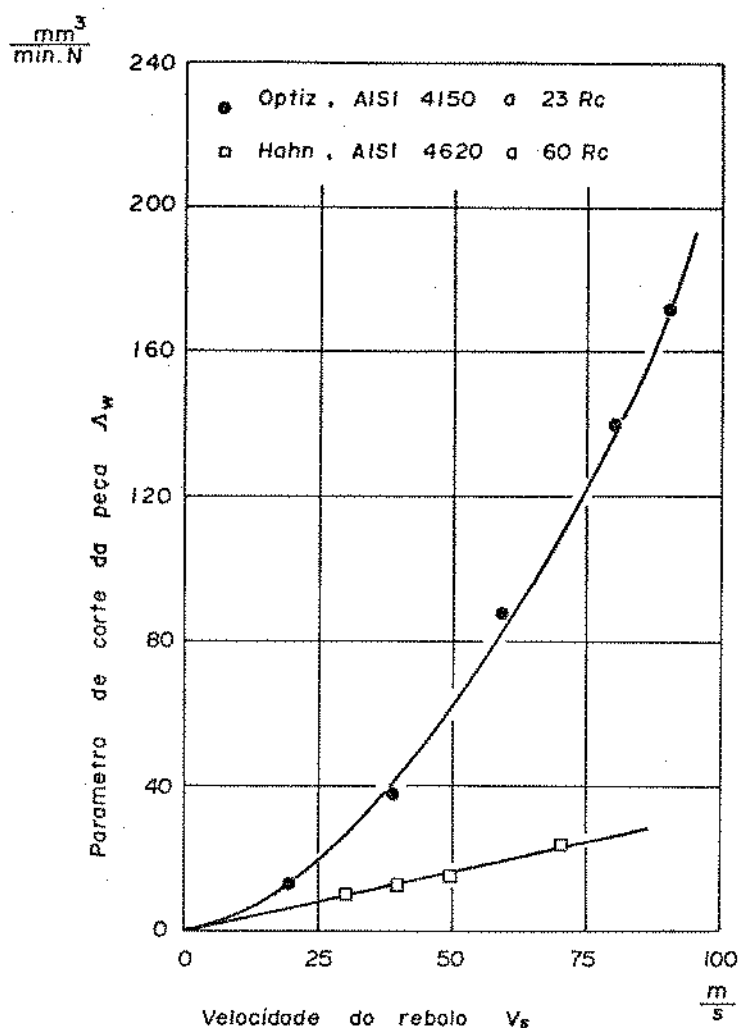


Fig. 3.4. Efeito da velocidade do rebolo no parâmetro de corte da peça

A influência dos parâmetros de dressagem do rebolo foi estudada por Hahn e Lindsay [13]. A fig. 3.5 mostra as variáveis da dressagem de rebolos por um único diamante. O avanço de dressagem ℓ_a (fig. 3.5 a) é definido como a distância axial que o diamante se move, por rotação do rebolo. Ele pode ser calculado por:

$$\ell_a = \frac{\text{Velocidade da mesa durante a dressagem}}{\text{Velocidade de rotação do rebolo}}$$

Assumindo um diamante com ponta em 90° , e perfeitamente afiado, a fig.3.5b mostra o efeito do aumento da profundidade de dressagem para um avanço constante. Quando a profundidade de dressagem iguala a metade do avanço, uma rosca teórica afiada é dressada em cada grão.

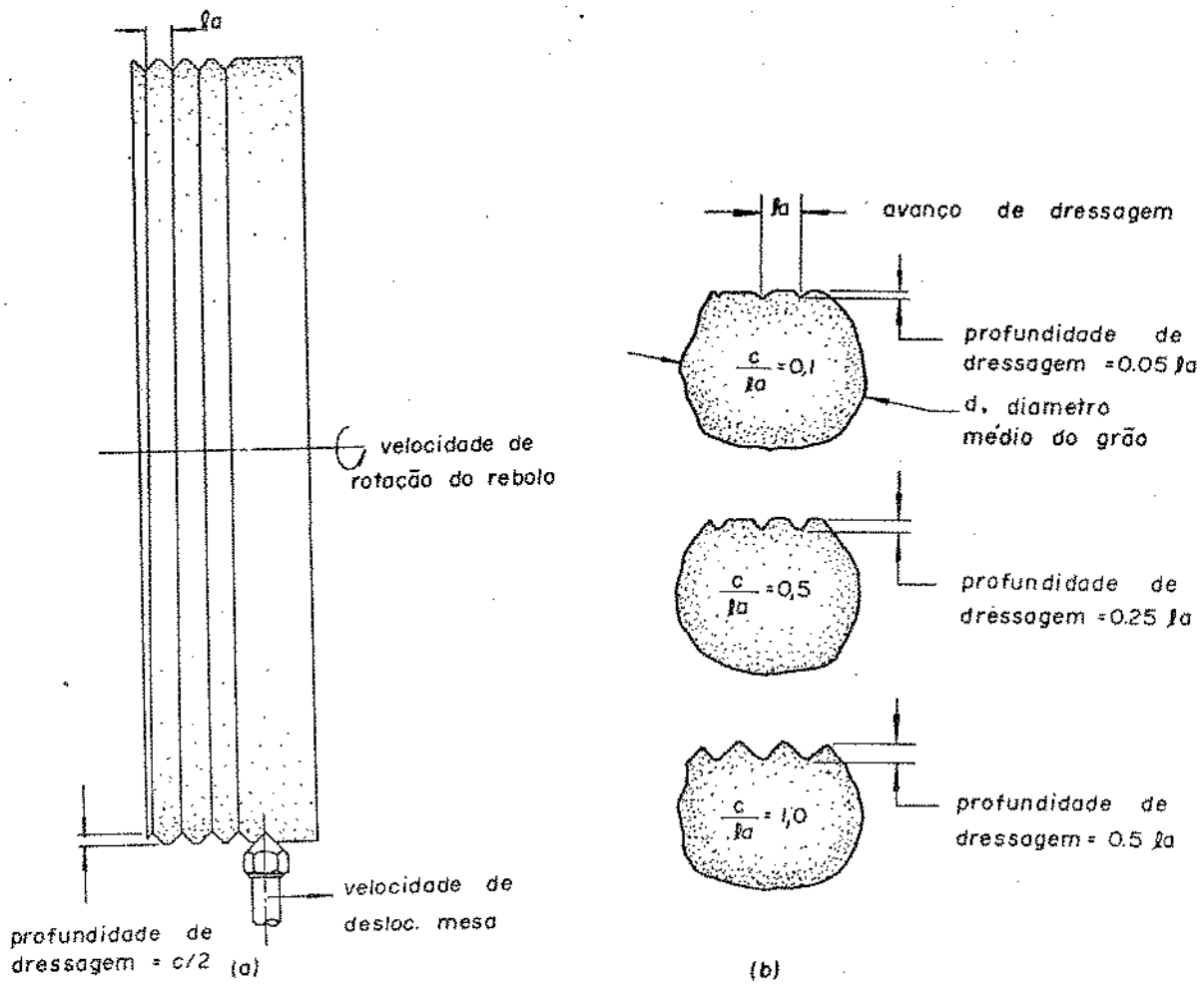


Fig. 3.5. Parâmetros de dressagem do rebolo

Empregando este modelo físico pode-se esperar que um rebolo cujos grãos se jam dressados com um valor de $c/\lambda_a = 1$ será mais afiado e cortará melhor que um rebolo com $c/\lambda_a = 0,1$. A fig. 3.6 comprova que a dressagem tem uma influência importante na performance de retificação. Em cada gráfico aumentando-se a profundidade de dressagem c , aumenta o valor de Λ_w . Observa-se também que para a mesma relação c/λ_a , aumentando se o avanço aumenta-se Λ_w .

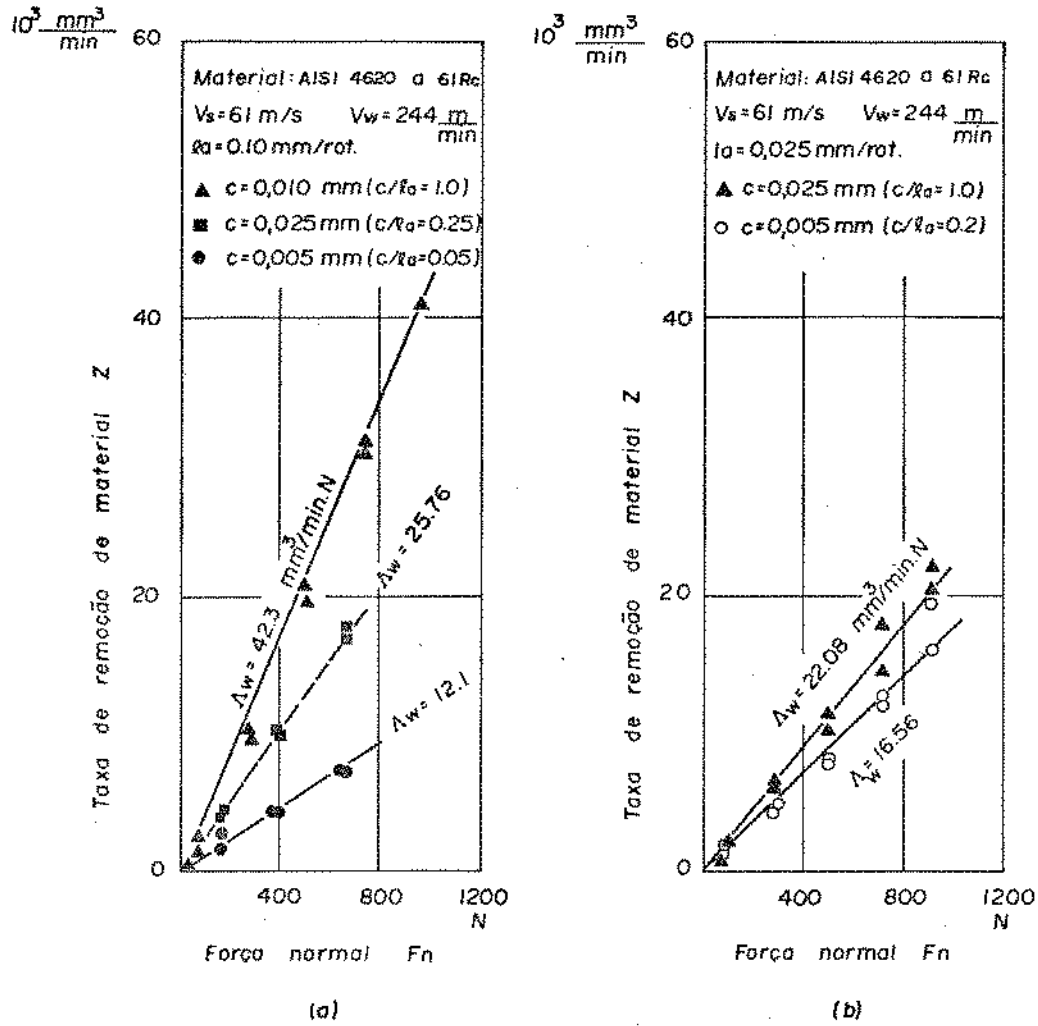


Fig. 3.6. Efeito dos parâmetros de dressagem no parâmetro de corte do material [13]

Lindsay [13] desenvolveu uma análise semi-empírica buscando englobar todos os efeitos que influenciam o parâmetro de corte do material, obtendo a seguinte equação:

$$A_w = \frac{K_1 \cdot K_v^{3/19} \cdot K_{cw} \cdot l_a^{11/19} \cdot V_s}{D_{eq}^{43/304} \cdot Q_b^{0,47} \cdot d^{5/38} \cdot R_c^{27/19}}, \frac{\text{mm}^3}{\text{min} \cdot \text{N}} \quad (3.7)$$

sendo:

$$K_1 = 94,4 \cdot \frac{\text{mm}^{819/304}}{\text{N} \cdot \text{m}}$$

$$K_v = \frac{V_w}{V_s}$$

$$K_{cw} = 1 + \frac{2c}{3 \ell_a}$$

$$D_{eq} = \frac{D_s \cdot D_w}{D_s + D_w}$$

$$Q_b = 1,33 H + 2,2S - 8$$

onde:

V_w = velocidade periférica da peça, m/s

V_s = velocidade periférica do rebolo, m/s

K_v = razão das velocidades periféricas

K_{cw} = parâmetro de influência da dressagem

c = profundidade de dressagem, mm

ℓ_a = avanço de dressagem, mm

D_w = diâmetro da peça, mm

D_s = diâmetro do rebolo, mm

D_{eq} = diâmetro equivalente, mm

Q_b = porcentagem volvêtrica de liga do rebolo

H = número de dureza do rebolo

($M = 0$, $I = 1$, $J = 2$, $K = 3$, $L = 4$, etc)

S = número de estrutura do rebolo

d = diâmetro médio do grão, mm

R_c = dureza Rockwell - escala c

Para testar a validade da eq. (3.7) Lindsay executou, sob condições controladas em laboratório, mais de 400 retificações, produzindo 65 valores de Λ_w . A coerência entre os valores medidos de Λ_w e os previstos pela eq. (3.7) é mostrada na fig. 3.7. Uma perfeita concordância é representada pela linha à 45°, e os dados obtidos indicam um bom ajuste à esta reta. A análise estatística dos dados obtidos indica que o valor medido de Λ_w apresenta um desvio de $\pm 20\%$ em relação aos valores previstos pela eq. (3.7), o que a torna uma ferramenta poderosa para a determinação do parâmetro de corte da peça.

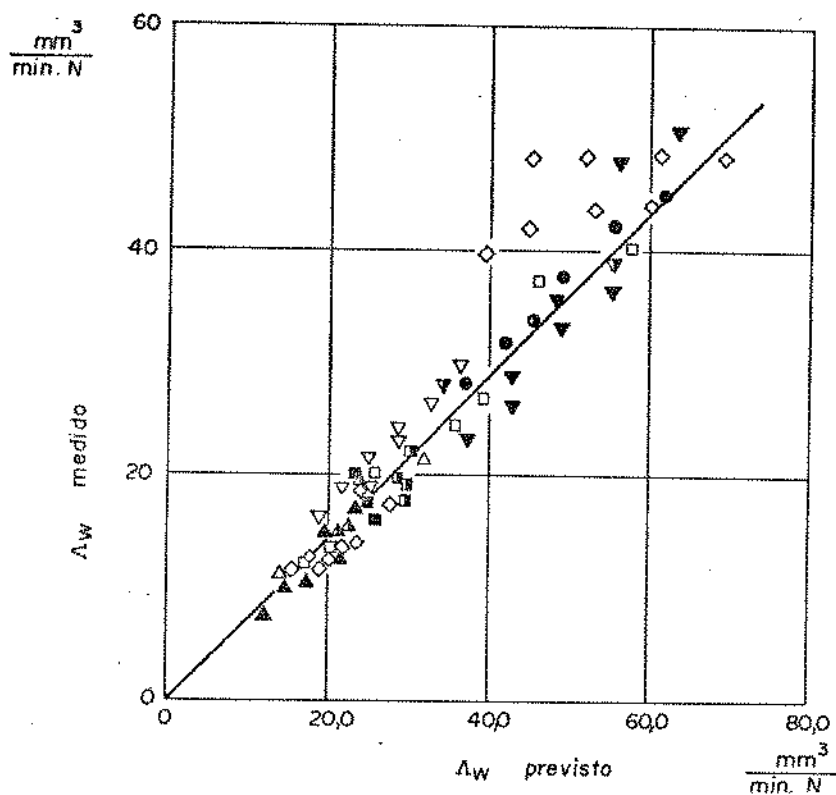


Fig. 3.7. Comparação entre os valores previstos e medidos de Δ_w [13]

Srinivasan [31] propõe que a rigidez de corte específica seja obtida pela expressão:

$$K_w' = \frac{V_w}{\Delta_w} \quad (3.8)$$

Os valores de K_w' calculados pela eq. (3.8) foram empregados por Srinivasan na análise da estabilidade pelo método do espectro de regeneração (seção 5.6) e resultaram em boa coerência nos cálculos finais entre os parâmetros teóricos e experimentais.

3.3- Rigidez de desgaste do rebolo

Analogamente à rigidez de corte da peça a rigidez de desgaste do rebolo K_s é uma constante de proporcionalidade entre a força instantânea de corte $F(t)$ e a profundidade instantânea de desgaste do rebolo $\Delta_{\delta_s}(t)$. Esta dependência linear é expres-

sa na forma:

$$F(t) = K_S \cdot \Delta_{\delta_S}(t) \quad (3.9)$$

A rigidez de desgaste específica K_S' , ou rigidez de desgaste por unidade de largura do rebolo, pode ser formulada a partir da eq. (3.9), fazendo-se:

$$K_S' = \frac{F'(t)}{\Delta_{\delta_S}(t)} \quad (3.10)$$

Snoeys e Brown [29] estudaram a relação entre K_W e K_S em função da relação de velocidades da peça e do rebolo e das taxas de remoção de material e desgaste do rebolo. Observou-se que a rigidez de desgaste do rebolo é de 100 a 10.000 vezes maior que a rigidez de corte, e que sua influência no limite de estabilidade da peça é desprezível em relação a influência da rigidez de corte da peça.

Existe em geral três tipos de desgaste de rebolo: atrito, fratura do grão e remoção do grão (vide seção 4.1). O desgaste devido ao atrito ocorre nas arestas dos grãos em contato com a superfície sendo usinada fazendo que com o tempo estas percam sua ação de corte, com pouca influência no desgaste total do rebolo. A fratura dos grãos é responsável pelo maior volume de desgaste do rebolo, ao passo que a remoção pronunciada dos grãos quase nunca ocorre em retífica de precisão.

Hahn e Lindsay [14] desenvolveram uma metodologia análoga à empregada para a determinação do parâmetro de corte da peça para obter analiticamente uma estimativa do parâmetro de desgaste do rebolo Λ_S .

A fig. 3.8 mostra os dados obtidos em uma retificação plana frontal com avanço circular, de um aço AISI 52100 à 60 R_C. Estes dados indicam que a taxa de remoção de material é linear com a força, com Λ_W igual a 33 mm³/min.N. A taxa de desgaste do rebolo, no entanto, é não linear com a força normal. São propostos dois métodos para a determinação de Λ_S . O primeiro tenta aproximar uma equação que represente toda a curva, ao passo que o segundo identifica uma zona linear do fenômeno e o equaciona nesta zona.

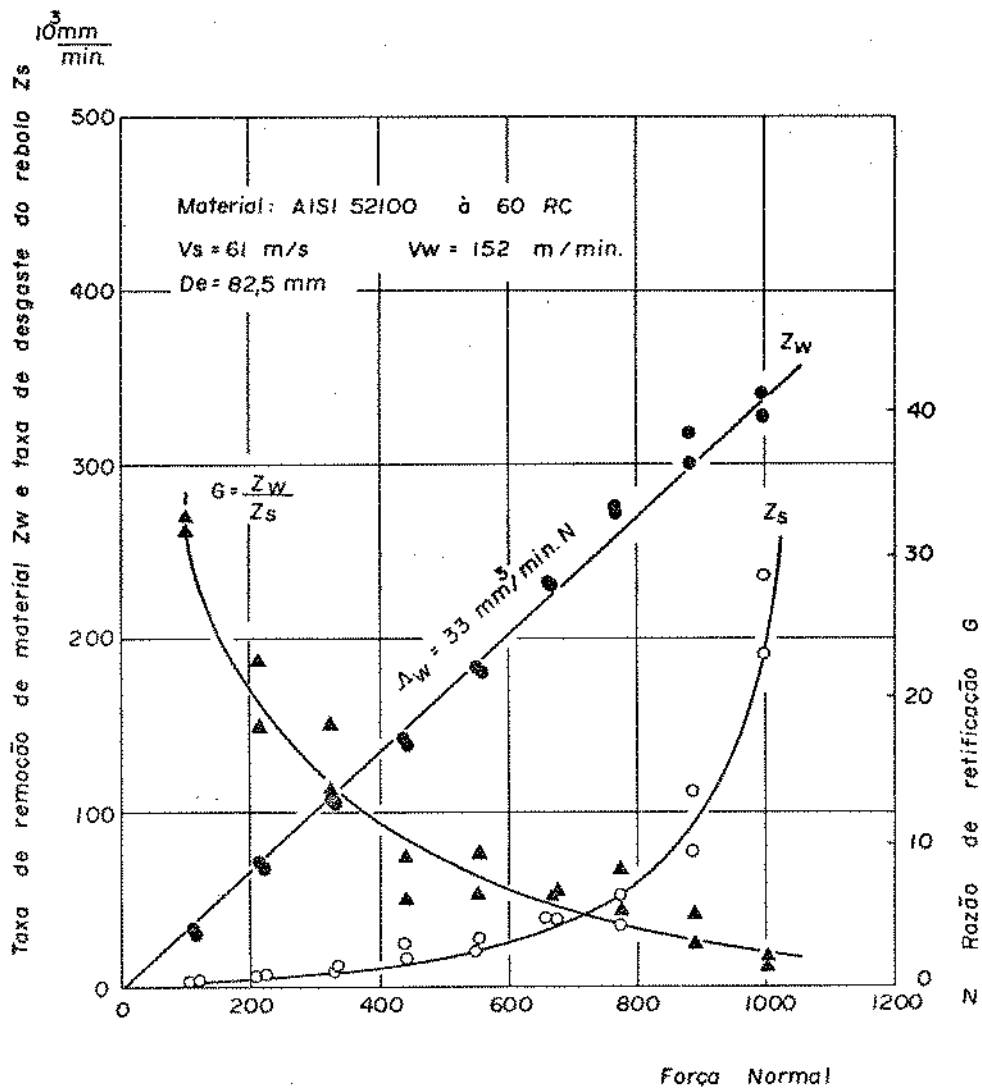


Fig. 3.8. Variação da taxa de remoção do material e da taxa de desgaste do rebolo, com a intensidade da força normal [14]

Para a determinação de A_s pelo 1º método foram realizadas mais de 200 retificações e os resultados são expressos pela seguinte equação:

$$A_s = \frac{K_2 \cdot \ell_a^2 \cdot K_{cs} \cdot F_n^{0,85} \cdot V_s}{Deq \cdot 1,2/Q_b \cdot Q_b}, \quad \frac{\text{mm}^3}{\text{min} \cdot N} \quad (3.11)$$

sendo:

$$K_2 = 0,022 \cdot 25,4^{1,2/Q_b}$$

$$K_{cs} = 1 + \frac{c}{\ell_a}$$

onde:

K_2 = constante que depende do refrigerante e do tamanho de grão

K_{CS} = fator de influência da dressagem

F_n' = força normal de retificação por unidade de largura do rebolo, N/mm

Os demais parâmetros, e respectivas unidades, são os mesmos empregados no cálculo de Λ_w , eq. (3.7).

O valor indicado para K_2 deve ser visto como um valor médio para a refrigeração com óleo solúvel.

O segundo método para a determinação de Λ_s é o método das duas regiões lineares. O comportamento do desgaste do rebolo na fig. 3.8 pode ser representado aproximadamente por duas regiões lineares: uma região de pequena declividade, com início na origem, e uma região de grande declividade iniciando-se à aproximadamente 750 N. Procedendo desta maneira a equação de Λ_s para a região inicial torna-se:

$$\Lambda_s = \frac{K_3 \cdot \ell_a^2 \cdot K_{CW} \cdot V_s}{Q_B^{0,11}} \cdot \frac{\text{mm}^3}{\text{min} \cdot \text{N}} \quad (3.12)$$

onde K_3 é uma constante similar à K_2 da eq. (3.11) e aproximadamente igual a $14,2 \cdot 10^4$ para as condições usuais.

Os testes desenvolvidos por Hahn e Lindsay para a comprovação da eq. (3.12) indicaram um valor médio de 1,04 para a relação entre Λ_s medido e Λ_s previsto. A dispersão no entanto foi grande e o desvio padrão obtido foi de 0,52. A fig. 3.9 mostra o resultado destes testes.

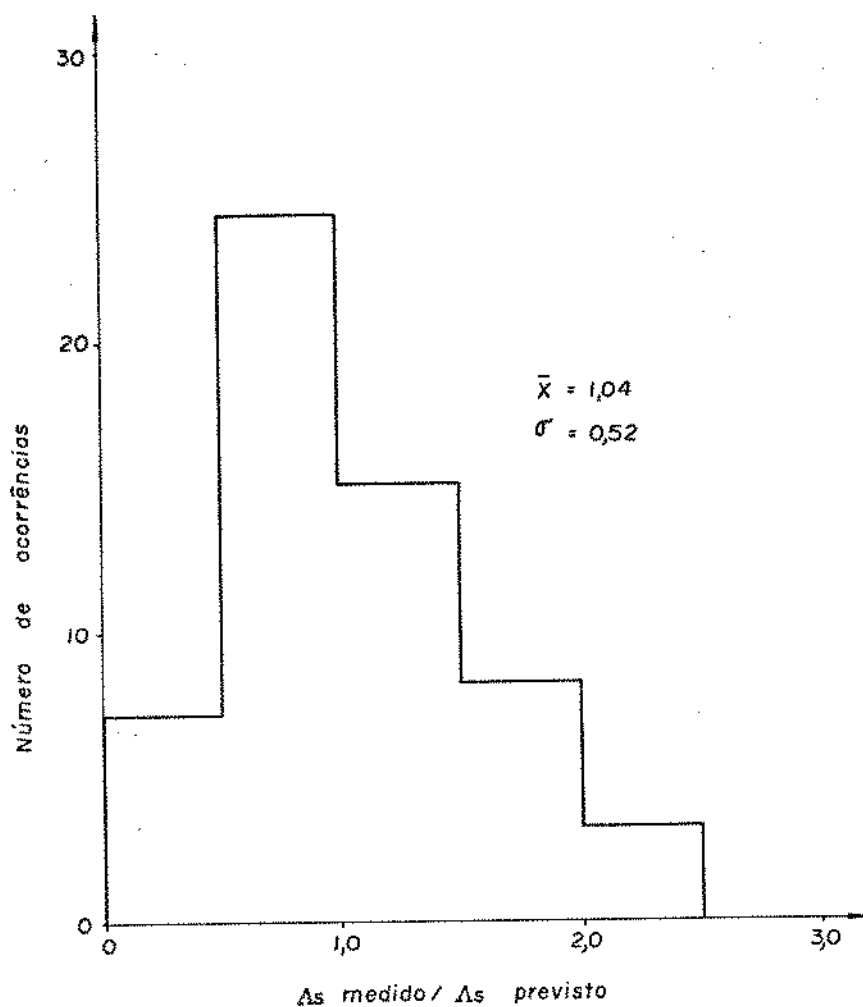


Fig. 3.9. Histograma dos testes para a verificação da relação entre Λ_s previsto e medido

Na utilização da eq. (3.12) deve-se cuidar que o nível de força no processo analisado seja inferior à força de transição entre as duas regiões lineares consideradas. Hahn e Lindsay [14] propõem um método para a determinação desta força limite.

Analogamente à rigidez de corte, a rigidez de desgaste do rebolo pode ser determinada por:

$$K_s' = \frac{V_s}{\Lambda_s} \quad (3.13)$$

3.4- Rigidez de contato

A força instantânea de corte na retificação $F(t)$ tem uma dependência li-

near em relação a deflexão de contato instantânea $y_k(t)$ entre a peça e o rebolo. Esta dependência linear é expressa na forma:

$$F(t) = K \cdot y_k(t) \quad , \quad (3.14)$$

onde K é a rigidez de contato.

A rigidez de contato específica K' , ou rigidez de contato por unidade de largura do rebolo, pode ser obtida a partir da equação (3.14) e da definição de $F'(t)$, a força de corte específica instantânea.

Assim:

$$K' = \frac{F'(t)}{y_k(t)} \quad (3.15)$$

As deflexões de contato, causadas pelo comportamento elástico entre peça e rebolo, são fatores importantes que afetam o mecanismo de remoção de metal, assim como a precisão das peças usinadas. Elas influenciam a eficiência e produtividade do processo de retificação através da mecânica de corte, desgaste do rebolo, distribuição de temperatura na zona de contato, estabilidade do processo e acabamento superficial.

Uma vez que o rebolo é uma estrutura composta, na qual os grãos são orientados aleatoriamente, nela ocorrem vários modos de deflexão, particularmente para os grãos em contato com a peça. As componentes da deflexão, em relação à superfície não perturbada da peça, que foram estabelecidas experimentalmente são as deflexões: da peça, do topo do grão, do centro do grão e a devido à rotação do grão [40].

A deflexão da peça independe da formação ou não de cavaco, mas da componente normal das tensões de contato que resultam em uma deflexão elástica, ou elástica - plástica. Esta componente de deflexões locais é influenciada por um número de fatores, tais como: largura de corte, afiação do grão e dureza da peça.

A deflexão do topo do grão é causada pelas altas tensões compressivas de contato no topo extremo das asperezas do grão (fig. 3.10 a). Esta componente da deflexão de contato é normal à superfície da peça e influenciada pela tensão de contato, largura do topo e formato do topo.

As forças normal e tangencial exercidas sobre um grão, durante a retificação, são transmitidas aos grãos vizinhos por contatos intergranulares (diretamente ou através da liga). O deslocamento radial do centro do grão, como resultado da deflexão elástica destes contatos é a deflexão do centro do grão (fig. 3.10 a). Esta dependerá do formato do grão e do número e natureza dos contatos intergranulares.

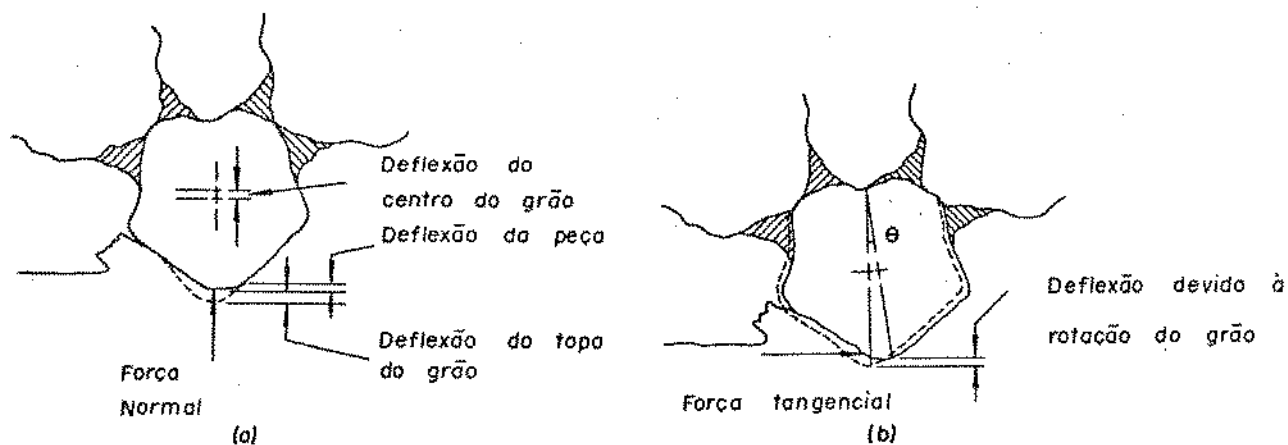


Fig. 3.10 (a). Deflexões do grão e da peça devidas à força normal. (b). Deflexão do grão devida à força tangencial [40]

Durante a retificação a força tangencial agindo no topo do grão fará com que ele execute uma rotação no plano de rotação do rebolo, como mostrado na fig. 3.10b. Esta rotação do grão resultará numa deflexão radial do topo do grão, que é a deflexão devida à rotação do grão.

Quando se considera a variação em formato e tamanho dos grãos, e a localização altamente aleatória e a extensão das ligas que os conectam, não é surpresa constatar que as deflexões totais entre grão e peça diferem para diferentes grãos. Também não é surpresa observar que as contribuições relativas dos componentes das deflexões totais variam para diferentes grãos. Saini [40] realizou uma série de testes de corte com um único grão e determinou a deflexão total de contato, com evidência e medidas da deflexão de rotação do grão. A fig. 3.11 mostra alguns dos resultados obtidos e, considerando-se a proporcionalidade entre a força e a profundidade nominal de corte, observa-se uma característica não linear para a rigidez de contato.

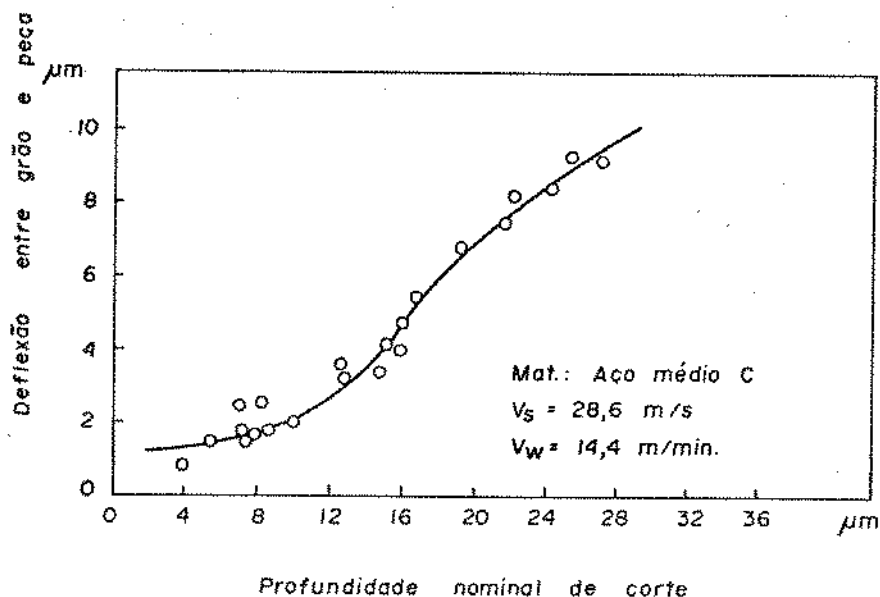


Fig. 3.11. Variação experimental das deflexões entre grão e peça , com a profundidade nominal de corte, para o grão B [40]

Considerações analíticas também indicam que os componentes da deflexão , e a deflexão total, também podem variar. As figuras 3.12a e 3.12b mostram a orientação de dois grãos individuais, e as respectivas montagens nos rebolos, que foram usados separadamente para medir os componentes de força normal e tangencial. Usando estas forças, e um conhecimento da configuração do grão, Saini calculou as deflexões esperadas e os resultados são mostrados nas figuras 3.12a e 3.12b . As variações dos componentes e das deflexões totais são evidentes. É interessante também observar que a contribuição da rotação do grão A na deflexão é desprezível, mas no caso do grão B ela é significativa.

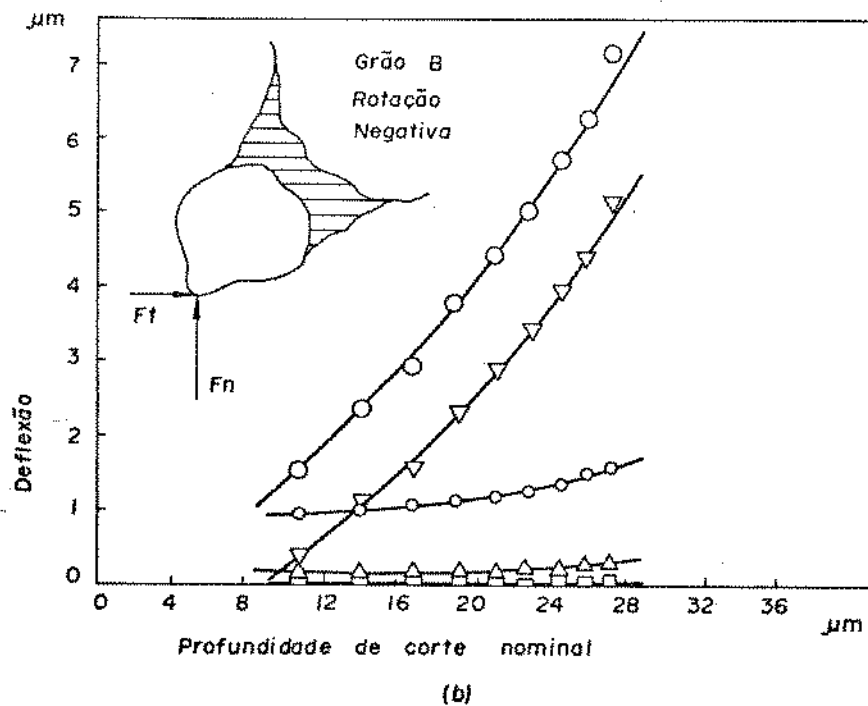
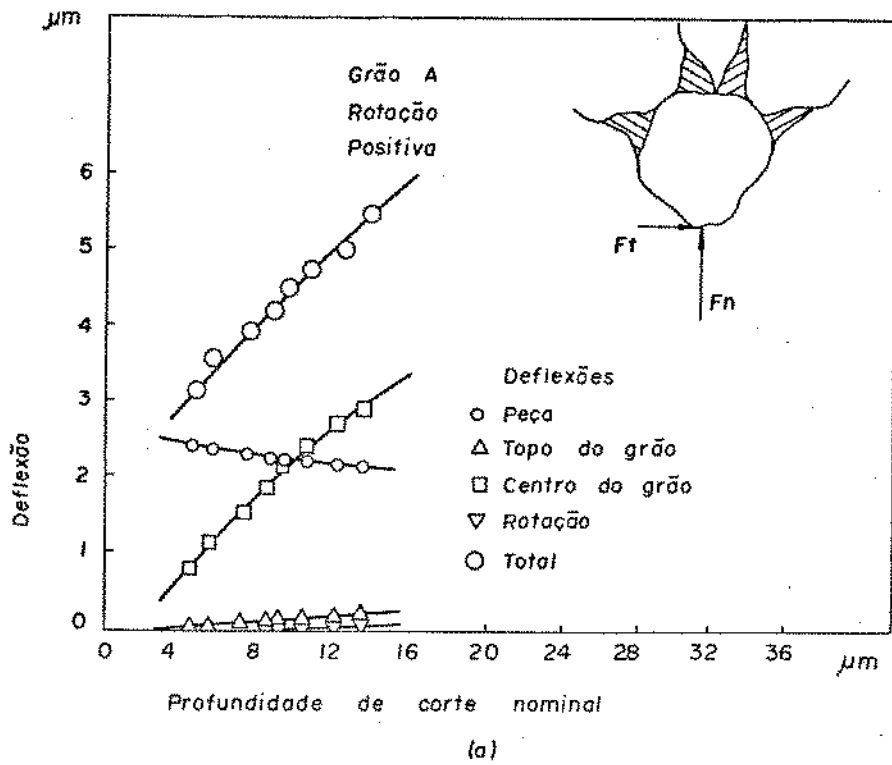


Fig. 3.12 (a). Deflexão total entre o grão e a peça e os vários componentes da deflexão para o grão A. (b). Deflexão total entre o grão e a peça e os vários componentes da deflexão para o grão B

A medição prática da rigidez de contato, durante a retificação, é bastante difícil. Entretanto, para obter uma estimativa da ordem de grandeza da rigidez da área de contato, foram desenvolvidos alguns testes [29] sem qualquer movimento na direção tangencial.

Esta aproximação foi parcialmente justificada porque foi mostrado, teoricamente, que a super-posição da carga tangencial, distribuída na área de contato proporcionalmente à carga radial, não influencia consideravelmente a deflexão total da área de contato na direção radial, mesmo para altos valores do coeficiente de atrito.

O valor da rigidez de contato certamente é influenciado por uma série de parâmetros, tais como: composição do rebolo, condições de dressagem, diâmetro da peça e do rebolo e outros.

A determinação teórica da rigidez de contato pode levar a soluções diferentes, dependendo das suposições e hipóteses referentes à natureza da superfície do rebolo. As hipóteses usualmente consideradas são as seguintes:

- a) superfície do rebolo considerada como um sistema de molas individuais
- b) superfícies lisas e elásticas
- c) superfícies rugosas,

sendo a hipótese (a) de melhor aceitação.

Snoeys e Wang [28] desenvolveram um equacionamento da rigidez de contato, considerando a superfície do rebolo como um sistema de molas individuais. As hipóteses assumidas foram a de que cada grão da superfície do rebolo é suportado por uma única mola, e que a deformação da peça é desprezível. Foi assumido que as posições radiais dos grãos, em relação à circunferência externa teórica do rebolo, são distribuídas linearmente, e cada uma das molas individuais tem a mesma constante k_s . Foi ainda assumido que o intervalo a , entre duas localizações radiais consecutivas dos grãos na direção radial, é pequena comparada à deformação y_k da superfície do rebolo (fig. 3.13a).

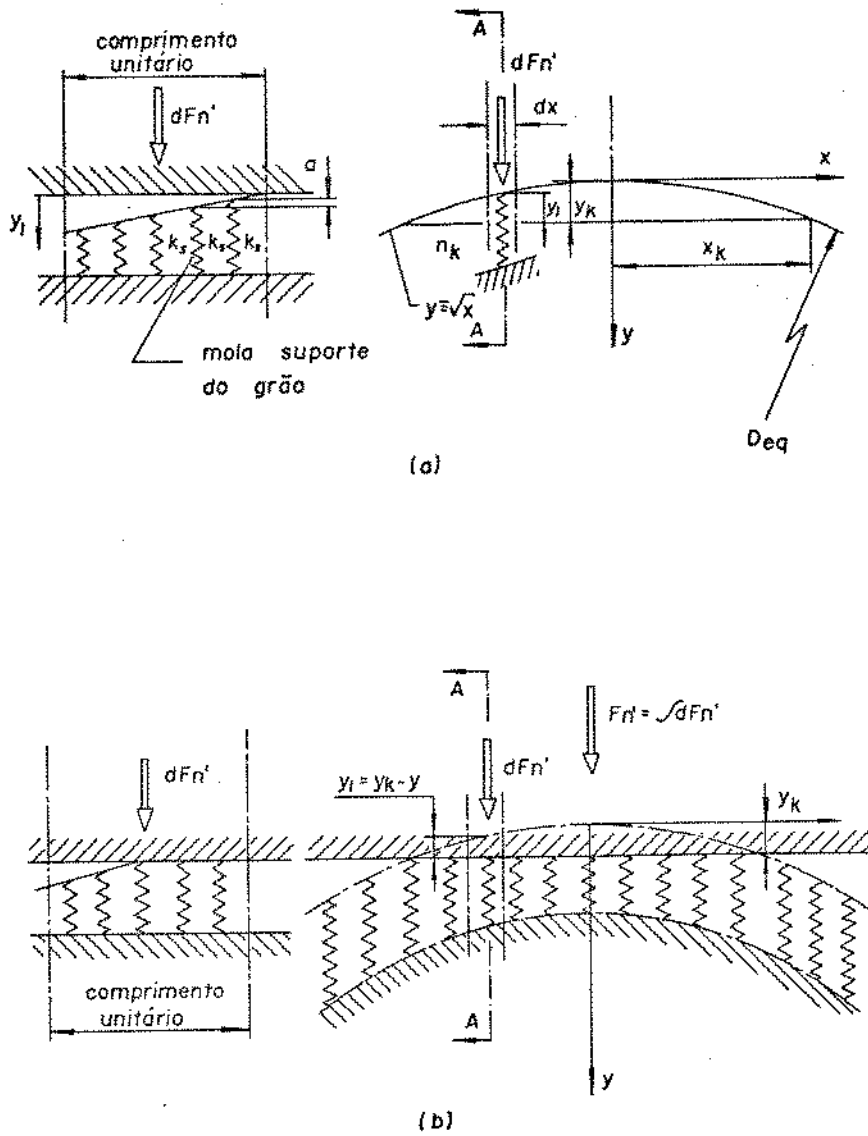


Fig. 3.13. Modelo da superfície do rebolo

A força dF_n' , necessária para defletir uma parte da superfície do rebolo com dimensões $1 \cdot dx$ é dada por:

$$dF_n' = \frac{k}{2a} (y_k - y)^2 dx \quad (3.16)$$

A força radial total, necessária para defletir o rebolo de diâmetro Deq , de um valor $y = y_k$ é então (fig. 3.13 b):

$$F_n' = 2 \int_0^{dF_n' \text{ máx}} dF_n' \quad (3.17)$$

ou:

$$F_n' = 2 \int_0^{x_k} \left(\frac{k_s}{2a} \right) (y_k - y)^2 dx \quad (3.18)$$

Integrando e rearranjando obtemos:

$$y_k = \left(\frac{6}{5} \frac{a}{k_s} \text{Deq } F_n' \right)^{0,25} \quad (3.19)$$

A definição da rigidez de contato K' permite afirmar que:

$$K' = \frac{\partial F_n'}{\partial y_k} \quad (3.20)$$

ou:

$$K' = 3,72 \cdot \left(\frac{k_s}{a} \right)^{0,25} \cdot \text{Deq}^{-0,25} \cdot F_n'^{0,75} \quad (3.21)$$

Observa-se à partir da eq. (3.21) que a força de contato F_n' é o parâmetro mais importante da rigidez de contato, uma vez que ele figura com o maior expoente. Deve-se resalvar que para um processo estável a força F_n' corresponde à pré-carga, aproximadamente constante durante o processo, e que durante a instabilidade do processo F_n' é um valor instantâneo que depende da soma da pré-carga com uma componente da amplitude variável.

Os testes realizados por Snoeys e Wang [28] indicam que o modelo proposto é mais adequado para descrever a rigidez de contato, que as clássicas equações de Hertz. Os resultados dos testes indicam um expoente de força igual a 0,67, para uma carga estática variando de 0,4 a 4 N/mm, que é próximo ao valor de 0,75, como indicado na eq. (3.21). Isto pode ser comprovado pela comparação das curvas da análise teórica e dos resultados dos testes (fig. 3.14).

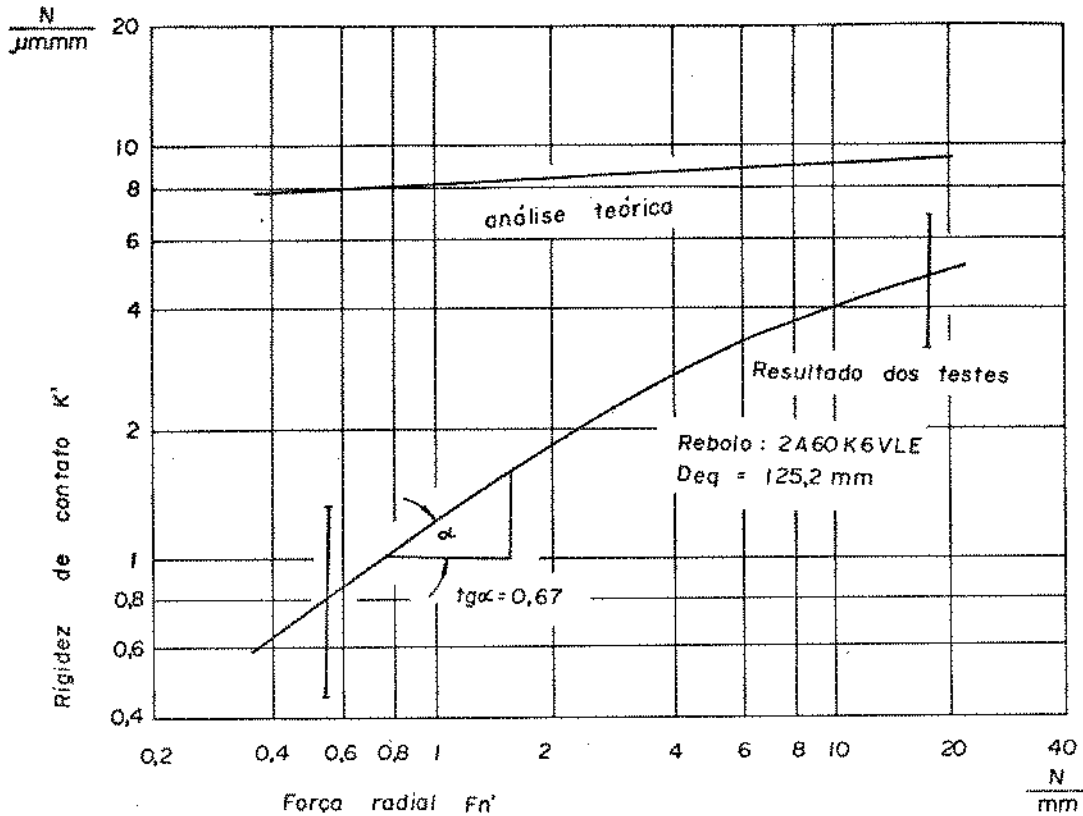


Fig. 3.14. Rigidez de contato teórica e medida

A eq. (3.21) mostra que a rigidez de contato será maior para pequenos valores de a . Teoricamente a estabilidade em retificação (vide capítulo 5) será influenciada desfavoravelmente pelo uso de granulação fina e condições de dressagem brandas. A constante de mola k_s , reflete a influência da composição do rebolo, uma vez que altas durezas do rebolo, com grandes valores do módulo de elasticidade, levam a altos valores de k_s .

Srinivasan [31] propôs uma forma simplificada da eq. (3.21), introduzindo a constante K_0 que envolve as características do material, e obtendo:

$$K' = K_0 \cdot D_{eq}^{-0,25} \cdot F_n'^{0,75} \quad (3.22)$$

O valor da constante K_0 obtido para o rebolo 2A60K6VLE foi de $2680 \text{ N}^{0,25}/\text{mm}$.

Uma abordagem mais elaborada se faz necessária para ajustar mais precisamente os expoentes de cada parâmetro, baseada nas determinações experimentais da rigidez de contato. Deverá ser possível a introdução de hipóteses mais realistas da distribuição de localização dos grãos, ou assumir alguma característica não linear para a rigidez de suporte dos grãos. Entretanto, a vantagem desta abordagem inicial, além de sua simplicidade, é a formulação de algumas conclusões a respeito da influência dos pa

râmetros do processo na determinação de sua faixa de estabilidade, pela variação da rigidez de contato.

Pandit e Sathyanarayanan [41] desenvolveram um modelo para o rebolo da rigidez de contato, baseado na geometria da constituição do rebolo e na teoria da elasticidade. O modelo é baseado em um grão característico que consiste na superposição de comprimentos de onda grandes e pequenos. Os grandes comprimentos de onda representam o grão e foram empregados para estabelecer a deflexão elástica do grão. Devido à deflexão elástica os pequenos comprimentos de onda, que representam as arestas de corte, cortam um entalhe característico na superfície da peça, o que fornece uma previsão da rugosidade média da superfície da peça. A fig. 3.15 mostra o modelo empregado.

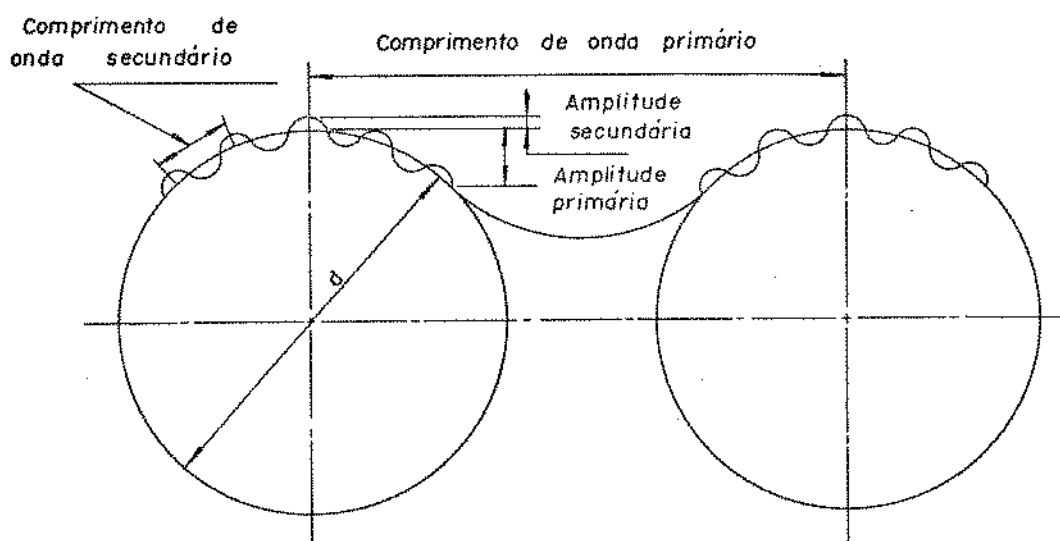


Fig. 3.15. Grão característico e superposição de comprimentos de onda grandes e pequenos

Segundo o modelo proposto o rebolo é constituído de um grande número de partículas abrasivas mantidas juntas por um agente de ligação, tal como uma liga vitrificada. Na escala microscópica o grão abrasivo pode ser considerado como um bloco de cristal com um determinado número de arestas cortantes sobre ele. Para fins de investigação o bloco de cristal foi assumido como de formato esférico, com um número de arestas de corte sobrepostas sobre ele.

Com o formato esférico assumido para um grão, dois grãos podem estar ou em contato direto, ou separados por suportes de liga. Baseando-se em um empacotamento cúbico o rebolo possui apenas 60% de grão abrasivo por unidade de volume. Para um empacotamento cúbico a distância entre duas grandes esferas deverá ser $\sqrt{2}$ ($= 1,414$) vezes o diâmetro das grandes esferas, ou grãos. Esta afirmação foi confirmada por resultados experimentais [41] que comprovam que a distância média entre os centros dos grãos é de

aproximadamente 1,4 vezes o diâmetro do grão, como mostra a fig. 3.16.

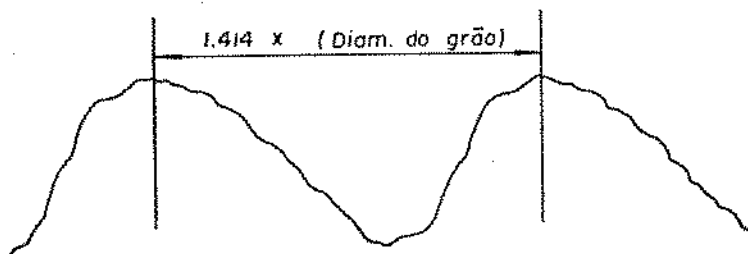


Fig. 3.16. Dois grãos característicos separados por 1,414 x diâmetro do grão

A fig. 3.16 permite observar uma senóide de pequeno comprimento de onda, representando as arestas de corte, superposta na senóide de grande comprimento de onda representando os grãos. Os grãos estão separados de uma distância de 1,414 vezes o diâmetro do grão, que é o comprimento de onda primário.

A deflexão elástica do rebolo é, em sua maior parte, devida aos grãos da circunferência do rebolo, em contato direto com a peça, e não devido à deflexão dos grãos adjacentes [41]. Desprezando-se as arestas de corte, de pequenas amplitudes, sobre os grãos, estes podem ser considerados como uma esfera. Durante a retificação, quando o grão entra em contato com a superfície da peça, as altas tensões, que causam a deformação plástica da peça na região de contato, provocam a deformação elástica do grão. A deflexão de contato pode então ser calculada baseada em um modelo de esferas em contato, com tensões de contato do tipo de Hertz. A deflexão é então calculada a partir da geometria do modelo, amplitude e frequência da onda primária, comprimento de contato peça-rebolo, profundidade de corte, módulos de elasticidade e coeficientes de Poisson da peça e do rebolo e força normal.

Os valores obtidos experimentalmente observaram boa concordância com os valores teóricos obtidos através das expressões de Pandit e Sathyanarayanan para a deflexão de contato do grão, e para a rugosidade da peça. Com uma medida em linha do perfil do rebolo durante o processo, este método tem um grande potencial no controle da retificação por computador.

Recentemente, Saini [51] desenvolveu um novo modelo para o cálculo das deformações de contato considerando-se o efeito da rotação dos grãos devido à posição tangencial. O modelo proposto mostrou-se coerente para previsão das deflexões de contato nos testes realizados com grão único no corte de um aço médio-carbono.

CAPÍTULO 4

RETIFICABILIDADE

Retificabilidade é um termo usado para descrever a facilidade relativa da retificação, e é comparável à usinabilidade para os processos de corte por ferramentas de aresta de corte definida. A retificabilidade está relacionada com as forças e potências requeridas na retificação, desgaste do rebolo, taxa de remoção de material, acabamento e tensões superficiais produzidas. Um material é considerado de boa retificabilidade se as forças, potência e desgaste do rebolo são baixas, a taxa de remoção de material é alta, o acabamento superficial é bom e a peça está livre de tensões residuais devidas ao processo. Além dos parâmetros já citados, outros ainda definem o universo da retificabilidade, particularmente os fatores econômicos.

A retificabilidade apresenta grande analogia à usinabilidade dos metais quanto à definição de uma unidade de medida e quanto aos ensaios de usinabilidade [10]. Os métodos de ensaio são diversos e não existe um consenso sobre um determinado parâmetro universal de retificabilidade, nem uma padronização de ensaio.

Os parâmetros usualmente empregados para a medida da retificabilidade são: razão de retificação, parâmetro de corte da peça (vide capítulo 3) e índice de retificabilidade. König e Messer [19] procuraram reunir as diversas tendências e parâmetros para a medida da retificabilidade e definir índices segundo o objetivo de otimização do processo. Os objetivos definidos foram: alta qualidade da peça, alta produtividade de retificação e mínimo desgaste do rebolo.

O principal objetivo de uma análise quanto a retificabilidade é a definição de parâmetros de processo que conduzam a uma máxima produtividade com um mínimo custo e mantendo-se as características desejadas do produto. As principais limitações da retificabilidade são a estabilidade do processo e o nível de tensões introduzidas, limitações estas que visam resguardar a qualidade da peça. A instabilidade provoca perda do acabamento superficial e da precisão da peça. As tensões residuais introduzidas na superfície da peça provocam fissuras, empenamento e redução nas propriedades de resistência a fadiga dos materiais.

Neste capítulo serão apresentados os parâmetros de medida da retificabilidade, exemplos da influência do material e a influência da retificação à baixas tensões na retificabilidade. As limitações dos parâmetros do processo para a operação dentro de uma faixa estável serão discutidas no capítulo 5.

4.1- Desempenho do processo de retificação e desgaste do rebolo

O desempenho de retificação é usualmente definido em termos das forças e potências requeridas, desgaste do rebolo, taxa de remoção de material e acabamento superficial, em conjunto ou por uma combinação destas quantidades. Armarego [2] cita que

as variáveis que afetam a retificabilidade podem em geral ser explicadas em termos da geometria do cavaco não deformado (seção 2.4).

A análise da performance do rebolo deve ser realizada pela determinação de quais variáveis devem ser alteradas para prevenir que o rebolo pula a superfície, ou que se desgaste muito rapidamente. Quando o rebolo pole a peça ocorre uma quantidade considerável de atrito e pouco corte, o que pode resultar em fissuras térmicas e mudanças metalúrgicas na superfície da peça. Um desgaste rápido do rebolo leva a uma perda da precisão dimensional e do acabamento superficial, além de aumentar os custos de retificação e produção. O polimento ocorre quando os grãos desgastados não são quebrados nem deslocados do rebolo. Aumentando-se as forças que agem em cada grão, os grãos desgastados podem ser fraturados ou removidos da liga, expondo assim, pontos de corte novos e afiados. Similarmente um desgaste rápido do rebolo deve ocorrer quando altas forças agem nos grãos.

A força que age nos grãos está relacionada com o tamanho de corte realizado por cada grão. O perfil do grão pode ser assumido como aproximadamente triangular, e a área de corte proporcional ao quadrado da espessura máxima do cavaco não deformado. Admitindo-se que a força no grão seja proporcional à área de corte:

$$F_m \propto A \propto h_m^2 \quad (4.1)$$

onde F_m é a força máxima em um grão, A é a área de corte e h_m é a espessura máxima não deformada do cavaco. Substituindo-se h_m , à partir da eq. (2.14), a força máxima no grão é:

$$F_m = C \left(\lambda \frac{V_w}{V_s} \right)^2 \frac{2 \Delta_{\delta w} (R_s + R_w)}{R_s R_w} \quad (4.2)$$

onde C é uma constante de proporcionalidade.

A eq. (4.2) indica quais variáveis devem ser modificadas para se alterar a força máxima no grão. Assim, para se impedir que o rebolo pula a peça deve-se aumentar o valor de F_m , isto é aumentar V_w e $\Delta_{\delta w}$, ou diminuir V_s . O inverso aplica-se para prevenir que o rebolo tenha um desgaste muito rápido. É interessante observar que com a redução do diâmetro do rebolo, quer pelo desgaste ou por sucessivas dressagens, a força no grão variará segundo a eq. (4.2). Quando R_w diminui, F_m aumenta e o desgaste do rebolo aumenta, fazendo com que este tenha uma atuação mais mole. Ajustando-se V_w e $\Delta_{\delta w}$ as condições de retificação podem ser recuperadas satisfatoriamente.

A curva de desgaste do rebolo é similar à das ferramentas de aresta de corte definida. A fig. 4.1 mostra uma curva típica de desgaste do rebolo.

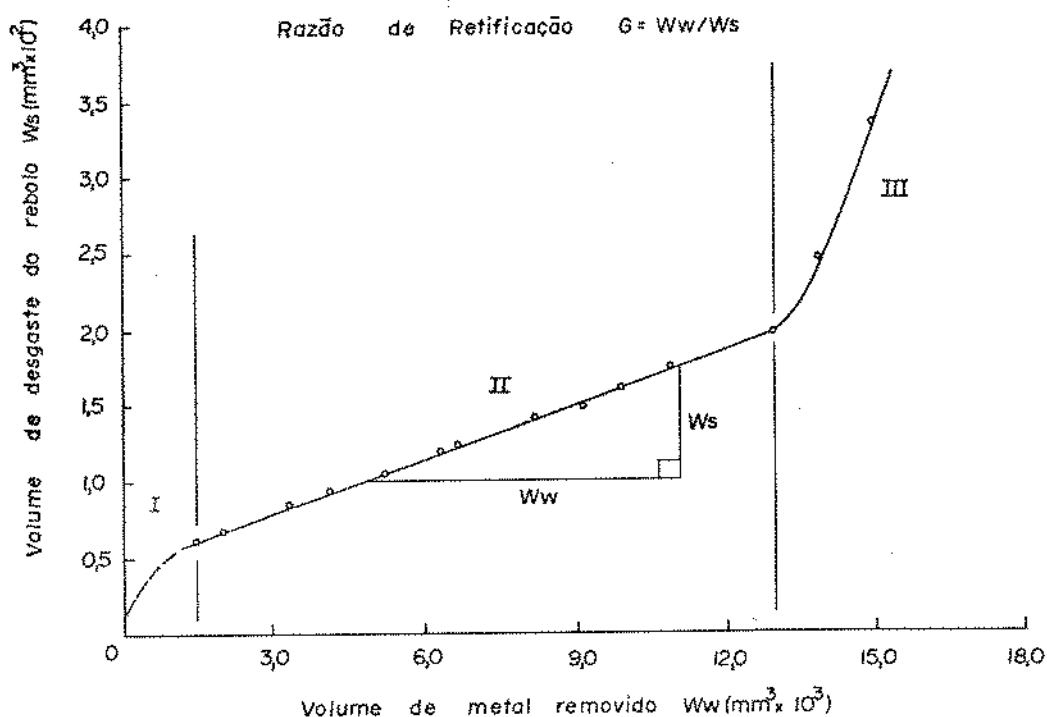


Fig. 4.1. Desgaste do rebolo em função do volume de material removido [2]

As fases que compõem as curvas de desgaste do rebolo podem ser explicadas da seguinte maneira: o desgaste inicial do rebolo (fase I) é rápido, uma vez que os grãos estão muito afiados, e passíveis de se fraturarem quando sujeitos às forças de corte. A segunda fase mostra um aumento gradual no desgaste causado pela perda das arestas de corte, produzindo regiões planas (vide fig. 2,3), ou regiões de atrito, bem como algumas fraturas e deslocamento de grãos. O terceiro estágio é causado pelo excessivo número de grãos fraturados e removidos, quando uma grande proporção dos grãos estão gastos e as forças de corte aumentaram significativamente.

O desgaste de atrito pode ser causado por mecanismos de desgaste mecânico, reações químicas entre o rebolo e o material da peça, ou fissuras térmicas no rebolo. Os mecanismos reais e sua importância relativa não são plenamente conhecidos, a despeito que alguma evidência destes mecanismos tenha sido apresentada por König [19], Hahn e Lindsay [42] e outros autores.

Armarego [2] cita a influência de diversos fatores do desempenho de retificação, em termos da potência consumida no corte, o acabamento superficial e a razão de retificação. A razão de retificação é definida pela relação entre o volume de material removido W_w e o volume de rebolo desgastado W_s . A razão de retificação pode ser interpretada pelo inverso da derivada da curva de desgaste (fig. 4.1) na fase II. Quan

do a velocidade da peça V_w aumenta a razão de retificação decresce, o acabamento superficial é prejudicado e o consumo de potência aumenta, de tal maneira que a performance de retificação é afetada adversamente. Resultados similares ocorrem quando se aumenta a profundidade de corte $A_{\delta w}$, (ou o avanço). Estes resultados podem ser interpretados à partir da eq. (4.2) e são sumarizados na tabela 4.1.

Tabela 4.1. Influência das variáveis no processo de retificação [2]

Variável	Razão de Retificação	Potência	Acabamento Superficial
Aumento da velocidade do rebolo	Aumenta	Pequeno aumento	Melhora
Aumento da profundidade de corte	Decresce	Aumenta	Piora
Aumento da velocidade da peça	Decresce	Aumenta	Piora
Aumento do diâmetro da peça	Aumenta	Pequeno aumento	Não se altera
Aumento da taxa de remoção de material	Decresce	Aumenta	Piora
Aumento da dureza da peça	Ótima	Pequeno aumento	Melhora

Deve-se observar que a despeito da eq. (4.2) permitir explicar a influência de várias variáveis no processo de retificação, ela está sujeita a algumas exceções, especialmente no caso da retificação de ligas difíceis [42]. São ligas difíceis de retificação os aços para ferramentas das séries M e T (AISI), ligas de titânio e aços de alto teor de níquel. A eq. (4.2) pode falhar para predizer o desempenho de retificação, especialmente quando o mecanismo de desgaste do rebolo não é do tipo mecânico e os grãos reagem quimicamente com o material, ou com a liga do rebolo.

Hahn e Lindsay [14] propõem que a razão de retificação seja expressa em termos da relação entre o parâmetro de corte da peça A_w e o parâmetro de desgaste do rebolo A_s , para que se tenha uma maior abrangência das condições de retificação no parâmetro para a estimativa da retificabilidade.

A razão de retificação G pode ser obtida a partir da relação das taxas de remoção de material da peça e do rebolo. Se tal procedimento for empregado a partir dos valores de Z_w e Z_s na fig. 3.8 obteremos uma curva decrescente de G , em função da força normal. A taxa de remoção de material cresce continuamente com a intensidade da força, mas a variação não-linear do desgaste do rebolo causa a diminuição de G . Neste caso a razão de retificação é dominada pelo desgaste do rebolo.

Obviamente considerar a razão de retificação G unicamente à partir dos valores removidos do material e do rebolo, para a avaliação da retificabilidade do processo é inteiramente inadequado, pois não se leva em conta as condições de retificação.

Entretanto, tomando-se G como a relação entre A_w e A_s surge um quadro inteiramente diferente e que fornece uma indicação do que se pode esperar em cada faixa

de força.

Para os materiais de fácil usinagem os valores de A_w e A_s são obtidos a partir das equações (3.7) e (3.11) respectivamente, e o valor de G obtido a partir destes parâmetros permite analisar a influência no processo das seguintes condições: velocidade da peça e do rebolo, profundidade e avanço de dressagem, diâmetro equivalente, porcentagem volumétrica da liga, tamanho do grão, dureza da peça e força normal. Uma observação da influência relativa destas condições revela que grandes avanços de dressagem, altas forças e peças duras reduzirão a razão de retificação. Estas tendências são confirmadas com a prática da retificação.

4.2- Influência no produto dos parâmetros de entrada do processo de retificação

König e Messer [19] analisam os efeitos no produto retificado a partir de um modelo do processo no qual os parâmetros de entrada definem a qualidade da peça.

O processo de retificação é afetado por um grande número de parâmetros com largas faixas de variação. As propriedades do material não podem ser alteradas pela variação destes parâmetros, uma vez que foram selecionadas em vistas das propriedades requeridas no produto acabado.

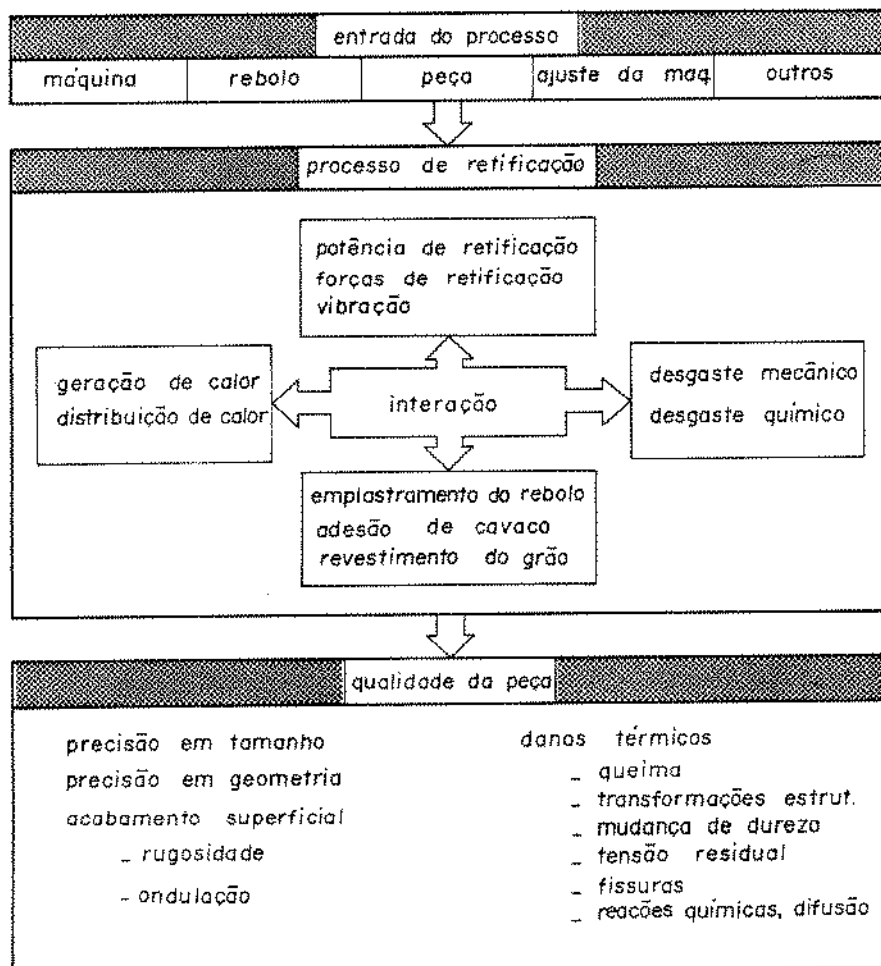


Fig. 4.2. Influências da retificação na qualidade das peças [19]

Para se obter um processo de retificação bem ajustado os parâmetros de entrada (fig. 4.2) devem ser adequados ao material. Esta adequação exige um conhecimento de como a retificabilidade do aço influencia o processo de retificação e conseqüentemente a qualidade da peça.

Quando se refere à retificabilidade de um material é útil lembrar as causas geralmente conhecidas da grande variação de propriedades para os diferentes tipos de aços (fig. 4.3).

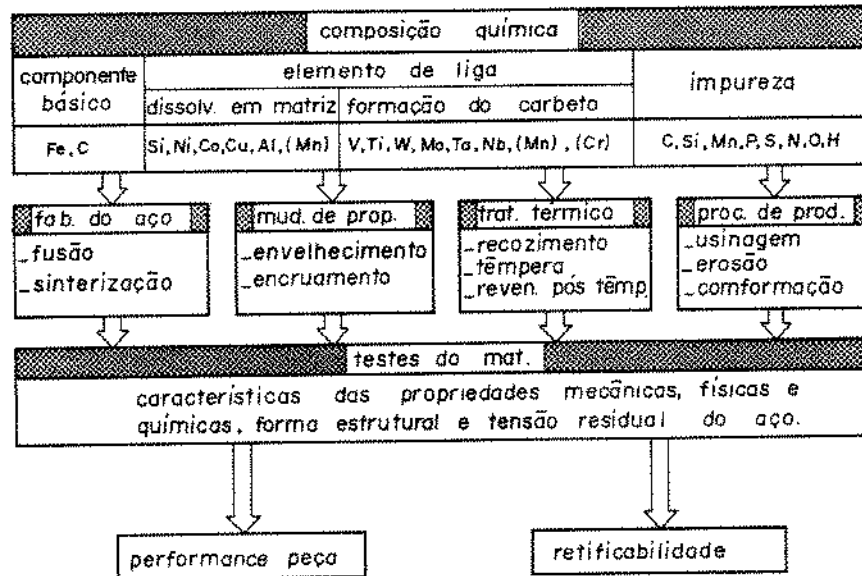


Fig. 4.3. Influência da composição química e diferentes processamentos nas propriedades da peça [19]

Estruturas basicamente diferentes podem ser observadas quando elementos tais como silício, níquel ou cobalto, que se dissolvem na matriz, ou aqueles que formam carbonetos, tais como vanádio, titânio ou tungstênio, são encontrados no aço ou em uma liga. No primeiro caso forma-se uma estrutura homogênea, enquanto que os elementos que formam carbonetos produzem uma estrutura que incorpora materiais duros. Usualmente, as impurezas não são desejadas, em alguns casos entretanto elas são incluídas deliberadamente para se obter certas propriedades do aço.

Durante o processamento do aço, desde a sua produção até o produto usinado, o material é normalmente sujeito à tratamentos que alteram suas propriedades.

Os testes de materiais fornecem informações relativas às propriedades mecânicas, físicas e químicas, e também a microestrutura e o nível de tensões internas no aço. O engenheiro de projetos usualmente seleciona um material baseado nestas propriedades, sem considerar a retificabilidade dos produtos que exigem retificação. Tal procedimento pode comprometer a performance destes produtos, uma vez que a retificabilidade não pode ser expressa apenas em termos das propriedades do material.

O processo de retificação é caracterizado por: potência de retificação, vibrações, temperaturas, desgaste e emplastramento do rebolo, conforme mostra a fig. 4.2. Como estes parâmetros do processo influenciam o produto e apresentam uma interdependên-

cia, é do conhecimento comum e já foi discutido anteriormente. Os parâmetros que apresentam fortes influências na peça serão examinados com maior detalhe, devido a sua influência na retificabilidade.

A potência de retificação consumida no processo, ou em outras palavras a total energia mecânica, é transformada em calor na zona de contato. Dependendo da condutibilidade térmica do material e da dissipação de calor da peça, a temperatura poderá se elevar acarretando danos térmicos à peça.

Como resultado das ações , mecânica, térmica e química, vários mecanismos de desgaste ocorrem no rebolo (fig. 4.4).

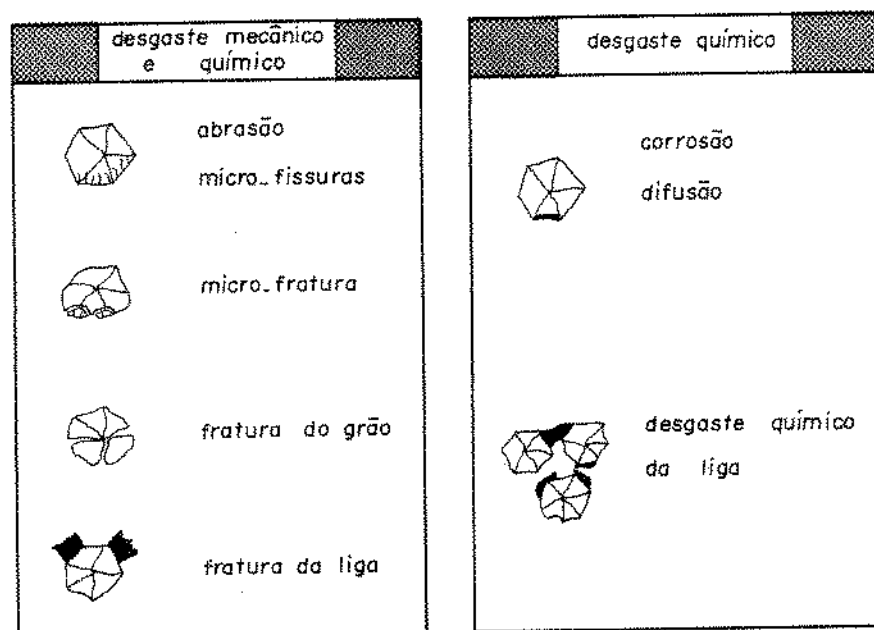


Fig. 4.4. Mecanismos de desgaste do rebolo [19]

Dependendo das condições de retificação, da composição do material, e da microestrutura, estes mecanismos ocorrem individualmente, ou em combinações. Na retificação da martensita, que tem uma estrutura uniformemente dura, a abrasão é o mecanismo mais frequentemente observado.

Materiais duros, por exemplo carbonetos incorporados no metal, dependendo de seu tamanho e distribuição, levam à micro-fraturas, e até à fratura do grão. A fratura da liga é uma consequência dos grãos desgastados, um estágio adiantado da abrasão no grão acima mencionado, ou um resultado da tensão excessiva no rebolo, causado pelas forças que são muito intensas.

Assim como, os desgastes mecânico e térmico observa-se também o desgaste

químico. Este último é causado por reações químicas, ou a difusão de elementos no material do grão durante a retificação de titânio e ligas de cobalto. Foi ainda observado a existência de desgaste químico das ligas resinóides, pelos fluídos refrigerantes.

Da mesma forma que o desgaste mecânico do rebolo é influenciado pelas propriedades do material, o emplastramento do rebolo também limita sua vida. Dependendo das propriedades mecânicas do material da peça e de sua composição química, o emplastramento pode ocorrer pela inserção de cavaco, pelo revestimento dos grãos, ou pela adesão de cavacos.

A qualidade das peças tem uma grande importância na avaliação do processo e também da retificabilidade. Ela pode ser medida indiretamente pelos parâmetros do processo, ou diretamente pelas propriedades do material. Da mesma forma que a macrogeometria, que é influenciada principalmente por forças, vibrações e desgaste, a qualidade da superfície também pode influenciar o desgaste da peça. A topografia do rebolo, os parâmetros do processo, e as propriedades mecânicas do material, são os componentes básicos que determinam a rugosidade da peça.

As propriedades do material da peça exercem uma influência indireta na ondulação da peça, uma vez que esta é causada primeiramente pela vibração e pelo desgaste irregular do rebolo. O nível e distribuição da temperatura, assim como as condições de resfriamento, são os fatores de maior influência que podem ocasionar um dano térmico na peça, durante a retificação (vide seção 4.4).

4.3- Parâmetros para a estimativa da retificabilidade

Antes que a retificabilidade possa ser testada, todas as condições de contorno, tais como: o método de retificação, a retificadora e o rebolo, as condições de dressagem e de resfriamento, e as velocidades do rebolo e das peças, devem ser ajustadas ao material das peças. A retificação de uma larga gama de materiais diferentes com apenas uma especificação do rebolo, leva por exemplo, a diferentes tendências, que seriam observadas se um rebolo corretamente ajustado fosse selecionado para cada material.

König e Messer [19] procuraram limitar todos os parâmetros que influenciam a retificabilidade e definiram índices específicos a objetivos do processo, tais como: alta qualidade da peça, alta produtividade da retificação e mínimo desgaste do rebolo.

4.3.1- Índice de retificabilidade

A complexidade do sistema: valores de entrada do processo, processo de retificação e qualidade da peça, torna clara a impossibilidade de se definir a retificabilidade usando-se apenas um valor característico do material. Existe uma sugestão de que os parâmetros do processo, frequentemente observados em testes de retificação, sejam combinados para definir um índice de retificabilidade padrão S_0 , expresso pelo quociente:

$$S_0 = \frac{Z'_{\text{máx}} \cdot G \cdot W'_w}{R_z \cdot E'_s} \cdot \frac{\text{mm}^5}{W \cdot s^2} \quad (4.3)$$

onde:

$Z'_{m\acute{a}x}$ = taxa máxima de remoao de material por unidade de largura do rebolo, $\text{mm}^3/\text{s mm}$

G = razão de retificaao

W'_w = volume de material cortado da peça por unidade de largura do rebolo, mm^3/mm

R_z = rugosidade média da peça, mm

E'_s = energia de retificaao por unidade de largura do rebolo

$$= \frac{P_s}{Z'}$$

P_s = potência de retificaao, W

Z' = taxa de remoao de material por unidade de largura do rebolo, $\text{mm}^3/\text{s mm}$

O ndice de retificabilidade padrão S_o  um parâmetro que permite, no momento, comparar dados de retificabilidade de materiais provenientes de diversas fontes, a partir de parâmetros conhecidos de testes de retificabilidade.

Para a correta medida da retificabilidade deve-se, no entanto, empregar uma abordagem mais ampla, adicionando alguns parâmetros importantes e obtendo uma funao do tipo:

$$S_I = f \left(\frac{Z'_{m\acute{a}x}, W'_w, G}{R_z, T, Z_\theta, P_s, F_n, F_t, \mu_F, f_v, Z_p} \right), \quad (4.4)$$

onde foram adicionados os seguintes parâmetros:

T = temperatura máxima

Z_θ = profundidade da zona afetada pelo calor

F_n = força normal de corte

F_t = força tangencial de corte

μ_F = razão das forças de corte

f_v = fator de vibraoes

Z_p = porcentagem emplastrada da superfície do rebolo

A combinaao destes parâmetros para a definiçao do ndice de retificabilidade não  bem conhecida. Eles devem no entanto ser determinados, de acordo com sua influência.

Apesar de que um índice de retificabilidade como o proposto pela eq. (4.4) contenha quase todos os parâmetros do processo, ele não tem uma validade geral. As condições de contorno que não podem ser equacionadas tais como: as condições de contato, as condições de estabilidade da peça e do processo, e outras, afetam os parâmetros do processo e alteram o índice de retificabilidade.

Para uma maior facilidade operacional deve-se tomar índices de retificabilidade específicos, dependendo do tipo de retificação e do objetivo pretendido. A simplificação do índice de retificabilidade é possível para os seguintes objetivos: alta qualidade da peça, alta produtividade de retificação e mínimo desgaste do rebolo.

Na retificação fina, ou de precisão, a qualidade da peça é o maior objetivo, isto é, os esforços são dirigidos no sentido de se obter precisão dimensional e de forma, baixa rugosidade, e uma peça livre de tensões internas e danos térmicos. Para esta forma de aplicação a retificabilidade é inversamente proporcional à rugosidade e à profundidade da zona afetada pelo calor, podendo ser expressa na seguinte forma:

$$S_I = f \left(\frac{1}{R_z, Z_\theta} \right) \quad (4.5)$$

O objetivo da retificação de desbaste é usar um volume de material tão grande quanto possível, no menor espaço de tempo. Para esta forma de aplicação, o índice de retificabilidade pode ser reduzido à razão entre a taxa de remoção de material, volume de material removido e os fatores de vibração e emplastramento. Assim, o índice de retificabilidade, quando o objetivo é a alta produtividade da retificação, pode ser dado por:

$$S_I = f \left(\frac{Z'_{\text{máx}}, W'_w}{f_v, Z_p} \right) \quad (4.6)$$

Quando a ordem é fazer com que o processo de retificação seja econômico, é necessário em alguns casos minimizar o desgaste do rebolo e reduzir as dressagens e os custos do rebolo. Um parâmetro de retificação que leva em conta estes objetivos é composto da razão de retificação, temperaturas, forças, vibrações e emplastramento, obtendo:

$$S_I = f \left(\frac{G}{T, F_n, F_t, f_v, Z_p} \right) \quad (4.7)$$

É necessário observar a retificabilidade de um ponto de vista diferencial, porque isto reduz o número de possíveis fatores de influência, à um número aceitável.

4.3.2- Estimativa da retificabilidade na prática

Os parâmetros empregados na prática para a determinação da retificabilidade tem sido poucos, em relação aos parâmetros conhecidos e medidos que definem o pro -

cesso de retificação e a qualidade da peça. Apesar de que muitos autores fornecerem dados de força e retificabilidade, ou mesmo parâmetros compostos, como medidas da retificabilidade, eles geralmente fornecem seus resultados em termos da máxima taxa de remoção de material, da possibilidade de fissuras devidas à retificação, e, ou, da razão de retificação obtida. A divisão dos materiais em classes de retificabilidade foi também desenvolvida tomando-se por base a razão de retificação. Quase todas estas investigações foram desenvolvidas sob condições de contorno constantes. A despeito de diferenças consideráveis nas propriedades dos materiais retificados, frequentemente foi empregada apenas uma especificação do rebolo. Esta abordagem pode levar à interpretações incorretas dos dados obtidos.

Além disso, os resultados de várias operações não são diretamente comparáveis, devido à existência ocasional de condições de contorno completamente diferentes. Os exemplos que se seguem podem entretanto, fornecer uma indicação inicial das principais influências devidas aos materiais.

4.4- Exemplos da influência do material na retificabilidade

O trabalho de pesquisa da retificabilidade dos materiais usualmente leva em conta apenas os aços de conhecida dificuldade de retificação, dentro do universo dos tipos de aços. König e Messer [19] examinaram sobretudo materiais dos grupos dos aços rápidos e dos aços inoxidáveis, e seus resultados serão reproduzidos à seguir.

Os aços para ferramentas, são aços de alta liga e de alta qualidade com composição complexa numa base de cromo, molibidênio, vanádio, tungstênio com uma porcentagem de carbono acima de 0,7% e outros elementos de liga, tais como o cobalto [10]. Enquanto o cromo forma carbonetos solúveis, os elementos tungstênio, molibidênio e vanádio causam o depósito de tipos de carbonetos especialmente duros. Os carbonetos de vanádio são ainda mais duros e os carbonetos de cromo, molibidênio e tungstênio apresentam uma dureza apenas ligeiramente menor que o abrasivo eletro-corundum.

Para permitir a comparação dos resultados de vários autores a fig. 4.5 mostra a razão de retificação relativa G^* , que é a razão de retificação quando se retifica qualquer um dos aços rápidos, relativa à razão de retificação quando se retifica o aço rápido mais frequentemente utilizado, que é o aço DIN S 6-5-2 (AISI e ABNT M2).

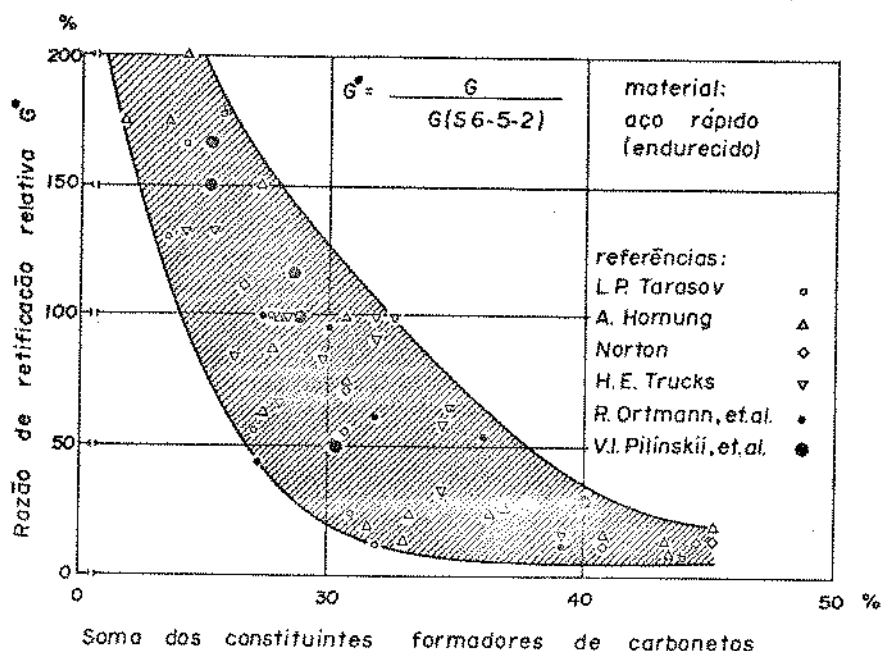


Fig. 4.5. Influência da soma dos constituintes formadores de carbonetos na razão de retificação [19]

Com um aumento da quantidade dos constituintes formadores de carbonetos, isto é, com o aumento de carbonetos contidos, o desgaste do rebolo aumenta em tal proporção que a razão de retificação obtida é 25% do valor de G para o aço S 6.5.2. Porcentagens mais baixas de carbonetos podem elevar a razão de retificação até 225%. O comportamento de desgaste é causado principalmente pela fratura dos grãos, quando este atinge os carbonetos. O carboneto de vanádio, devido à seu alto grau de dureza, exerce a maior influência no desgaste do rebolo.

A influência no comportamento de desgaste do rebolo não é ditada apenas pela norma dos constituintes formadores de carbonetos, mas também pelo tamanho e distribuição destes carbonetos. Usando-se técnicas de metalurgia do pó pode-se obter uma microestrutura muito fina e com carbonetos menores e mais bem distribuídos. Em contraste com os aços obtidos por processo de fusão, a razão de retificação pode ser aumentada entre 125 e 500%, como mostra a fig. 4.6.

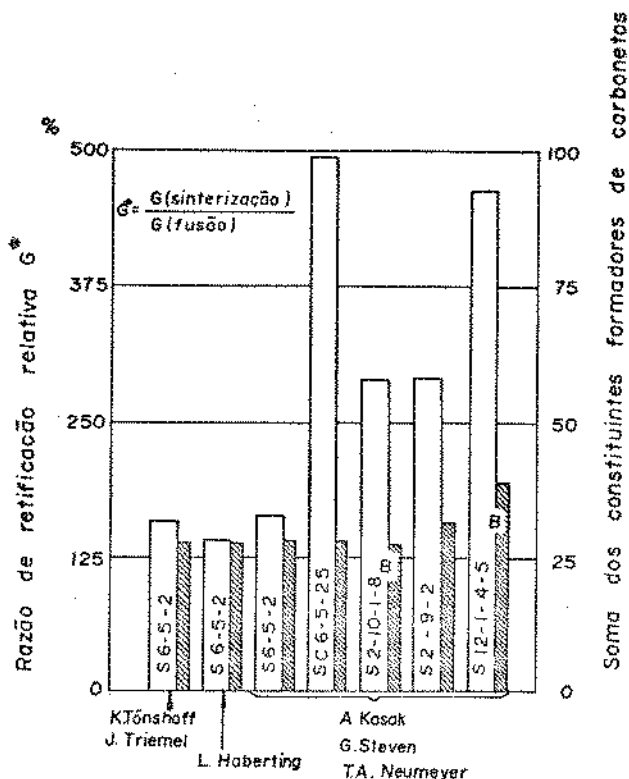


Fig. 4.6. Influência do processo de manufatura do aço na razão de retificação [19]

A adição de cobalto ou carbono (aços dos tipos: DIN S 2-10-1-8, S 12-1-4-5, SC 6-5-2 S) também faz com que a refiticação seja mais difícil, pela alteração das propriedades do aço matriz. Neste caso a sinterização também leva a uma considerável melhora da razão de retificação, em relação ao aço obtido por fusão.

O efeito do cobalto, que não forma carbonetos mas dissolve-se na matriz, pode ser explicado pelo aumento da dureza à temperaturas elevadas, e pela durabilidade da têmpera. A razão de retificação que se obtém quando se retifica aços rápidos que contêm cobalto está entre 75 e 90% do valor de G obtido quando se retifica o mesmo aço sem carbono, como mostra a fig. 4.7.

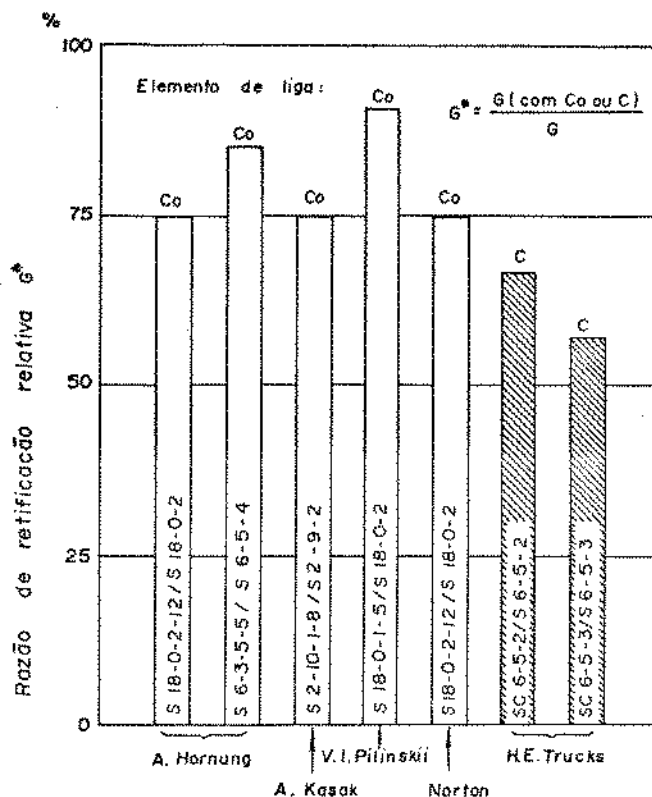


Fig. 4.7. Influência do cobalto e do carbono na razão de retificação [19]

O enxôfre é geralmente considerado como sendo uma das impurezas indesejáveis do aço, entretanto, ele é utilizado para aumentar a usinabilidade dos aços, como por exemplo, os aços de usinagem fácil (AISI, ABNT série 11 XX) e também dos aços rápidos. Incluindo-se 0,15% de enxôfre na liga, a razão de retificação aumenta 8 vezes seu valor original (fig. 4.8). A causa do aumento da usinabilidade é considerada devida à formação do sulfeto de manganês. Este sulfeto causa a quebra dos cavacos e atua como lubrificante na zona de contato.

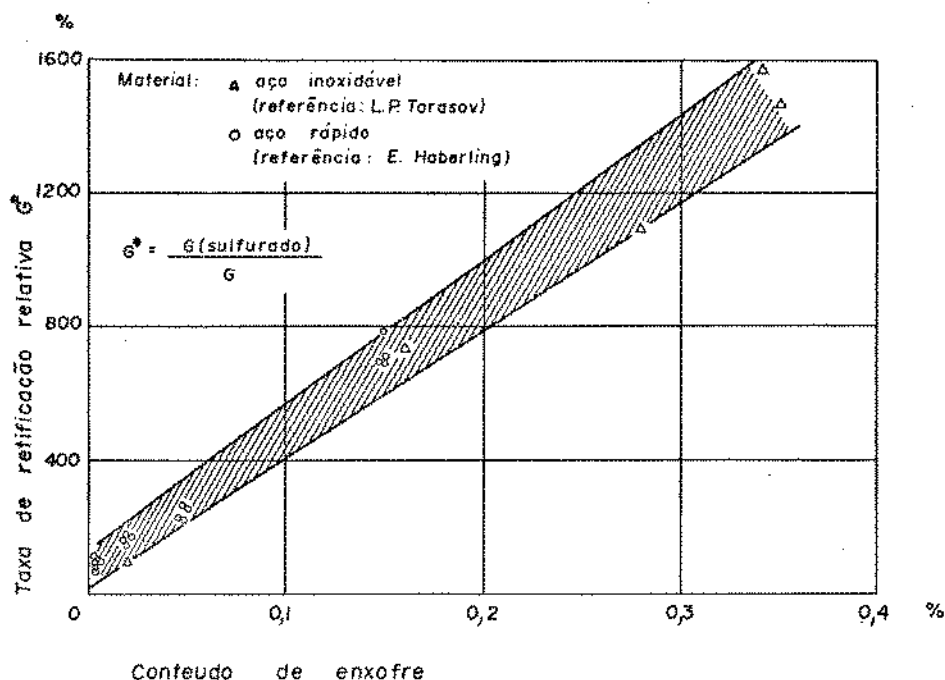


Fig. 4.8. Influência do enxofre na razão de retificação [19]

O aumento da retificabilidade dos aços rápidos com enxofre corresponde ao obtido pelos aços inoxidáveis que contêm manganês, o que pode ser explicado pela formação dos sulfetos de cromo. Em comparação com os sulfetos de manganês, os sulfetos de cromo são menores e mais firmemente distribuídos, e assim têm um efeito ainda melhor. Na fig. 4.8 observa-se que a razão de retificação aumenta até 16 vezes seu valor original, para os aços inoxidáveis.

As estruturas dos aços do tipo inoxidável são muito mais complexas que as dos aços rápidos. Existem os aços cromo-níquel ferríticos, austeníticos e martensíticos. Devido à grande influência do cromo na capacidade de dissolução da austenita, os aços ao cromo contêm carbonetos de cromo incluídos na estrutura martensítica. Dependendo do formato e composição da estrutura, podem ocorrer diferenças consideráveis no comportamento de retificação dos diferentes tipos de aços inoxidáveis, como mostra a fig. 4.9. A adição de molibidênio aos aços cromo-níquel austeníticos causa um aumento na resistência a temperaturas elevadas. O molibidênio também apresenta uma tendência de formação de carbonetos maior que o cromo, o que faz com que o rebolo sofra maior desgaste na retificação do aço DIN X15 Cr Ni Mo 16 5 que no X12 Cr Ni 18 8.

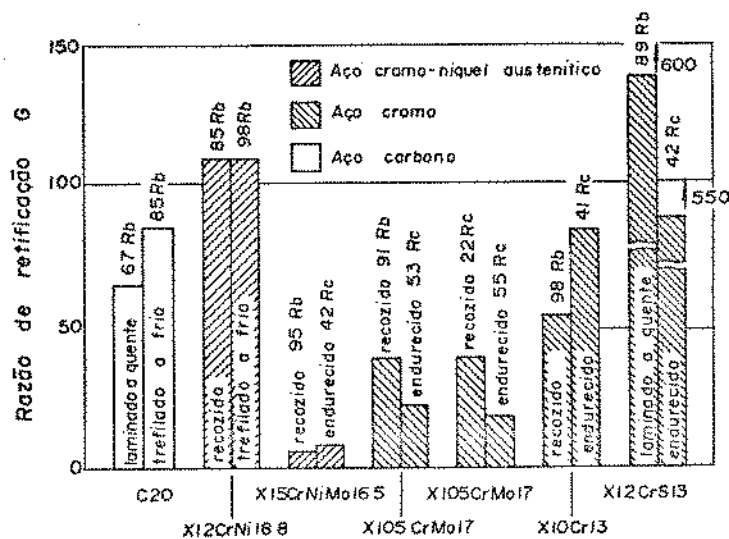


Fig. 4.9. Influência do processamento do aço na razão de retificação [19]

A influência da dureza do material da peça no comportamento de desgaste do rebolo é de menor importância, para estes aços de alta liga, que a influência da composição química na estrutura.

Em contraste, para os aços de baixa liga com alto teor de carbono, é evidente uma clara redução da razão de retificação, dependendo da dureza da peça (fig.4.10). Tão maior a proporção dos elementos de liga - incluindo o carbono - menor é a alteração do desgaste pelo processo de revenido. A causa disto é que durante o processo de revenido os carbonetos dissolvidos são retidos na forma de depósitos e, à despeito de uma menor dureza, os componentes que provocam o desgaste ainda estão presentes. Na comparação de materiais diferentes com a mesma dureza, a influência do teor de carbono torna-se evidente, e a influência, que já foi descrita, dos elementos que formam carbonetos, tais como: vanádio, cromo e tungstênio, é confirmada. A razão para o aumento do desgaste do rebolo com o aumento do teor de carbono, é a maior porcentagem de formação de cementita.

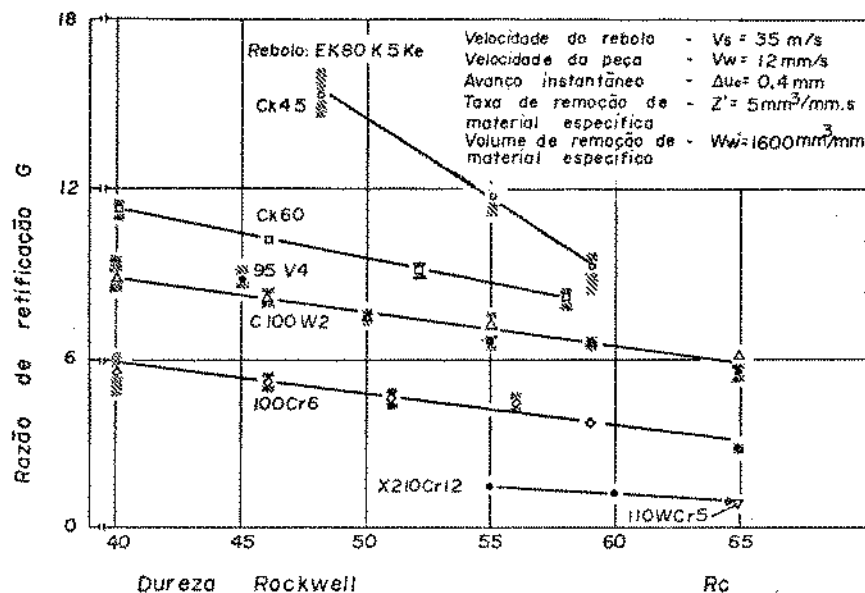


Fig. 4.10. Influência da dureza dos aços na razão de retificação [19]

4.5- Influência da retificação à baixas tensões na retificabilidade

Alterações nas propriedades de uma peça podem ocorrer dependendo do nível e distribuição da temperatura de retificação e da intensidade da força de corte. Como medida das influências exercidas pela temperatura e força são empregados em vários trabalhos os seguintes parâmetros: a profundidade da zona de alteração do revenido, a distribuição de dureza, a tensão residual e o número de fissuras [19].

A retificação à baixas tensões foi analisada por Bellows [39] que procurou determinar quais parâmetros influenciavam sua ocorrência e como relacionar a retificação à baixas tensões com a retificabilidade.

A retificação à baixas tensões é um processo que se utiliza de parâmetros especialmente selecionados que produzem superfícies retificadas de alta integridade. Estas superfícies são essencialmente livres de defeitos e geralmente possuem baixas tensões residuais. A caracterização de "baixas tensões" é associada com as tensões residuais compressivas, e de baixa amplitude, que se obtêm com esta técnica, em contraste com as altas tensões residuais que ocorrem devidas à retificação convencional, como pode ser observado na fig. 4.11.

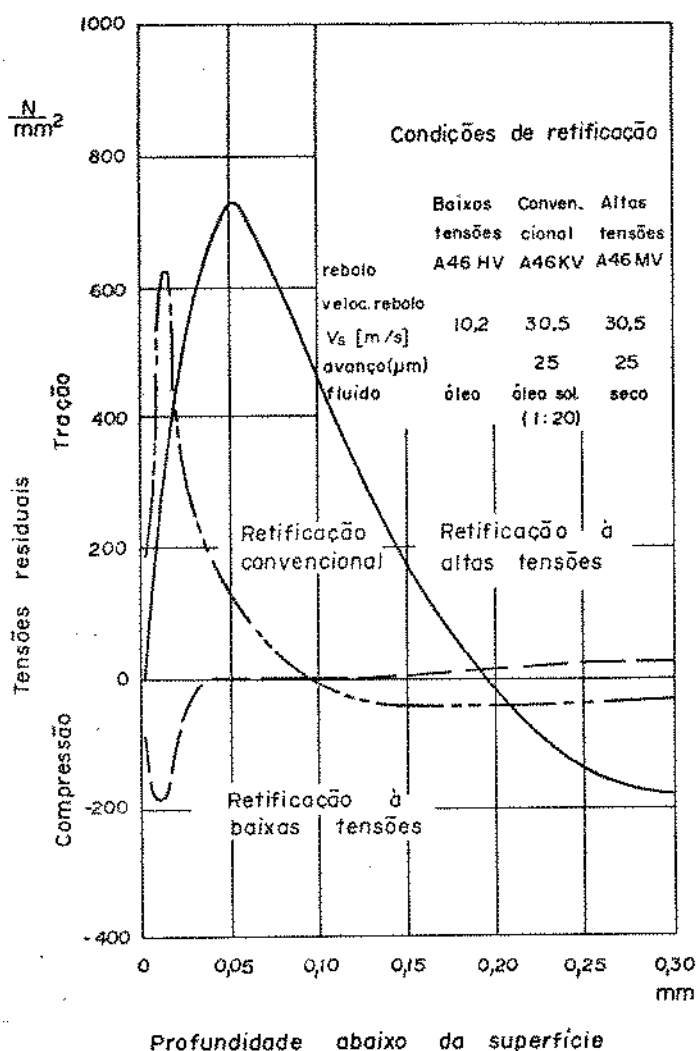


Fig. 4.11. Tensões residuais num aço 4340, temperado e revenido à 50 R_c , para diferentes intensidades de retificação [39]

O rigor, ou intensidade, com o qual a retificação é conduzida tem um grande impacto na qualidade da superfície produzida. Para a maioria das operações de usinagem a tendência de causar dano à superfície, usando-se como critério a redução das propriedades de fadiga, torna-se maior com o aumento da taxa de remoção de material. Este aumento na taxa de remoção de material é acompanhado por um aumento na taxa de energia imposta à superfície. Uma alta concentração de energia pode produzir alterações no material, devidas ao trabalho mecânico e aquecimento localizado, frequentemente causando deformações plásticas, mudanças de fase, micro-fissuras e outros defeitos.

Uma superfície à baixas tensões é definida como a que contém um nível de tensões residuais menor que 15 N/mm^2 , ou 10% do limite de escoamento (a menor delas) à profundidade maiores que $0,02 \text{ mm}$ abaixo da superfície.

Um perfil de tensões residuais descreve as tensões residuais que existem à pontos específicos abaixo da superfície. As medidas podem ser executadas por difração de raios-x em sucessivas camadas de uma peça, ou corpo de prova. As medidas também podem ser feitas convertendo-se a deflexão, ou curvatura, de fitas metálicas finas e estreitas em valores de distorção, para sucessivas camadas. O formato do perfil de tensões obtido por estas medidas pode ter muitas configurações. A fig. 4.12 mostra um perfil típico e os elementos considerados para a descrição do perfil.

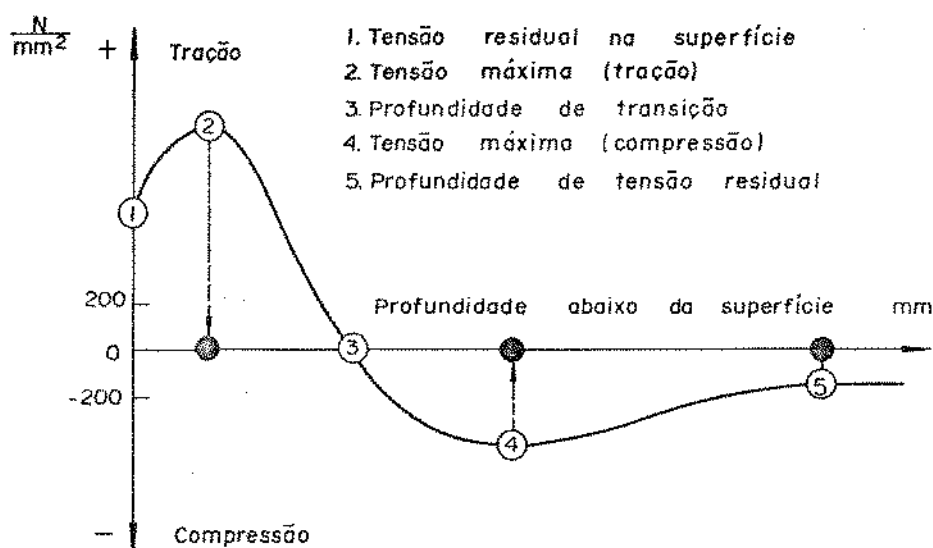


Fig. 4.12. Perfil de tensões residuais [39]

A seleção dos parâmetros específicos para a retificação à baixas tensões deve ser procedida através das seguintes etapas:

- 1- Determinação dos requisitos de serviço da superfície
- 2- Determinação dos testes necessários
- 3- Seleção de valores específicos para cada parâmetro
- 4- Testes da efetividade dos parâmetros selecionados, em relação aos pré-requisitos

Bellows [39] apresenta sugestões de ajustes dos parâmetros de retificação para a obtenção de superfícies de baixas tensões residuais e exemplos de processos e qualidades de superfícies obtidas. De uma maneira geral recomenda-se, por ordem de importância, dressagens frequentes, baixa velocidade do rebolo (abaixo de 18 m/s), avanços entre 5 e $13 \mu\text{m}$ com redução programada, fluído à base de óleo, e rebolo de baixa

dureza (J, I ou H), estrutura aberta (6 ou mais) e tamanho de grão maior que 60.

Os abrasivos sintéticos ultra-duros, tais como o diamante e o Borazon (marca registrada da General Electric) ou nitrato de boro cúbico, estão se tornando de aceitação generalizada na fabricação de rebolos e podem contribuir na obtenção de superfícies retificadas de baixas tensões residuais. Estes rebolos, conquanto de custo mais elevado que os convencionais apresentam alta dureza e a habilidade de manter o fio de corte por mais tempo, o que traz uma compensação econômica.

O Borazon em particular vem encontrando aplicações quando se deseja obter superfícies livre de ondulações, provocadas pela instabilidade do processo, graças à grande rigidez do rebolo que geralmente é metálico. Os rebolos de Borazon permitem ainda a retificação com altas taxas de remoção de material, o que favorece a retificabilidade.

Os parâmetros previamente sugeridos para uma retificação à baixas tensões também se aplicam à retificação por Borazon, permanecendo o nível de afiação do rebolo como o mais importante. Um perfil de baixas tensões (fig. 4.13), geralmente compressivas, pode então ser obtido, mesmo com a relaxação de outros parâmetros, quando comparados à perfis obtidos por outros rebolos.

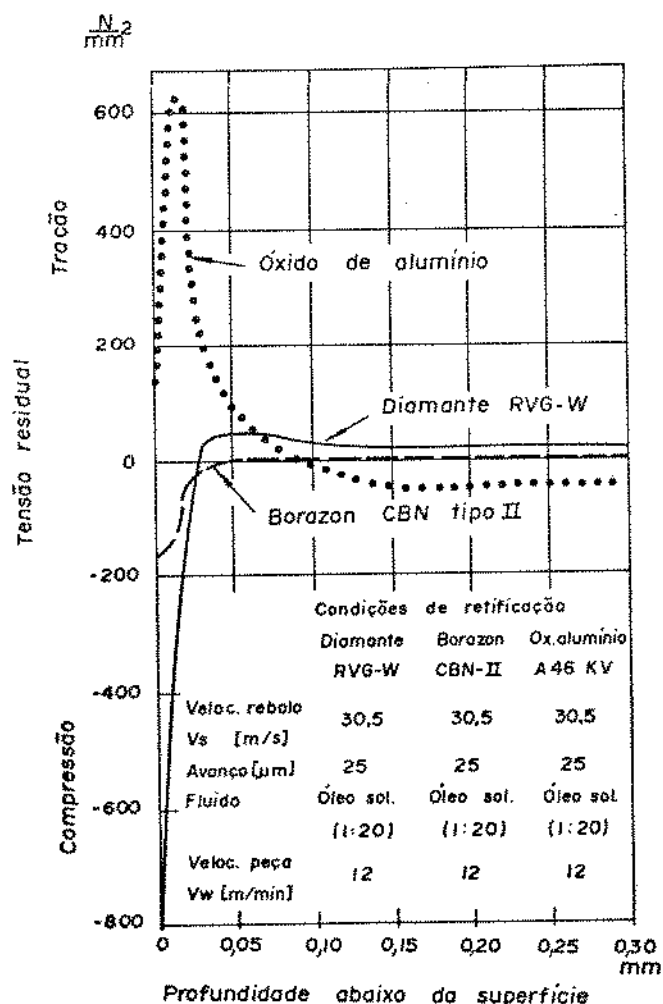


Fig. 4.13. Comparação dos perfis de tensão residual para a retificação do aço ABNT 4340, temperado e revenido à 50 R_c, entre diferentes rebolos [39]

As exigências das técnicas de retificação à baixas tensões frequentemente atuam como limitadoras da capacidade de produção, analogamente às exigências para a estabilidade do processo, no entanto, visam resguardar a qualidade da peça produzida.

As taxas de remoção de material, para uma retificação à baixas tensões, são menores que a capacidade máxima da retificação, antes que o desgaste do rebolo se torne excessivo (fig. 4.14). Este limite pode também ser explicado em termos da fig. 3.8.

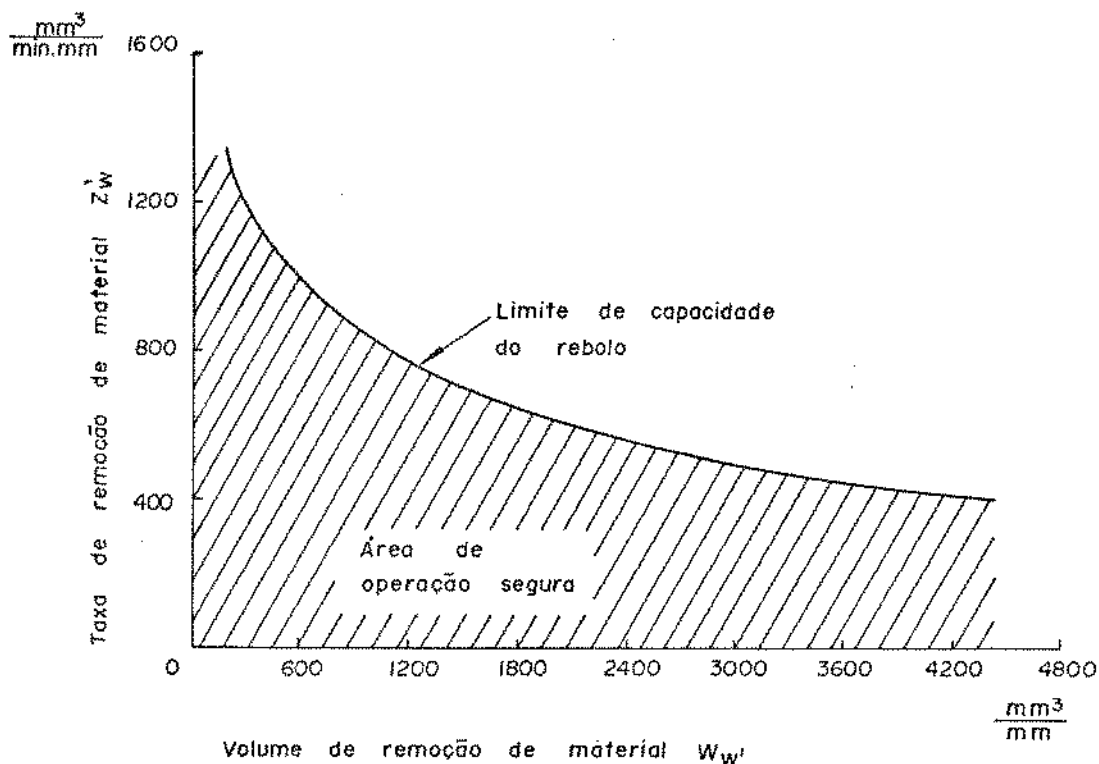


Fig. 4.14. Capacidade máxima de retificação [39]

A redução da taxa de remoção de material para a retificação à baixas tensões visa minimizar a extensão das zonas afetadas pelo aquecimento. A taxa de remoção de material e o calor transferido são diretamente relacionados ao número de grãos que atingem a superfície da peça, por unidade de tempo, ou taxa de impulso. Estes valores de impulso devem ser reduzidos abaixo dos valores limites para o dano superficial, segundo a técnica de retificação à baixas tensões. Estes valores variam com as propriedades do material da mesma forma que a energia máxima de retificação.

O principal objetivo da retificação à baixas tensões não é a taxa de remoção de material, mas a produção de superfícies de alta integridade. As condições de operação são selecionadas para este objetivo e a taxa de remoção de material usualmente cai bem abaixo da capacidade máxima de produção.

CAPÍTULO 5

ESTABILIDADE NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILINDRICA

A introdução ao fenômeno da instabilidade no processo de retificação foi apresentada no capítulo 1, assim como o histórico e estado de arte das pesquisas nesta área.

O estudo da estabilidade no processo de retificação objetiva estabelecer os limites de estabilidade do processo, permitindo uma otimização da retificabilidade do mesmo.

São apresentadas neste capítulo as influências da instabilidade no processo de retificação em termos do aumento da amplitude de vibrações no processo e das ondulações na peça e no rebolo [15,17]. São ainda apresentados o modelo e o equacionamento da estabilidade segundo Snoeys e Brown [29], e o método do espectro de regeneração desenvolvido por Srinivasam[31] para previsão das condições de instabilidade regenerativa do rebolo.

5.1- Influência da instabilidade no processo de retificação

Em todos os tipos de retificadoras ocorrem vibrações entre a peça e o rebolo, causando perda do acabamento superficial e diminuindo a vida do rebolo. Em alguns casos estas são vibrações forçadas, excitadas por várias fontes. Frequentemente, são observadas vibrações originárias de alguma perturbação, realimentadas pelo processo e denominadas vibrações auto-excitadas. A amplitude de vibração aumenta com o tempo para uma retificação contínua, ou com o número de peças para uma produção seriada [17,33].

Shiozaki [43] observou que no início da retificação o sistema é sempre estável, e que a geração das ondulações primárias e a razão de retificação, são fatores importantes para a ocorrência de vibrações auto-excitadas e seu crescimento de amplitude. Foi observado ainda que a vibração é mantida de amplitude constante, se ela crescer até um nível onde o efeito regenerativo decresce devido a falta de contato entre peça e rebolo.

No período entre duas dressagens do rebolo a amplitude de vibração aumenta seguidamente, como indicado na fig. 5.1. Na primeira fase é difícil de identificar entre vibrações forçadas e auto-excitadas. A partir de um certo número de peças, no entanto, a amplitude de vibrações auto-excitadas aumenta com uma taxa crescente e o rebolo perde a capacidade de corte. Com alguns tipos de rebolos observa-se períodos de aumento e diminuição de vibrações. A vida do rebolo nestes casos é consideravelmente maior.

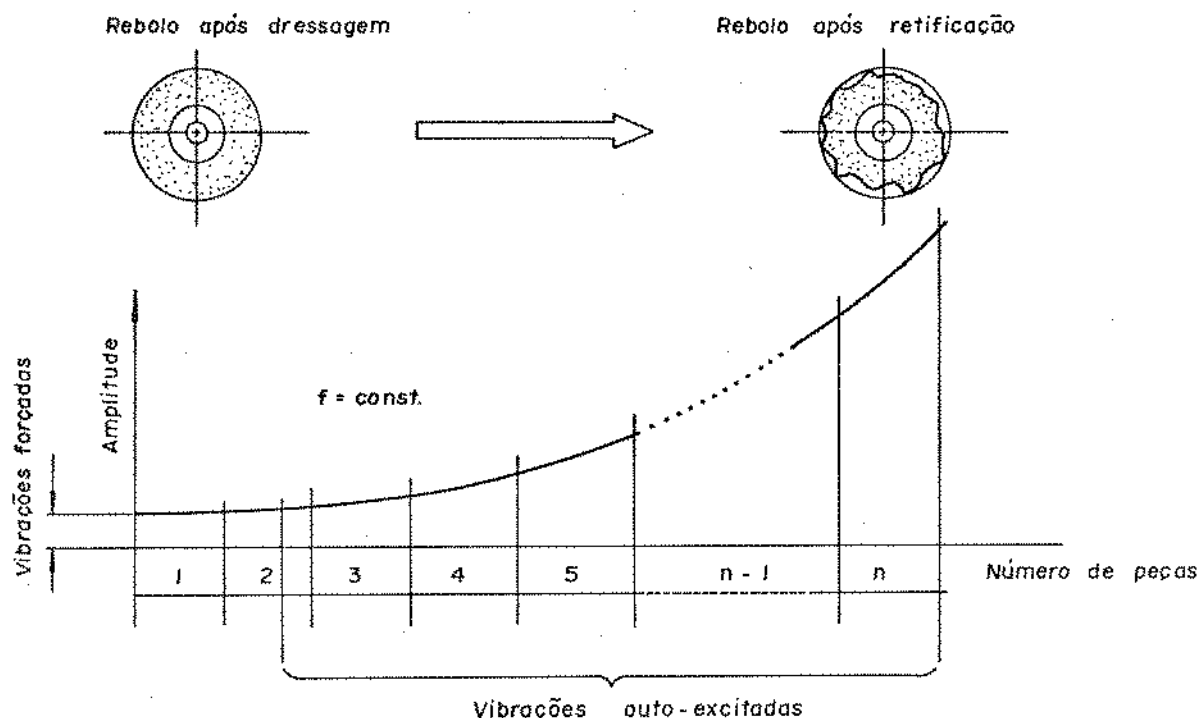


Fig. 5.1. Aumento característico da amplitude de vibrações durante a retificação [17]

O fenômeno se repete após cada dressagem do rebolo e independe se uma peça é continuamente retificada ou se uma série de peças são retificadas.

A taxa de aumento de amplitude de vibrações auto-excitadas é maior com o aumento do avanço, com o aumento da velocidade periférica da peça, com o aumento da velocidade periférica do rebolo, com o aumento da dureza da peça, com a menor rigidez dos centros e da peça. Observa-se também um aumento mais rápido da amplitude com o uso de rebolos muito duros, ou muito moles, e com valores maiores do avanço de dressagem do rebolo.

Saljé e Dietrich [45] analisaram a variação das condições do processo com o tempo em termos de sua análise de assinatura. A fig. 5.2 mostra um espectro de frequência da aceleração com o tempo. Observa-se que no início as condições são estáveis e que após 45 s ocorre à 43 Hz um súbito aumento de amplitude, característica de uma configuração instável do processo. Após 60 s a amplitude estabiliza-se e à 86 Hz observa-se uma harmônica da frequência de vibrações auto-excitadas.

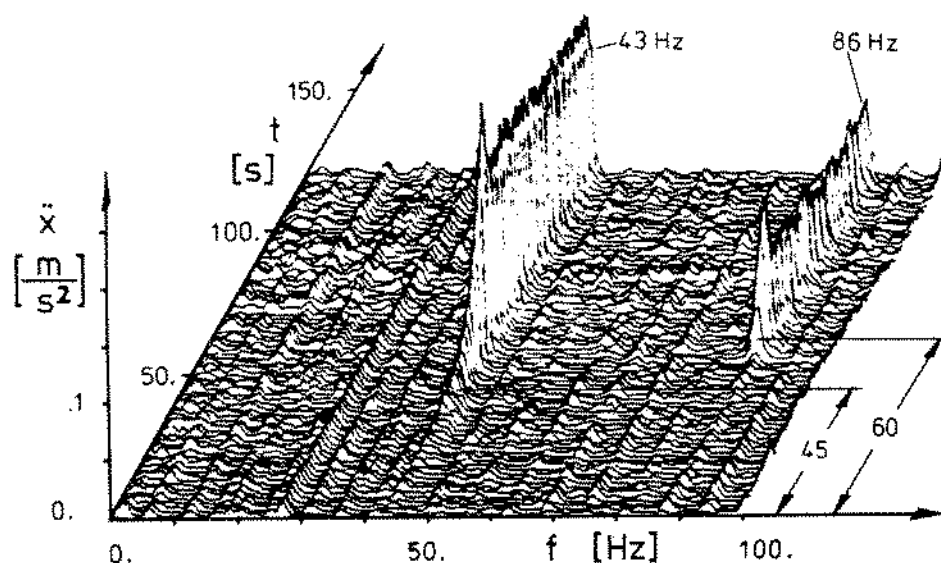


Fig. 5.2. Análise de assinatura das vibrações auto-excitadas na retificação [45]

As vibrações auto-excitadas regenerativas na retificação correspondem a duas condições de instabilidade: a instabilidade regenerativa das peças, e a instabilidade regenerativa do rebolo. Inasaki et alii [15], desenvolveram um experimento para observar a influência da velocidade da peça nestes dois diferentes tipos de instabilidade.

Os resultados experimentais obtidos sob altas velocidades da peça são comparados a velocidades usuais da peça e mostrados na fig. 5.3. No caso de altas velocidades da peça o aumento de amplitude é muito rápido, como pode ser visto na curva (a), e uma retificação normal não pode ser executada. O eixo horizontal na fig. 5.3 indica o volume acumulado de material removido.

O volume total acumulado para o registro (a) é equivalente a um tempo de retificação de 20 s. Neste tempo, as ondulações, que podem ser observados a olho nu, são facilmente detectadas, como mostra a fig. 5.4. Considera-se que a instabilidade regenerativa da peça é dominante neste caso.

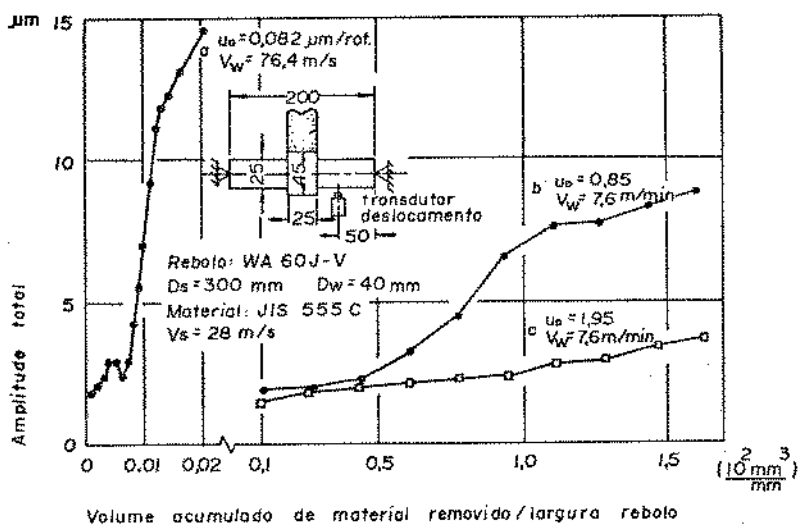


Fig. 5.3. Aumento de amplitude da instabilidade regenerativa da peça [15]

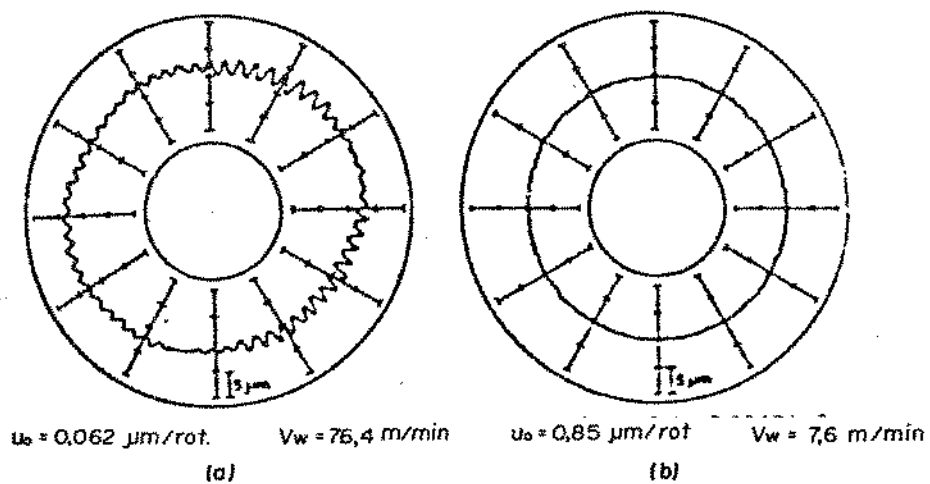


Fig. 5.4. Perfil da superfície das peças retificadas [15]

As curvas (b) e (c) na fig. 5.3 mostram os resultados experimentais à uma velocidade normal da peça. Neste caso, a retificação foi conduzida sem dressagem. Foi reconhecido, a partir dos resultados, que a amplitude de vibrações auto-excitadas aumenta com uma pequena taxa. No caso da curva (b), por exemplo, o volume acumulado de $100 \text{ mm}^3/\text{mm}$ de remoção de material é equivalente a um tempo de retificação de 16,1 min. Como mostrado na fig. 5.4 (b) não se percebe a formação de ondulações na superfície da peça, mas a rugosidade superficial é pior. A curva (c) na fig. 5.3 mostra os resultados obtidos para um avanço maior, mantendo-se a velocidade da peça da curva (b). Comparando-se as curvas (b) e (c) pode ser observado que a taxa aumento da amplitude de vibrações torna-se menor com o aumento da profundidade de corte - dentro de certos limites e para pequenas profundidades.

5.2- Diagrama de blocos para a representação do processo de retificação cilíndrica

5.2.1- Técnicas de sistemas de realimentação e modelo físico

As aplicações das técnicas de sistemas de realimentação na análise da estabilidade de máquinas-ferramenta e a previsão das condições de ocorrência de instabilidade no processo, têm se mostrado como uma ferramenta indispensável nos testes e comparação das estruturas destas máquinas.

Entretanto, existem diversas complicações na aplicação das técnicas de realimentação para operações de retificação [29].

A primeira é a configuração de desgaste do rebolo que, em adição às marcas causadas na peça, provoca flutuações na profundidade de corte. Assim, com o intuito de também estudar o efeito das ondulações produzidas no rebolo, um segundo ramo de realimentação é introduzido na análise.

Uma segunda complicação está relacionada com a zona de interferência entre a peça e o rebolo. A relação entre a força de retificação e a deformação da área de contato, terá uma influência na estabilidade, e deve também ser considerada. A deformação da área de contato é desprezada, com sucesso, em outras operações, tais como torneamento e fresamento. Nestas operações a deflexão de contato é muito pequena, em relação às dimensões do cavaco usinado [28] (vide seção 3.4).

Um efeito adicional, em relação à esta deformação de contato, é o comprimento finito do arco de contato, levando a algumas restrições quanto à extensão do período das ondulações geradas na superfície da peça.

Acredita-se que a instabilidade do processo de corte, nos casos práticos, é na maioria das vezes devido a algum tipo de efeito regenerativo. Entretanto, o modelo de Snoeys e Brown [29], que aqui será apresentado, considera a instabilidade na retificação exclusivamente como devida às ondulações geradas na peça e no rebolo, e nenhuma atenção foi voltada para os mecanismos de corte e desgaste como tais.

Entretanto, a formulação é mantida de uma maneira suficientemente genérica, de modo a permitir a introdução de algumas características especiais dos mecanismos de corte e desgaste, assim como outros refinamentos da teoria de instabilidade de processo de corte.

A primeira etapa de uma análise de realimentação consiste em escrever as

equações fundamentais, relacionando matematicamente os vários parâmetros do modelo a que se refere. O modelo físico aqui discutido consiste de dois corpos, W (a peça) e S (o rebolo), que giram pressionados um ao outro (fig. 5.5). Os dois corpos são ligados à estrutura da máquina e podem estar sujeitos à alguma deformação.

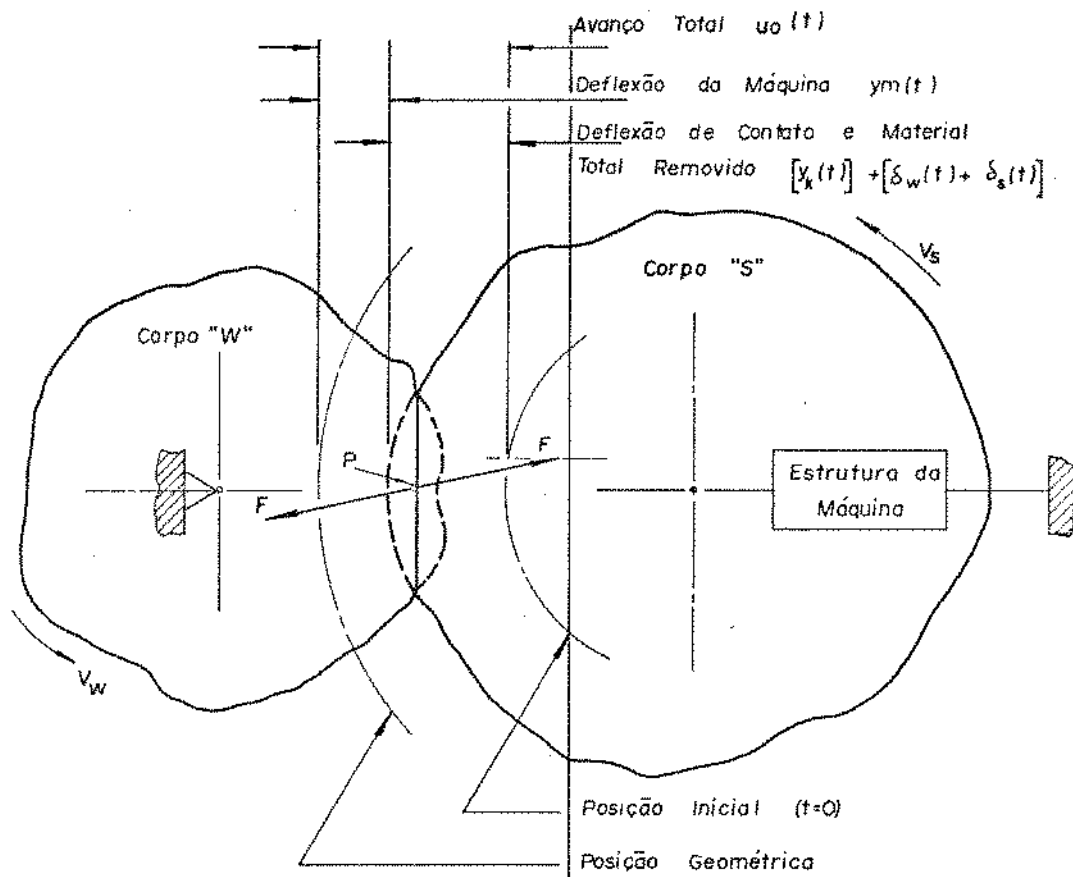


Fig. 5.5. Modelo do processo de retificação

5.2.2- Equação do deslocamento

A seguinte declaração deve sempre ser satisfeita: "à qualquer instante de tempo a soma dos desgastes totais dos corpos W e S devem ser iguais ao avanço total, menos a quantidade de deformação da área de contato e da estrutura da máquina".

Ou:

$$\delta_w(t) + \delta_s(t) = u_0(t) - y_k(t) - y_m(t) \quad (5.1)$$

onde:

$\delta_w(t)$ = desgaste total da peça no instante t

$\delta_s(t)$ = desgaste total do rebolo no instante t

$u_o(t)$ = avanço total no instante t

$y_K(t)$ = deflexão instantânea da área de contato

$y_m(t)$ = deflexão instantânea da retificadora

O desgaste total do corpo W, em um dado ponto da circunferência, é o resultado, ou a adição, de todas as ações de desgaste naquele ponto particular durante cada uma das rotações anteriores, a partir da forma inicial do corpo.

Aplicando-se a transformada de Laplace a cada um dos lados da eq. (5.1) obtemos:

$$\delta_w(s) + \delta_s(s) = u_o(s) - y_K(s) - y_m(s) \quad (5.2)$$

5.2.3- Equações cumulativas do desgaste, profundidade de corte e avanço

O avanço total $u_o(t)$ pode ser uma função arbitrária do tempo. A profundidade de instantânea de corte $\Delta u_o(t)$, no instante quando o ponto P (fig. 5.5) está em contato com o corpo S, é o incremento no avanço total durante a rotação prévia do corpo W, ou:

$$\Delta u_o(t) = u_o(t) - u_o(t - \tau_w) \quad (5.3)$$

onde τ_w é a constante de tempo da peça, ou o intervalo de tempo necessário para uma rotação completa da mesma.

Usando-se a transformação de Laplace a eq. (5.3) torna-se:

$$\Delta u_o(s) = u_o(s) - u_o(s) e^{-\tau_w s} \quad (5.4)$$

ou

$$\frac{u_o(s)}{\Delta u_o(s)} = \frac{1}{1 - e^{-\tau_w s}} \quad (5.5)$$

A função de transferência expressa pela eq. (5.5) pode ser representada, segundo álgebra de diagrama de blocos, por um sistema com realimentação de atraso de transporte, como mostra a fig. 5.6.

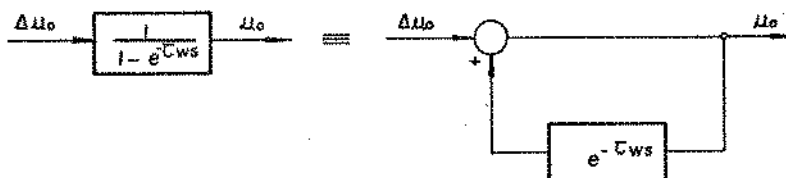


Fig. 5.6. Diagrama de blocos do sistema de avanço

Relações similares podem ser obtidas para o desgaste total dos corpos W e S. É sempre possível expressar o corte instantâneo do corpo W em termos da diferença do corte total no momento considerado e o corte total observado na rotação anterior. Assim:

$$\Delta_{\delta_w}(t) = \delta_w(t) - \delta_w(t - \tau_w) \quad (5.6)$$

e tomando-se a transformada de Laplace:

$$\Delta_{\delta_w}(s) = \delta_w(s) - \delta_w(s) \cdot e^{-\tau_w s} \quad (5.7)$$

ou

$$\frac{\delta_w(s)}{\Delta_{\delta_w}(s)} = \frac{1}{1 - e^{-\tau_w s}} \quad (5.8)$$

A fig. 5.7 mostra o diagrama de blocos representativo da eq. (5.8).

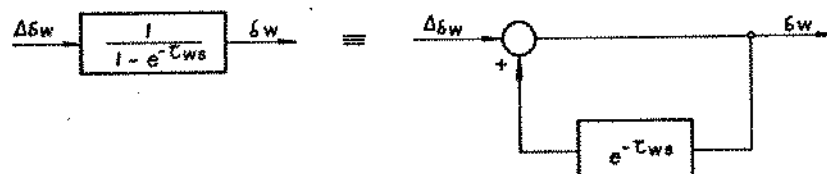


Fig. 5.7. Diagrama de blocos do mecanismo de corte da peça

Uma equação similar à eq. (5.8) aplica-se para o desgaste do corpo S:

$$\frac{\delta_S(s)}{\Delta_{\delta S}(s)} = \frac{1}{1 - e^{-\tau_S s}} \quad (5.9)$$

que pode ser representada pelo diagrama de blocos da fig. 5.8.

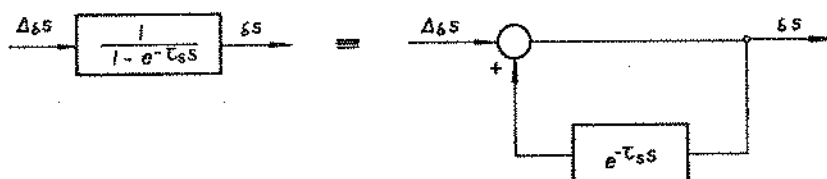


Fig. 5.8. Diagrama de blocos do mecanismo de desgaste do rebolo

5.2.4- Equações de desgaste e corte

A profundidade instantânea de corte, ou desgaste, é assumida proporcional à força de corte, tal simplificação é similar à hipótese formulada para a análise da estabilidade no processo de corte por ferramenta monocortante [46].

As equações matemáticas que relacionam as profundidades de corte e desgaste à força de corte, já foram apresentadas no capítulo 3 e serão aqui repetidas para facilidade de análise.

$$F(t) = K_W \cdot \Delta_{\delta W}(t) \quad (3.4)$$

$$F(t) = K_S \cdot \Delta_{\delta S}(t) \quad (3.9)$$

Tomando-se a transformada de Laplace destas equações, obtemos:

$$F(s) = K_W \cdot \Delta_{\delta W}(s) \quad (5.10)$$

$$F(s) = K_S \cdot \Delta_{\delta S}(s) \quad (5.11)$$

5.2.5- Receptância da estrutura da máquina e rigidez da área de contato

A razão entre a deformação y_m da máquina e a força de corte F é por definição a receptância G_m da máquina.

$$G_m(s) = \frac{y_m(s)}{F(s)} \quad (5.12)$$

A receptância é usualmente expressa em termos da rigidez estática K_m da máquina e da resposta complexa de frequência H_m :

$$G_m(s) = \frac{1}{K_m} \cdot H_m(s) \quad (5.13)$$

A variável H_m é frequentemente referida como a função de transferência direcional normalizada da retificadora. A receptância normalizada sempre se refere ao valor particular da receptância para $\omega = 0$. A receptância $\omega = 0$ é o inverso da rigidez estática K_m .

A fig. 5.9 mostra uma curva típica da receptância de uma retificadora cilíndrica, obtida para estudo da estabilidade do processo. A representação polar da receptância permite a identificação, em um só gráfico, da amplitude e da fase para uma dada frequência de excitação [47].

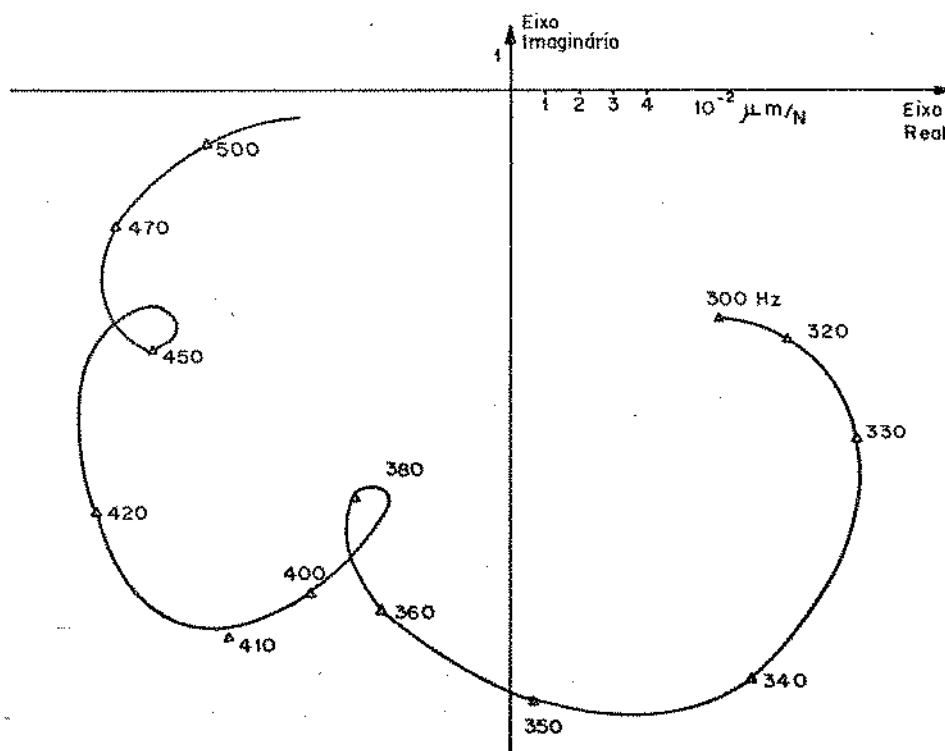


Fig. 5.9. Curva da receptância de uma retificadora em coordenadas polares [4]

Vários autores [4,15,31,48] buscaram estabelecer uma expressão analítica para a curva de receptância, baseados em modelos teóricos de 1 a 4 graus de liberdade

para representar o processo de retificação cilíndrica. O emprego de uma equação de G_m , baseada na medida dos parâmetros de amortecimento e rigidez do sistema, permite a avaliação das condições de instabilidade do processo quando se variam os parâmetros de retificação, tais como: velocidades, avanço e estrutura do rebolo.

As estruturas elásticas das máquinas-ferramenta possuem um número infinito de graus de liberdade. Elas são capazes de um número infinito de modos de vibração e cada um destes possui uma frequência natural cuja intensidade depende da distribuição de massa e rigidez. Em muitas circunstâncias o modo de vibração que possui a frequência natural mais baixa é o de maior interesse. Nestes casos o comportamento da máquina, ou de um de seus sub-sistema, sob carga dinâmica, pode ser descrito por um modelo de um grau de liberdade [36,47]. No caso da retificadora cilíndrica a vibração característica representativa pode ser aproximadamente relacionada à peça e seu sistema de apoio.

Inasaki et alii [4] analisaram a instabilidade na retificação assumindo um modelo de um grau de liberdade para descrever o comportamento da retificadora. A fig. 5.10 mostra um modelo de um sistema de um grau de liberdade sob vibração forçada e respectiva curva de receptância.

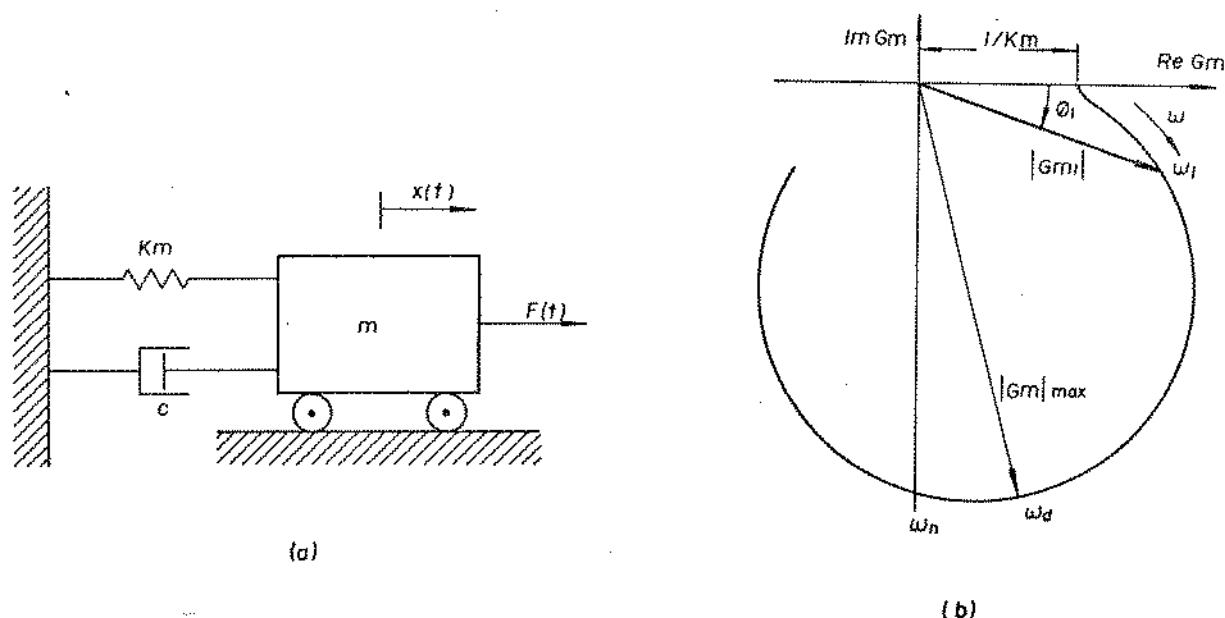


Fig. 5.10 (a). Modelo de um sistema de um grau de liberdade. (b). Curva da receptância do modelo

A receptância de um sistema de um grau de liberdade, como o da figura 5.10 (a), é dada pela equação:

$$G_m(i\omega) = \frac{1}{K_m} \cdot \frac{1}{1 - (\omega/\omega_n)^2 + i 2 \zeta \omega/\omega_n} \quad (5.14)$$

onde:

ω_n = frequência circular natural

$$= \sqrt{K_m/m}$$

m = massa do sistema da máquina

ζ = fator de amortecimento

$$= \frac{c}{2 m \omega_n}$$

c = coeficiente de amortecimento

A frequência circular natural amortecida ω_d , ou frequência de ressonância, é aquela para a qual a amplitude de vibração é máxima e pode ser obtida pela equação:

$$\omega_d = \omega_n \sqrt{1 - 2 \zeta^2} \quad (5.15)$$

Esta frequência não deve ser confundida com a frequência natural não amortecida do sistema, nem com a frequência na qual ocorre a instabilidade no processo de retificação.

Bartalucci e Lisini [48] empregaram um modelo de dois graus de liberdade (fig. 5.11) para a determinação da equação da receptância. Segundo este modelo k_w , m_w e c_w são a rigidez, massa e coeficiente de amortecimento equivalente da peça e k_s , m_s e c_s são a rigidez, massa e coeficiente de amortecimento equivalente do rebolo.

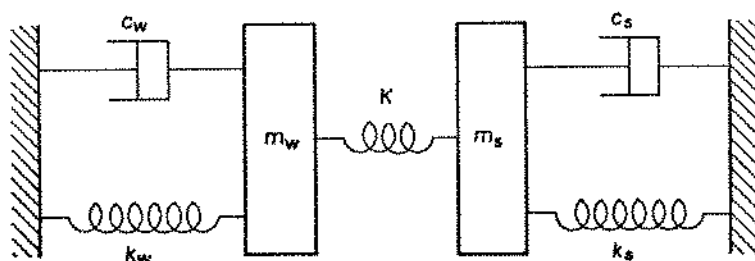


Fig. 5.11. Modelo de dois graus de liberdade para determinação da receptância da retificadora.

A equação da receptância da retificadora, segundo este modelo é dada por:

$$G_m(i\omega) = \frac{1}{k_w - m_w \omega^2 + i c_w \omega} + \frac{1}{k_s - m_s \omega^2 + i c_s \omega} \quad (5.16)$$

Para fins de simplicidade pode-se considerar a área de contato como uma mo-
la pura, e seu comportamento dinâmico dado por:

$$\frac{Y_k(s)}{F(s)} = \frac{1}{K} \quad (5.17)$$

Em termos de diagrama de blocos o relacionamento entre o comportamento di-
nâmico da máquina e o da área de contato pode ser mostrado na fig. 5.12. A receptância
equivalente do sistema máquina-área de contato, G_{m_k} pode ser obtida por álgebra de dia-
grama de blocos e vale:

$$G_{m_k}(s) = \frac{1}{1/K + 1/K_m H_m(s)} \quad (5.18)$$

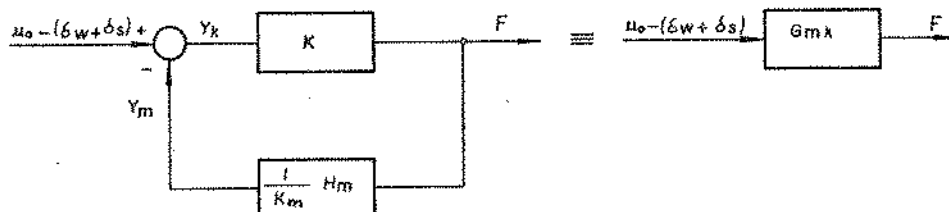


Fig. 5.12. Diagrama de blocos do sistema máquina-área de contato

5.2.6- Diagrama de blocos

O diagrama de blocos que representa o processo de retificação é composto a
partir das equações que definem as funções de transferência de seus parâmetros.

A primeira equação (eq.(5.2)) é baseada na afirmação que a qualquer instan-
te de tempo a soma do desgaste total dos corpos W e S deve ser igual ao avanço total
menos a deflexão da área de contato. A equação seguinte (eq.(5.5)) expressa que o avan-
ço instantâneo, que é o avanço por rotação do corpo W, é dado pela diferença entre o
avanço total (tempo t) e o avanço total que foi observado na rotação anterior (tempo
 $t - \tau_w$).

Afirmações similares são válidas para a profundidade instantânea de corte
e desgaste (eqs.(5.8) e (5.9)).

O terceiro conjunto de equações é baseado na hipótese de um relacionamento
linear entre a força de corte radial, a profundidade de corte e o desgaste instantâneo
(eqs.(5.10) e (5.11)).

O último conjunto de equações relaciona as deformações às forças aplicadas
(eqs. (5.13) e (5.17)).

Os quatro conjuntos citados de equações simultâneas descrevem um sistema

para o qual se requer uma análise de estabilidade. O inter-relacionamento entre estas equações pode ser ilustrado usando-se um arranjo de diagrama de blocos. A forma deste arranjo não é única e várias formas podem ser construídas a partir do mesmo conjunto de equações.

A fig. 5.13 mostra um arranjo possível para o diagrama de blocos resultante do sistema de equações.

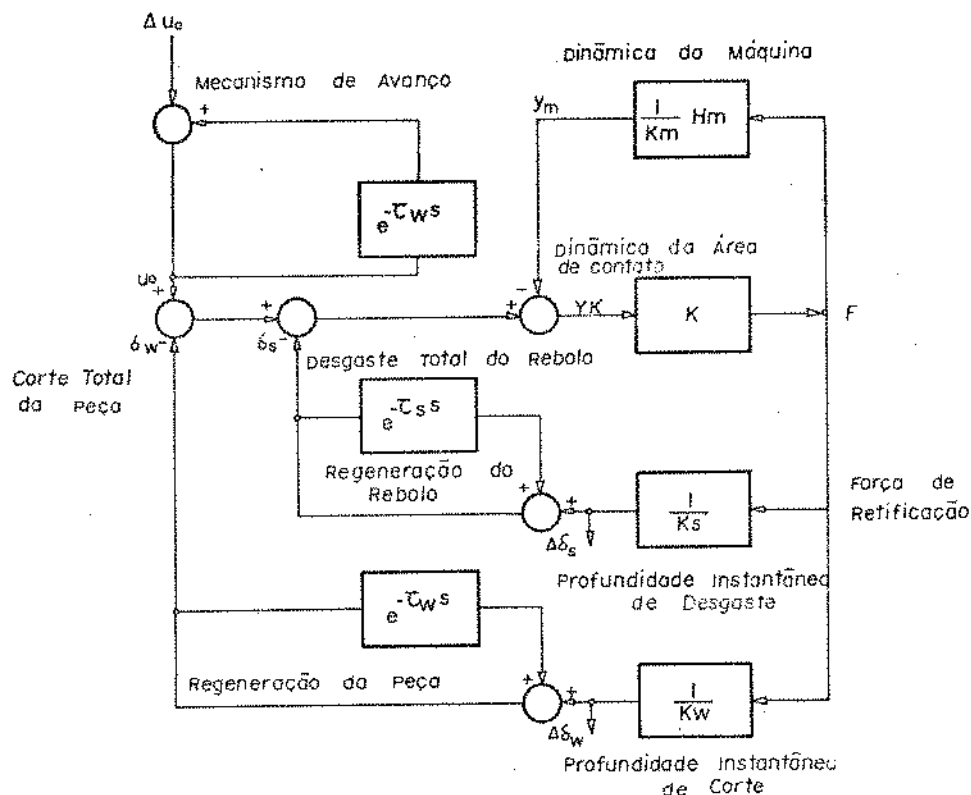


Fig. 5.13. Diagrama de blocos representando o processo de retificação cilíndrica

O significado físico deste diagrama pode ser observado com facilidade. O avanço total u_0 , acumulado a partir dos avanços instantâneos Δu_0 à cada rotação da peça, causa a deformação da área de contato y_k e provoca uma força de contato F . Esta força defletirá a estrutura da máquina de um valor y_m e causará a profundidade instantânea de corte $\Delta \delta_w$. A profundidade instantânea de corte, ou desgaste, deverá ser combinada com as formas do rebolo e da peça, as quais foram determinadas pela história das profundidades de corte e desgaste anteriores, levando ao corte total δ_w da peça e ao desgaste total δ_s do rebolo.

A função de transferência, que será posteriormente empregada para investi-

gação da estabilidade, é definida pela relação entre a profundidade instantânea de corte e o avanço instantâneo. Esta função pode ser determinada a partir da solução do sistema de equações simultâneas, ou por álgebra de diagrama de blocos, obtendo:

$$\frac{\Delta \delta_w(s)}{\Delta u_0(s)} = \frac{1}{1 + \frac{K_w}{K_s} \cdot \frac{1 - e^{-\tau_w s}}{1 - e^{-\tau_s s}} + (1 - e^{-\tau_w s}) \left[\frac{1}{K} + \frac{1}{K_m} H_m(s) \right] K_w} \quad (5.19)$$

A equação característica de uma função de transferência [44] é, por definição, obtida fazendo-se seu denominador igual a zero. Assim:

$$1 + \frac{K_w}{K_s} \cdot \frac{1 - e^{-\tau_w s}}{1 - e^{-\tau_s s}} + (1 - e^{-\tau_w s}) \left[\frac{1}{K} + \frac{1}{K_m} H_m(s) \right] K_w = 0 \quad (5.20)$$

ou, lembrando-se a definição de G_{m_k} , eq.(5.18), obtemos:

$$1 + \frac{K_w}{K_s} \frac{1 - e^{-\tau_w s}}{1 - e^{-\tau_s s}} + (1 - e^{-\tau_w s}) \frac{K_w}{G_{m_k}} = 0 \quad (5.21)$$

A equação característica, na forma da eq.(5.20), pode ser reescrita como:

$$-\frac{K_m}{K_w} \frac{1}{1 - e^{-i 2\pi v_w}} - \frac{K_m}{K_s} \frac{1}{1 - e^{-i 2\pi v_s}} - \frac{K_m}{K} = H_m(i\omega) \quad (5.22)$$

fazendo-se as seguintes substituições: $s = i\omega$, $\omega \tau_w = 2\pi (n_w + v_w)$ e $\omega \tau_s = 2\pi (n_s + v_s)$.

Nesta equação v_w e v_s são definidos como parâmetros da diferença de fase entre a força de corte instantânea e a profundidade de corte acumulada da peça, para duas rotações consecutivas da peça e do rebolo. Os parâmetros n_w e n_s são números inteiros que correspondem a um dado número completo de rotações da peça e do rebolo.

A força de corte está em fase com a profundidade instantânea de corte, mas não está em fase com a profundidade de corte acumulada, conforme pode ser demonstrado a partir do diagrama de blocos da fig. 5.14.

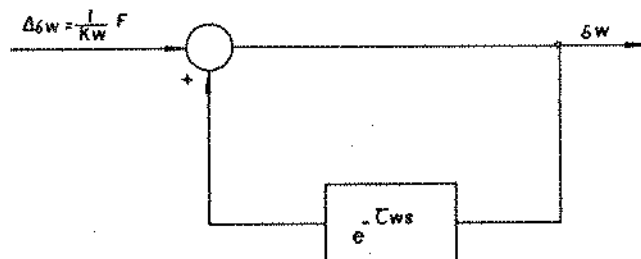


Fig. 5.14. Diagrama de blocos para determinação da diferença de fase entre forças e profundidade acumulada de corte

A função de transferência deste diagrama é dada pela equação:

$$\frac{\delta_w(s)}{1/K_w \cdot F(s)} = \frac{1}{1 - e^{-\tau_w s}} \quad (5.23)$$

ou

$$\frac{\delta_w(s)}{1/K_w \cdot F(s)} = \frac{1}{2} - i \frac{\text{sen } \omega \tau_w}{2 (1 - \cos \omega \tau_w)} \quad (5.24)$$

A eq.(5.24) nos permite determinar a diferença de fase ϕ_w :

$$\phi_w = \text{tg}^{-1} \left(- \frac{\text{sen } \omega \tau_w}{1 - \cos \omega \tau_w} \right) \quad (5.25)$$

ou fazendo-se as mesmas substituições empregadas para a determinação da eq.(5.22) , e rearranjando-se, obtemos:

$$\phi_w = \text{tg}^{-1} \left[- \left(\text{tg} \frac{v_w}{2} \right)^{-1} \right] \quad (5.26)$$

Analogamente, a diferença de fase entre a força instantânea de corte e a profundidade acumulada de desgaste do rebolo é dada por:

$$\phi_s = \text{tg}^{-1} \left[- \left(\text{tg} \frac{v_s}{2} \right)^{-1} \right] \quad (5.27)$$

5.3- Condição de estabilidade

A parte esquerda da eq.(5.22) é composta de três elementos que caracterizam a influência da capacidade de corte da peça, de desgaste do rebolo e da deformação da superfície de contato.

A parte direita da eq.(5.22) representa a resposta complexa de frequência do sistema da retificadora. Se a equação for satisfeita o sistema estará justamente em seu limite de estabilidade. É conveniente observar a eq.(5.22) como se fosse composta de duas expressões, cada uma delas descrevendo um lugar geométrico. Quando ambos os lugares possuírem pontos coincidentes o limite de estabilidade foi alcançado. O sistema é estável se não existirem pontos em comum.

5.3.1- Lugares geométricos

Um dos lugares geométricos já é dado pelo lado direito da eq.(5.22). Ele é uma representação polar da resposta complexa de frequência da estrutura da máquina. O outro lugar geométrico exige alguma explicação:

Se a expressão

$$H_m = \frac{1}{1 - e^{-i 2\pi v_w}}$$

for desenvolvida observa-se que ela representa uma linha reta no plano complexo, com uma parte real igual a $-1/2$ (vide eq.(5.24)). Cada ponto ao longo desta reta corresponde a um valor particular de $2\pi v_w$, e da diferença de fase entre a força de corte e a ondulação no corpo W. A parte esquerda toda da eq.(5.22) também representa assim uma linha reta, mas com uma parte real igual a:

$$-K_m \left(\frac{1}{2K_w} + \frac{1}{2K_s} + \frac{1}{K} \right) \quad (5.28)$$

Cada ponto desta reta corresponde a uma combinação de v_w e v_s . É claro que nenhuma intersecção pode ocorrer se a parte real negativa de H_m nunca se tornar menor que o valor dado pela eq.(5.28).

Quando a parte real máxima negativa de H_m for indicada por Re_m , o limite de estabilidade é assim:

$$-K_m \left(\frac{1}{2K_w} + \frac{1}{2K_s} + \frac{1}{K} \right) = Re_m \quad (5.29)$$

5.3.2- Fórmula do critério de estabilidade

Para o estabelecimento de uma fórmula para o critério de estabilidade em retificação é conveniente explicitar a influência da largura de corte. De acordo com as eqs.(3.5), (3.10) e (3.14), e com a teoria de corte por ferramenta monocortante, a rigidez de corte da peça, a rigidez de desgaste do rebolo e a rigidez de contato são funções lineares da largura de corte w .

A eq. (5.29) torna-se então:

$$-\frac{K_m}{w} \left(\frac{1}{2K'_w} + \frac{1}{2K'_s} + \frac{1}{K'} \right) = \operatorname{Re}_m \quad (5.30)$$

Este critério de estabilidade é ilustrado na fig. 5.15, onde os dois lugares geométricos mencionados são indicados. Quão menor for a largura w do rebolo, mais a linha reta se desloca para a esquerda. Tal deslocamento corresponde a um aumento da estabilidade do sistema. O mesmo é válido para K'_w , K'_s e K' , apesar de que a influência depende fortemente de sua intensidade relativa.

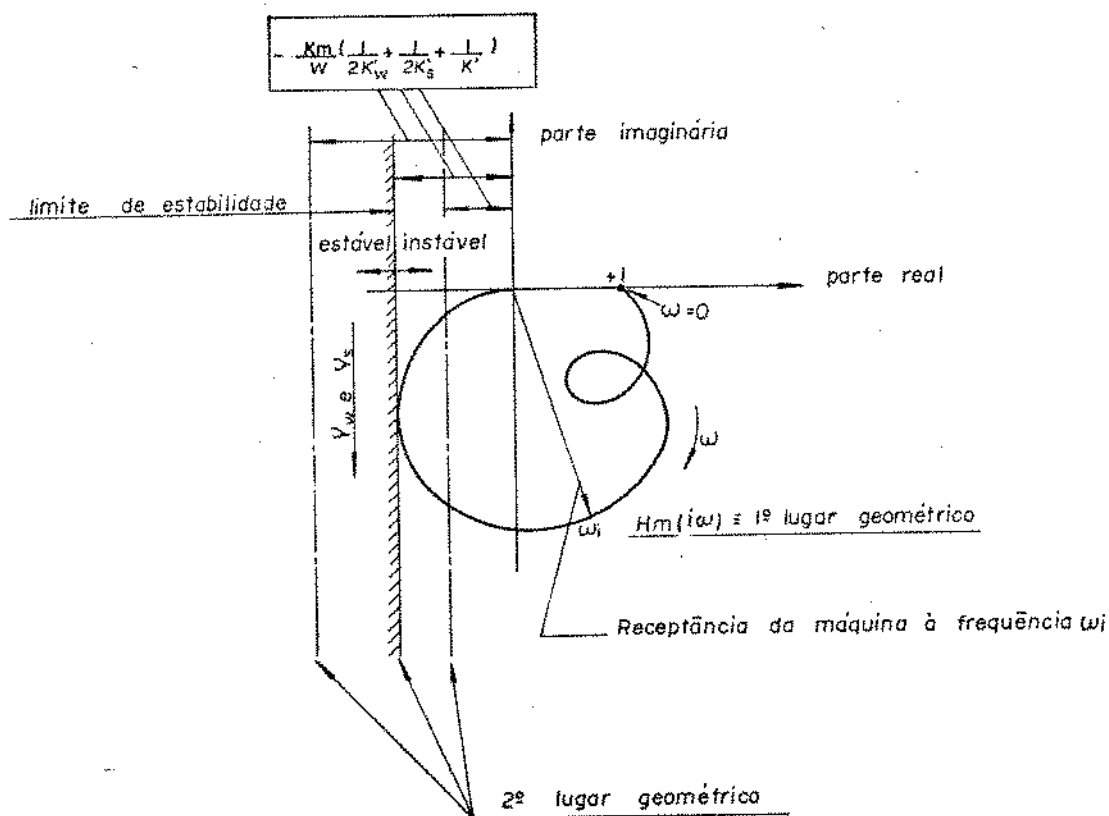


Fig. 5.15. Determinação gráfica da estabilidade

Sexton e Stone [32] desenvolveram um rebolo de abrasivo ultra-duro (Borazon) montado sobre um cubo de material flexível (Retimet) para a eliminação de vibrações auto-excitadas, baseados no modelo dos dois lugares geométricos. Este rebolo possuía uma rigidez de contato uma ordem de grandeza menor que os rebolos de Borazon convencionais. O rebolo desenvolvido apresentou boa performance, produzindo uma retifica-

cão estável, bom acabamento superficial da peça e uma completa ausência de ondulações em sua superfície, após períodos de retificação de mais de 12 horas.

A menor rigidez de contato do rebolo flexível implica num deslocamento para a esquerda do segundo lugar geométrico e uma sensível modificação na curva de receptância, como pode ser ilustrado na fig. 5.16.

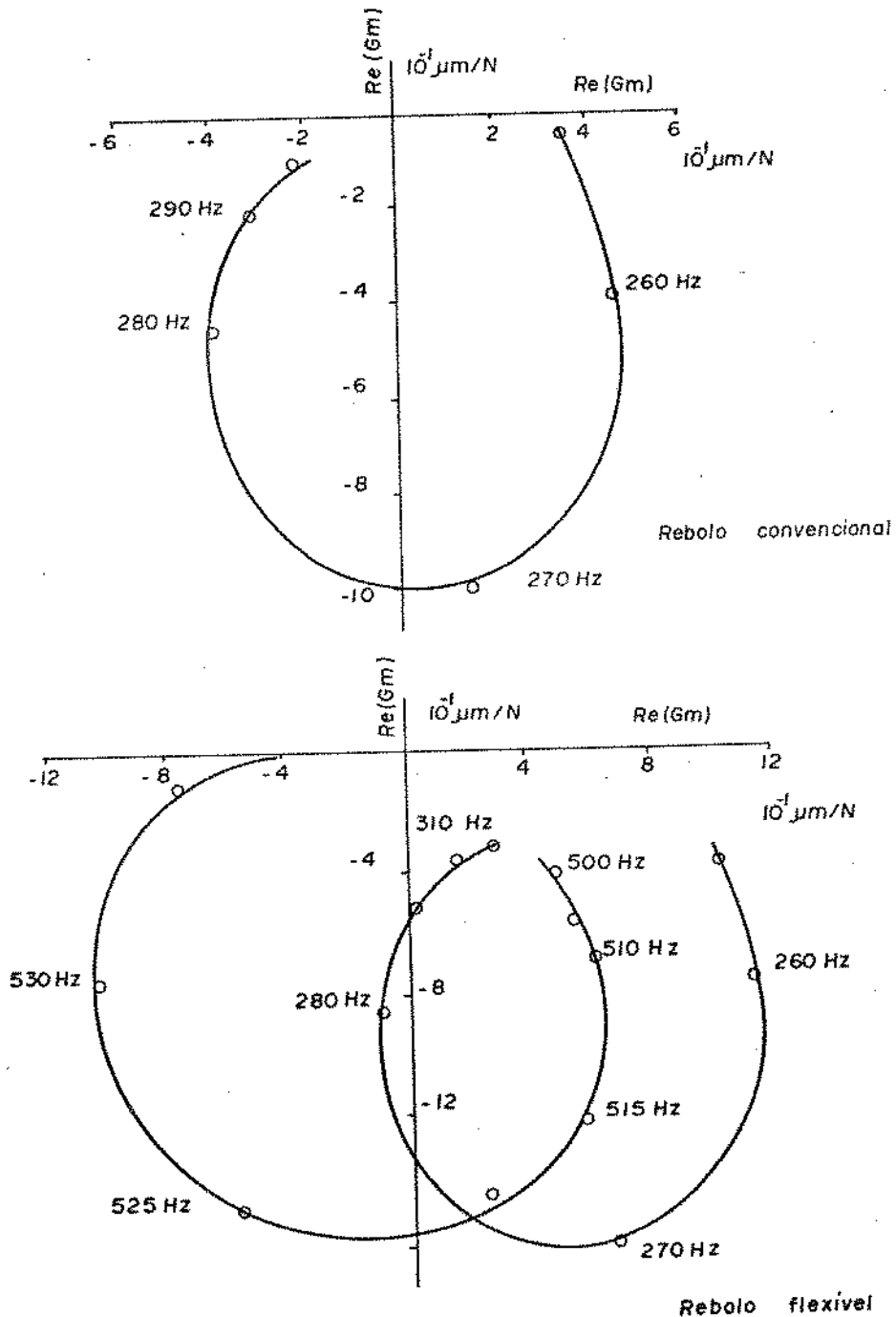


Fig. 5.16. Curvas de receptância de um rebolo de Borazon convencional e de um rebolo de maior flexibilidade [32]

A instabilidade deverá ocorrer nos valores reais máximos negativos das curvas de receptância. Para o rebolo convencional o valor é $-4,0 \times 10^{-1} \mu\text{m/N}$, à 280 Hz. Para o rebolo flexível existem duas possibilidades, ou $-1,0 \times 10^{-1} \mu\text{m/N}$ à 280 Hz, ou $-10,5 \times 10^{-1} \mu\text{m/N}$ à 530 Hz. A frequência mais elevada não tende a causar vibrações auto-excitadas, devido a que os pequenos comprimentos de onda são suprimidos na peça, e que existe evidências [49] de que à altas frequências ocorrem fatores de amortecimento adicionais no processo de retificação. Assim, o efeito global é o de deslocamento da curva de receptância para a direita, de tal maneira que seu valor real máximo negativo é reduzido de $-4,0 \times 10^{-1} \mu\text{m/N}$ para $-1,0 \times 10^{-1} \mu\text{m/N}$. Obtém-se assim uma retificação mais estável pelo deslocamento relativo dos dois lugares geométricos.

5.4- Variação dos parâmetros do sistema

A faixa de variação dos diversos parâmetros do sistema que influenciam a estabilidade no processo de retificação é sumarizada na tabela 5.1. Colocando-se estes valores na eq. 5.30 os limites da largura crítica podem ser determinados. Estes valores são aproximadamente:

$$0,1 < w < 100 \text{ mm} \quad (5.31)$$

A largura do rebolo, quando calculada por meio de valores típicos dos parâmetros na tabela 5.1 indica $w = 5 \text{ mm}$. Como resultado, observa-se que grande parte do trabalho em retificação é realizado sob condições instáveis, uma vez que a maioria das larguras dos rebolos excede uma largura crítica de 5 mm.

Tabela 5.1. Variação de importantes parâmetros da estabilidade em retificação [29]

Nº	Parâmetro	Simbolo	Unidade	Limite inferior	Limite superior	Valor típico	Observação
1	Rigidez de corte da peça	K'_W	N/ $\mu\text{m/mm}$	2	20	5	Rebolo meio duro, aço duro, $K_V = 1/50$
2	Rigidez de desgaste do rebolo	K'_S	N/ $\mu\text{m/mm}$	500	100 000	10 000	Rebolo meio duro, aço duro, $K_V = 1/50$
3	Rigidez de área de contato	K'	N/ $\mu\text{m/mm}$	1	10	5	Força radial estática, $F = 10 \text{ N/mm}$
4	Rigidez estática da máquina	K_m	N/ μm	10	100	30	Retificadora de rigidez média
5	Característica dinâmica da máquina	Re_m	-	1	10	2	Coefficiente de amortecimento equivalente $\zeta = 0,2$

Para a usinagem de materiais de difícil retificação, com uma largura de rebolo aceitável, nem sempre é possível aumentar a rigidez, ou amortecimento da máquina. Entretanto, devem ser desenvolvidas soluções com o objetivo de retardar a ocorrência do fenômeno de instabilidade em retificação. Alguns métodos sugeridos são:

- uso de vibrações forçadas controladas
- variações periódicas da função de transferência do sistema da retificadora
- aplicação de amortecedores ativos
- variações programadas do rebolo e da peça
- variação da força de retificação
- eliminação da geração de ondulações na superfície do rebolo, pela retificação de duas ou mais peças simultaneamente (filtro mecânico)

Outros métodos da melhora de estabilidade são baseados no princípio da limitação geométrica, e discutidos na próxima seção.

5.5- Limitações geométricas da instabilidade

Existem dois tipos de elementos geométricos que podem prevenir ou eliminar a formação de ondulações da peça por condições de retificação instável. O primeiro resulta do efeito da velocidade transversal, o segundo é relacionado ao formato do rebolo na superfície de contato.

5.5.1- Filtro devido ao avanço transversal

Aplicando-se a velocidade transversal a largura real de contato foi reduzida de um certo tanto, dependendo do deslocamento longitudinal durante uma rotação da peça, ou do rebolo. Se este deslocamento, w_w para a peça ou w_s para o rebolo, é expresso em termos da largura de contato w na retificação de mergulho, pode-se escrever (fig 5.17)

$$w - w_w = \mu_w \cdot w \quad (5.32)$$

$$w - w_s = \mu_s \cdot w \quad (5.33)$$

Os fatores de recobrimento μ_w e μ_s podem variar de 0 a 1; $\mu_w = \mu_s = 1$ refere-se a uma retificação de mergulho.

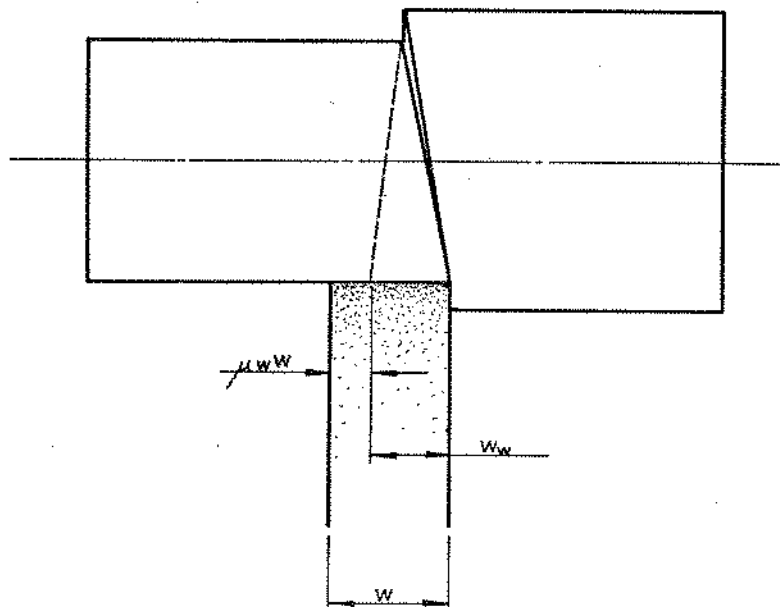


Fig. 5.17. Mecanismo de filtragem devido ao avanço transversal

Para $\nu_w = 0$ a trajetória do rebolo sobre a peça é uma rosca, sem qualquer recobrimento. Uma vez que o número de rotações por segundo do rebolo é usualmente muito maior que o da peça, o deslocamento longitudinal por rotação do rebolo é muito pequeno, e ν_s é usualmente próximo de 1.

A condição de estabilidade formulada pela eq.(5.30) refere-se ao caso onde ν_s e ν_w são iguais a 1. Alguns outros casos são sumarizados na tabela 5.2.

Tabela 5.2. Influência do avanço transversal na condição de estabilidade

Caso	ν_w	ν_s	Condição de Estabilidade	Observação
1	1	1	$-\frac{K_m}{w} \left(\frac{1}{2K'_w} + \frac{1}{2K'_s} + \frac{1}{K'} \right) = Re_m$	Retificação de mergulho
2	0	1	$-\frac{K_m}{w} \left(\frac{1}{K'_w} + \frac{1}{2K'_s} + \frac{1}{K'} \right) = Re_m$	$w_w > w$. Não há regeneração da peça
3	1	0	$-\frac{K_m}{w} \left(\frac{1}{2K'_w} + \frac{1}{K'_s} + \frac{1}{K'} \right) = Re_m$	$w_s > w$. Não há regeneração do rebolo
4	0	0	$-\frac{K_m}{w} \left(\frac{1}{K'_w} + \frac{1}{K'_s} + \frac{1}{K'} \right) = H_m$ Critério de Nyquist	$w_w > w, w_s > w$. Não há regeneração

É interessante observar que o caso 4 é um tanto acadêmico, uma vez que o avanço transversal é muito grande e não ocorre recobrimento nem na peça e nem no rebolo. Neste caso o critério de estabilidade clássico de Nyquist é reformulado, obtendo:

$$-1 = \frac{w}{k_m} \cdot \frac{1}{(1/K'_w) + (1/k'_s) + (1/K')} \cdot H_m(i_w) \quad (5.34)$$

Deve-se enfatizar que o aumento de estabilidade nos casos 2 e 3, em relação ao caso 1, não é muito importante e pode ser cancelado pelo efeito de aumento de rigidez da área de contato. De fato, o carregamento não uniforme da área de contato ao longo da largura do rebolo provoca um aumento da rigidez de contato equivalente K , devido a um maior valor da pré-carga localizada.

5.5.2- Filtro devido ao comprimento finito de contato

O rebolo terá um comprimento finito de contato com a peça, devido à deflexão da área de contato e devido ao formato do rebolo. As ondulações geradas, tanto na peça quanto no rebolo, com um comprimento de período menor que este comprimento de contato não deverão ocorrer. A tendência de geração de uma forma, tal como descrita, é assim fortemente atenuada (fig. 5.18).

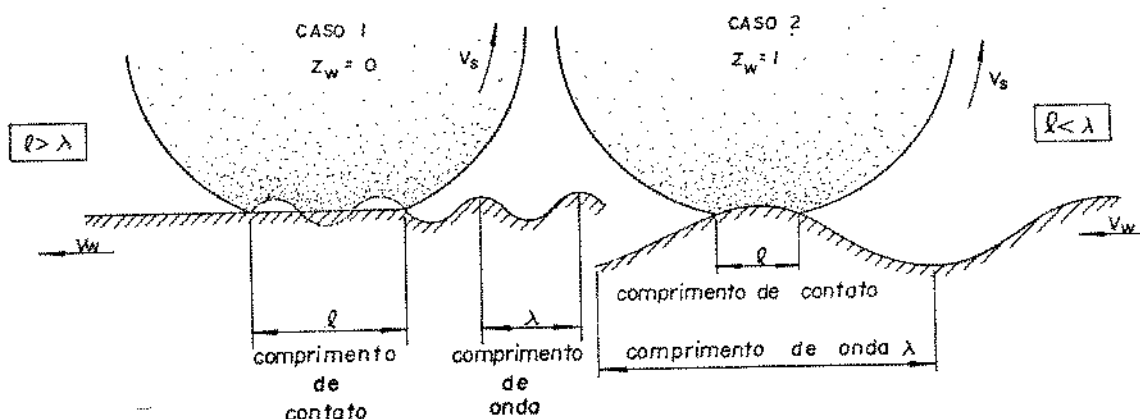


Fig. 5.18. Filtro devido ao comprimento de contato

Saljé e Dietrich [45] em trabalho recente mostraram a conformação da superfície da peça, variando-se a frequência e o acoplamento direcional das vibrações entre a peça e o rebolo (fig. 5.19). Observa-se que com o aumento da frequência ocorre uma diminuição da altura máxima de ondulação na peça W . A superfície gerada sobre a peça é a envoltória do movimento que o rebolo executa sobre a mesma.

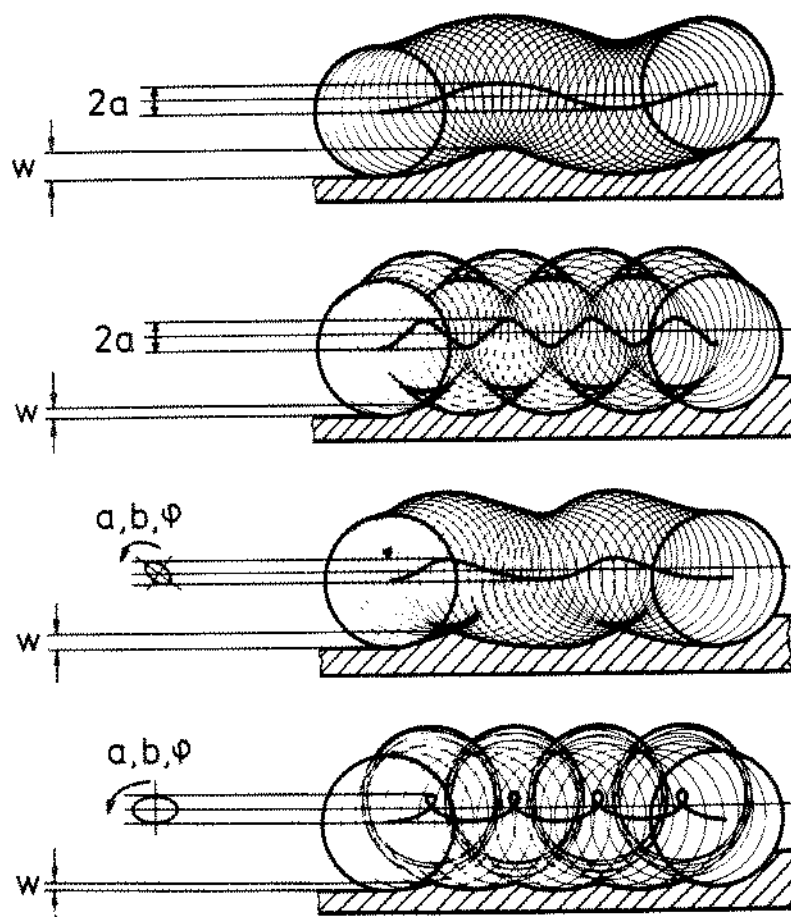


Fig. 5.19. Influência da frequência e do acoplamento direcional (definido pelos parâmetros a , b e φ) na formação da superfície retificada

A limitação do comprimento de onda que pode ser gerado na peça é similar a se considerar a rigidez de corte K_w e a rigidez de desgaste K_s como funções dependentes das frequências. Para frequências muito baixas, os valores de K_w e K_s são iguais à rigidez de corte e rigidez de desgaste determinadas estáticamente, mas à frequências muito altas os valores dinâmicos de K_w e K_s podem se tornar praticamente infinitos, uma vez que torna-se impossível gerar um correspondentemente curto comprimento de onda, não importando quão intensa for a componente dinâmica da força de retificação.

Não se exclui que a superposição de forças dinâmicas pode ter alguma influência nos valores médios da rigidez de corte e da rigidez de desgaste. Observa-se também que a razão de retificação é influenciada desfavoravelmente pela ocorrência de vibrações, indicando que a rigidez de corte média foi modificada.

A fim de não complicar demasiadamente o modelo proposto, Snoeys e Brown desprezaram a variação destes parâmetros com a frequência, o que representa um critério conservativo pois tal variação implicaria em uma melhor performance quanto a estabilidade. A dependência da força e profundidade de corte com a frequência é expressa matematicamente como:

$$F = \frac{k_w}{Z_w(i_w)} \cdot \Delta_{\delta w} \quad (5.35)$$

ou:

$$F = \frac{k_s}{Z_s(i\omega)} \cdot \Delta \delta_s, \quad (5.36)$$

onde Z_w e Z_s são funções dependentes da frequência, introduzindo a influência do valor relativo do comprimento de contato e do comprimento de onda gerado.

É conveniente considerar as funções de filtro Z , como funções degrau num diagrama de amplitude e frequência. A frequência de corte, na qual o valor da função Z subitamente modifica-se, é aquela frequência para a qual o comprimento de contato é igual à metade do comprimento de onda gerado:

$$f_w = \frac{V_w}{2\ell}, \quad (5.37)$$

e

$$f_s = \frac{V_s}{2\ell}, \quad (5.38)$$

O comprimento de contato ℓ depende da deformação da área de contato [28], da profundidade de corte e dos raios do rebolo e da peça.

Aproximadamente o comprimento de contato pode ser determinado por:

$$\ell = 2 \sqrt{y_\ell \cdot Deq}, \quad (5.39)$$

onde

$$y_\ell = 2 \left(\frac{1 - \nu_s^2}{E_s} \right) F = \text{fator de influência da rigidez de contato}$$

ν_s = coeficiente de Poisson do rebolo

E_s = módulo de elasticidade do rebolo

As frequências de corte tornam-se:

$$f_w = \frac{V_w}{4 \sqrt{y_\ell \cdot Deq}}, \quad (5.40)$$

e

$$f_s = \frac{V_s}{4 \sqrt{y_\ell \cdot Deq}}, \quad (5.41)$$

correspondente ao diagrama de blocos da fig. 5.20. Dependendo dos valores das funções de filtro Z_w e Z_s , são obtidos diferentes critérios de estabilidade.

Para fatores de recobrimento μ_w e μ_s iguais a 1, a tabela 5.3 fornece um sumário dos vários casos de estabilidade, para várias combinações das características de filtro Z_w e Z_s . A amplitude de Z_w e Z_s depende essencialmente do valor relativo da frequência natural mais baixa da máquina f_n , e das frequências de corte f_w e f_s , como mencionado na tabela 5.3. Deve-se enfatizar que o caso 8 não é encontrado na prática de retificação, uma vez que não existem máquinas com uma frequência natural mais baixa maior que 5.000 a 20.000 Hz, que é a faixa da frequência de corte f_s . É possível obter praticamente as condições que levam ao caso 7, invertendo-se a relação de velocidades entre peça e rebolo ($K_v = 50$ a 100 por exemplo).

Esta inversão da relação de velocidades seria um método de aumentar a estabilidade do processo. Entretanto, não existe rigidez de corte disponível para esta alta faixa de velocidades da peça, e assim torna-se difícil discutir o aumento da estabilidade de que possa ser obtida no caso 7. Os casos 5 e 6 são estudados em maiores detalhes devido a uma significativa diferença na taxa de aumento de amplitude das vibrações auto-excitadas.

Tabela 5.3. Influência do comprimento finito de contato na condição de estabilidade

Caso $\mu_w = 1$ $\mu_s = 1$	Z_w	Z_s	Condição de Estabilidade	Observação
5	1	1	$-\frac{K_m}{W} \left(\frac{1}{2K_r^w} + \frac{1}{2K_r^s} + \frac{1}{K_r} \right) = Re_m$	Idêntico caso 1, tabela 5.2
6	0	1	$-\frac{K_m}{W} \left(0 + \frac{1}{2K_r^s} + \frac{1}{K_r} \right) = Re_m$	Não há regeneração da peça $f_n \gg f_w = V_w / 4\sqrt{y_{\ell} \cdot Deq}$
7	1	0	$-\frac{K_m}{W} \left(\frac{1}{2K_r^w} + 0 + \frac{1}{K_r} \right) = Re_m$	Não há regeneração do rebolo ou $f_n \gg f_s = V_s / 4\sqrt{y_{\ell} \cdot Deq}$
8	0	0	$-\frac{K_m}{W} \left(0 + 0 + \frac{1}{K_r} \right) = H_m$	Não há regeneração $f_n \gg f_w$ e $f_n \gg f_s$

5.6- O método do espectro de regeneração para previsão das condições de instabilidade regenerativa do rebolo no processo de retificação cilíndrica

O método do espectro de regeneração é uma técnica de análise de estabilidade, proposta por Srinivasan [31], conveniente para a determinação computacional das taxas de aumento de amplitude da instabilidade regenerativa do rebolo (caso 6 - tabela 5.3). Por este método a localização das raízes da equação característica do sistema no plano complexo, é relacionada simplesmente a uma função de frequência chamada espectro de regeneração, a qual pode ser facilmente determinada.

A estabilidade absoluta do processo de retificação, e seu relacionamento com

os respectivos parâmetros, foi estudada em termos de uma representação (diagrama de blocos), em malha linear fechada, da dinâmica do processo. A equação característica do sistema é uma equação transcendental, devido aos termos de realimentação com retardo de tempo, e tem um número infinito de raízes [1]. O sistema é estável se e somente se todas as raízes da equação característica tiverem partes reais negativas, ou estão na metade esquerda do plano complexo.

Inasaki et alii [15] estudaram a utilidade prática do relacionamento das taxas de aumento de amplitude com os parâmetros de retificação, tais como a velocidade da peça e do rebolo, profundidade de corte, largura de corte, rigidez de contato e rigidez e amortecimento da máquina. Uma vez que a maioria das operações de retificação, em produção, ocorrem na faixa instável, tais relacionamentos podem ser usados na seleção de condições mais adequadas para as operações de retificação. No entanto, o método empregado por Inasaki dependia da solução explícita das raízes da equação característica, o que era um método trabalhoso e de grande tempo de processamento.

Srinivasan aplicou o método de espectro de regeneração, inicialmente desenvolvido para a análise de estabilidade em processos de corte por ferramenta monocrótante [50], para a determinação aproximada das taxas de aumento de amplitude durante a instabilidade do processo de retificação cilíndrica. O espectro de regeneração tem a importante propriedade de poder ser determinado facilmente. Consequentemente, o problema da determinação das raízes da equação transcendental característica do sistema é reduzido ao problema, de mais fácil solução, da determinação do espectro de regeneração do sistema.

5.6.1- Definição e uso do espectro de regeneração

O espectro de regeneração é definido para sistemas com retardamento de tempo, cujas equações características são da forma:

$$P(s) + Q(s) e^{-sT} = 0 \quad (5.43)$$

onde $P(s)$ e $Q(s)$ são polinômios em s e T é o tempo de retardamento. O espectro de regeneração é um gráfico de $R(\omega)$, definido por:

$$R(\omega) = \left| \frac{Q(i\omega)}{P(i\omega)} \right| \quad (5.44)$$

Sob as condições que serão declaradas em seguida, pode-se estimar aspectos da distribuição das raízes características, para sistemas com retardamento de tempo, a partir do espectro de regeneração. Este método permite grande economia no tempo de computação. As partes reais das raízes características são dadas aproximadamente pela equação:

$$\alpha_i = \text{Re } s_i, -i = \frac{\ell_n [R(\omega_i)]}{T} \quad (5.45)$$

onde $s_i, -i$ são raízes complexas conjugadas com sua parte imaginária igual a ω_i em intensidade. Em outras palavras, o lugar geométrico dos números complexos $\ell_n [R(\omega)/T \pm i\omega]$,

para ω variando de 0 a ∞ contêm as importantes localizações das raízes características do sistema. Adicionalmente, foi observado que o espaçamento das raízes características no eixo imaginário é aproximadamente igual a $2\pi/T$. Entretanto, as raízes são mais proximamente espaçadas para grandes valores do tempo de retardamento T . Sob tais condições, a parte real da última raiz característica estável pode ser aproximadamente obtida por:

$$(\alpha_i)_{\max} = \max_{0 < \omega < \infty} [\operatorname{Re} s_i, -i] = \max_{0 < \omega < \infty} \frac{\ell_n \{R(\omega)\}}{T} \quad (5.46)$$

Usando-se a eq.(5.46) a estabilidade absoluta e relativa do sistema, com retardamento de tempo, pode ser determinada.

O sistema é instável contra vibrações auto-excitadas se, e somente se, o espectro de regeneração tiver valores que excedam a unidade para algumas frequências ω . O crescimento da amplitude de vibrações auto-excitadas é dado aproximadamente por $e^{(\alpha_i)_{\max} t}$. A frequência ω_{\max} , correspondendo ao pico do espectro de regeneração, é uma boa aproximação da frequência de vibrações auto-excitadas.

As condições necessárias para que as relações que seguem sejam válidas, são as seguintes:

- a) As raízes da equação característica:

$$P(s) = 0 \quad (5.47)$$

devem estar na parte esquerda do plano complexo.

- b) O tempo de retardamento deve ser grande, de tal maneira que:

$$T \geq \frac{5}{|\alpha_{\max}|} \quad (5.48)$$

onde α_{\max} é a parte real da última raiz estável da eq.(5.47). Ambas as condições são satisfeitas pela maioria dos processos de usinagem por ferramenta monocortante, para os quais o método foi originalmente desenvolvido.

A eq.(5.45) pode ser vista como uma versão aproximada da equação característica exata do sistema, eq.(5.42), quando na forma:

$$\alpha_i = \operatorname{Re} s_i, -i = \frac{\ell_n \left| \frac{Q(\alpha_i + i\omega_i)}{P(\alpha_i + i\omega_i)} \right|}{T} \quad (5.49)$$

Se α_i é substituído por zero, no lado direito da eq.(5.49), obtêm-se a eq.(5.45).

5.6.2- Aplicação do espectro de regeneração à instabilidade regenerativa do rebolo

Para baixas velocidades da peça V_w , e altas frequências de vibrações auto-excitadas, a função Z_w é igual a zero (caso 6 - tabela 5.3) e ocorre a instabilidade regenerativa do rebolo. A equação característica do diagrama de blocos fica simplificada,

resultando:

$$\left[\frac{1}{K} + \frac{Z_s(s)}{K_s} + \frac{H_m(s)}{K_m} \right] - \mu_s \left[\frac{1}{K} + \frac{H_m(s)}{K_m} \right] e^{-\tau_s s} = 0 \quad (5.50)$$

Esta equação é da forma da eq.(5.42) e o espectro de regeneração é definido por:

$$R(\omega) = \left| \frac{\mu_s \left(\frac{1}{K} + \frac{H_m(i\omega)}{K_m} \right)}{\frac{1}{K} + \frac{Z_s(i\omega)}{K_s} + \frac{H_m(i\omega)}{K_m}} \right| \quad (5.51)$$

Deve-se observar que o espectro de regeneração pode ser definido para modelos mais complexos que o proposto por Snoeys e Brown [29] para o processo de retificação. A única exigência é que o modelo seja linear e invariante no tempo.

Considerando-se, por exemplo, o caso de instabilidade regenerativa do reboio, analisado por Bartalucci e Lisini [48] pode-se verificar o ajuste do método do espectro de regeneração para previsão da frequência e taxa de aumento de amplitude de vibrações auto-excitadas. A receptância tem a forma da eq.(5.16), e os principais parâmetros do processo são mostrados na fig. 5.21. As raízes da equação característica (5.50) foram calculadas explicitamente e representadas na fig. 5.21 como $(\omega_i, e^{\alpha_i \tau_s})$ onde α_i, ω_i são respectivamente a parte real e imaginária da i -ésima raiz. O espectro de regeneração, dado pela eq.(5.51) é registrado como uma curva contínua. A fig. 5.21 indica que o espectro de regeneração passa através de todas as localizações de raízes do sistema, mostrando que a eq.(5.45) é satisfeita.

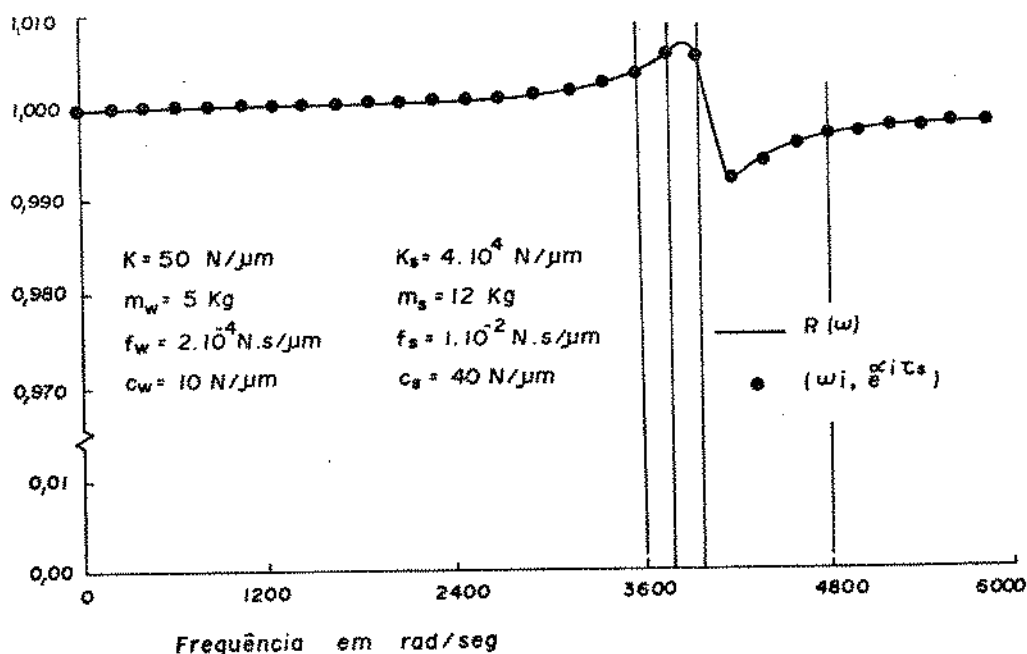


Fig. 5.21. Espectro de regeneração e localizações das raízes características do sistema [31]

As estimativas das taxas de aumento de amplitude, usando-se espectro de regeneração, deverão ser conservativas, uma vez que a localização da última raiz estável da equação característica não coincide, em geral, com o pico do espectro de regeneração. A tabela 5.4 compara a frequência estimada de vibrações auto-excitadas, e a taxa de aumento de amplitude, a partir do espectro de regeneração, com os valores experimentais obtidos por Bartalucci e Lisini. Pode-se observar que a faixa de valores estimados envolve os obtidos experimentalmente. A variação das estimativas será menor para maiores valores do tempo de retardamento.

Tabela 5.4. Valores estimados e experimentais da instabilidade do reboło [31]

Parâmetros de Instabilidade	Experimental	Previsto por Espectro Regeneração
Frequência, Hz	599	598 a 631
Expoente da taxa de aumento amplitude, 1/s	0,166	0,165 a 0,209

O fato de que a maioria dos processos de retificação cilíndrica ocorre em um regime instável pode ser relacionado ao valor do espectro de regeneração na fig. 5.21, sempre próximo de 1, para uma ampla faixa de frequências.

5.6.3- Efeitos dos parâmetros de retificação nas condições de instabilidade do processo

A seleção das condições de retificação para minimizar a taxa de aumento de amplitude é um problema de grande importância prática, uma vez que a retificação ocorre usualmente em condições instáveis. Nesta seção será ilustrado o uso do método do espectro de regeneração para o estudo do efeito das condições de retificação na taxa de aumento de amplitude. A taxa de aumento de amplitude foi calculada usando-se a eq. (5.46) e o valor de pico do espectro de regeneração obtido a partir da eq. (5.51). Foi considerado apenas a instabilidade regenerativa do reboło, tal maneira que as taxas de aumento de amplitude sejam baixas e a retificação continue viável.

O exemplo de retificação cilíndrica considerado aqui foi o apresentado por Inasaki et alii [15]. A receptância do sistema da máquina foi obtida pela eq. (5.14) e os dados do processo e da máquina apresentados na tabela 5.5. A rigidez de desgaste do reboło foi calculada pela eq. (3.13) e a rigidez de contato pela eq. (3.22).

Tabela 5.5. Dados do processo de retificação [31, 15]

Peça	Rebolo	Outros
$D_w = 40 \text{ mm}$	Design.: 2A60K6VLE	$w = 10 \text{ mm}$
$K_M = 10 \text{ N}/\mu\text{m}$	$D_s = 300 \text{ mm}$	$V_w = 0,13 \text{ m/s}$
$\omega_n = 500 \text{ Hz}$	$\ell_a = 0,10 \text{ mm/rot}$	$V_s = 28 \text{ m/s}$
$\zeta = 0,05$	$c = 0,013 \text{ mm}$	$Z_w' = 16,1 \text{ mm}^3/\text{min.mm}$
$R_c = 45$	$Q_b = 9,2\%$	$K_o = 2680 \text{ N}^{0,25}/\text{mm}$
mat.: aço duro	$d = 0,38 \text{ mm}$	

A fig. 5.22 indica o efeito da taxa específica de remoção de material Z_w' na taxa de aumento de amplitude. O gráfico é aproximadamente linear em uma escala log-log, com uma declividade igual a 2,76. A natureza exponencial de relacionamento obtida é similar a alguns resultados experimentais obtidos por outros autores, [17] e [33].

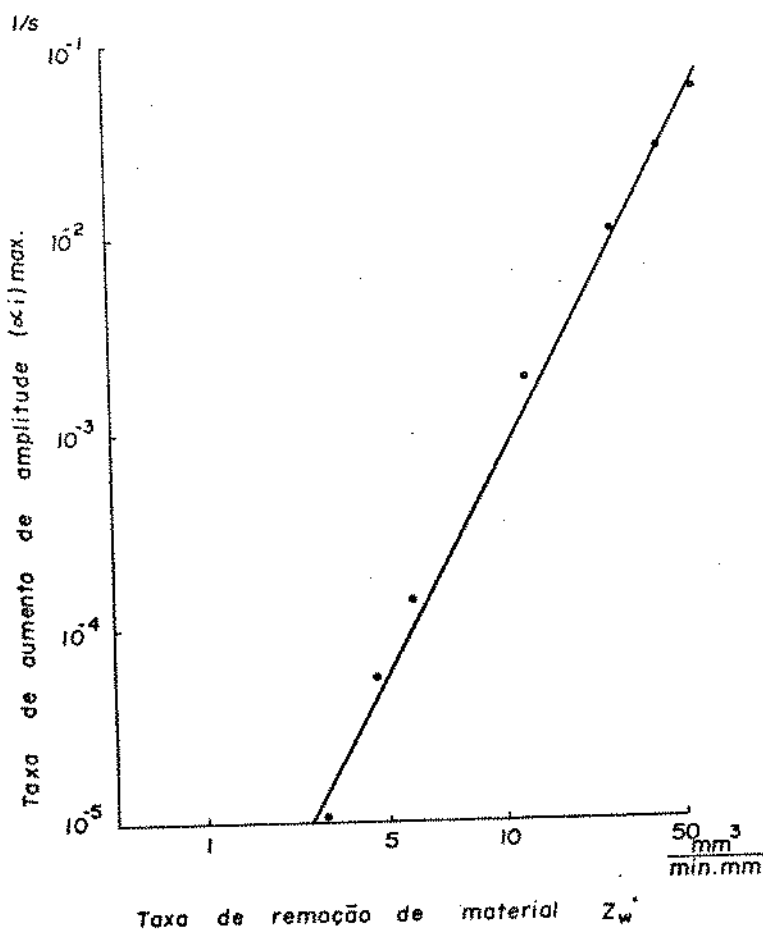


Fig. 5.22. Taxa de aumento de amplitude versus taxa de remoção de material [31]

O aumento da velocidade da peça V_w resulta na diminuição da taxa de remoção de material, como mostra a fig. 5.23. A velocidade periférica da peça é assumida suficientemente baixa para que Z_w seja igual a zero, na faixa de frequências de interesse, isto é, a instabilidade regenerativa do rebolo predomina. Um aumento em V_w causa um aumento em K_s e uma diminuição em K . Estas duas tendências causam uma diminuição da taxa de aumento de amplitude.

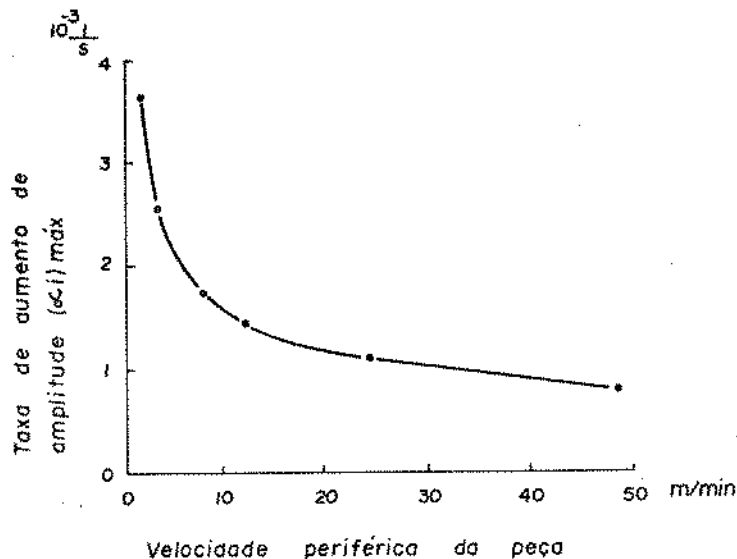


Fig. 5.23. Taxa de aumento de amplitude versus velocidade periférica da peça [31]

O aumento da velocidade periférica do rebolo tem um efeito de estabilização, como mostrado na fig. 5.24. Com o aumento de V_s ocorre um aumento de K_s e um decréscimo de K , resultando em um menor pico do espectro de regeneração. Entretanto, o retardamento de tempo τ_s decresce com o aumento de V_s . De acordo com a eq. (5.45) no entanto, a taxa de aumento de amplitude $(\alpha_i)_{\max}$, deve aumentar se o valor de pico de $R(\omega)$ mantém-se o mesmo. Aparentemente, a redução do valor de pico de $R(\omega)$ mais que compensa a redução em τ_s , resultando em uma menor taxa de aumento de amplitude.

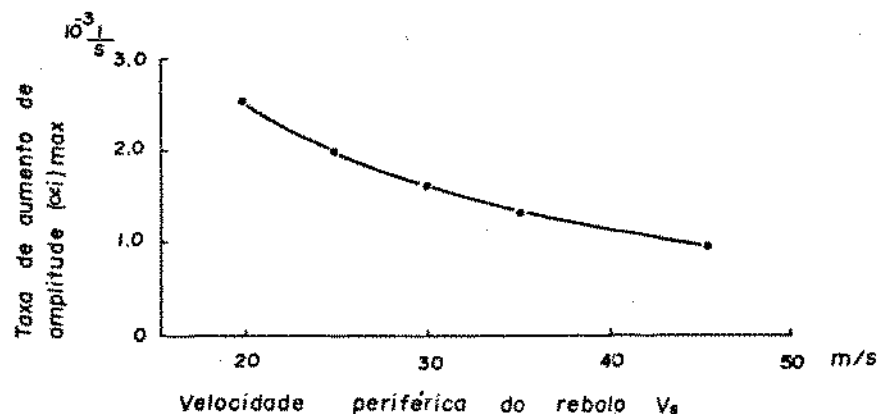


Fig. 5.24. Taxa de aumento de amplitude versus velocidade periférica do rebolo [31]

A figura 5.25 indica que o aumento do diâmetro do rebolo D_s diminui a taxa de aumento de amplitude. Um aumento em D_s causa um aumento do diâmetro equivalente D_{eq} . As equações (3.13) e (3.22) indicam que K_s e K aumentam. Entretanto, o retardamento de tempo τ_s aumenta com o aumento de D_s , uma vez que a velocidade periférica é mantida constante. O efeito de estabilização de uma menor constante de rigidez K e maior τ_s dominam, resultando em menores taxas de aumento de amplitude.

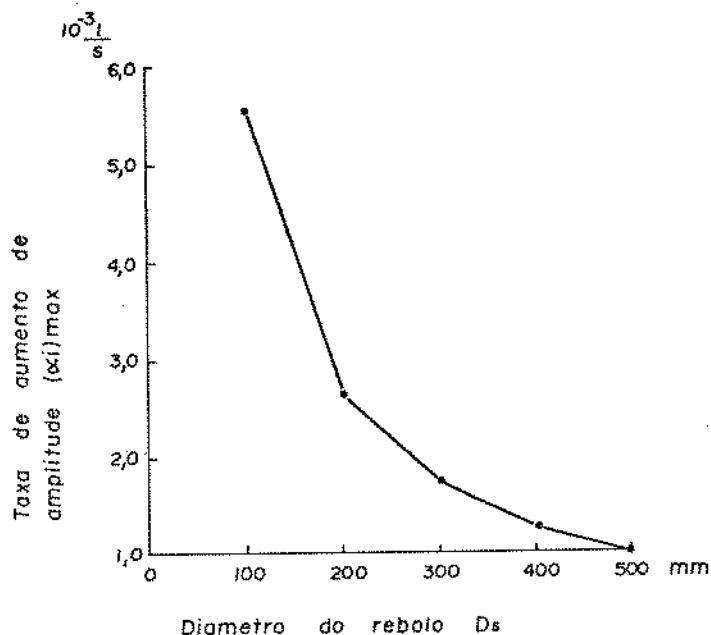


Fig. 5.25. Taxa de aumento de amplitude versus diâmetro do rebolo [31]

Relações similares às descritas pelas curvas das figuras 5.22 a 5.25 foram obtidas por Inasaki et alii, mas com um trabalho computacional muito maior, e comprovadas experimentalmente.

CAPÍTULO 6

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E RESULTADOS

São apresentados neste capítulo os métodos experimentais desenvolvidos para a determinação de alguns parâmetros que influenciam a estabilidade no processo de retificação cilíndrica e os resultados obtidos.

Os parâmetros determinados foram: a rigidez estática da retificadora, a rigidez de contato, e a resposta complexa de frequência do sistema peça-rebolo. Estes parâmetros foram relacionados de tal maneira a se verificar o limite de estabilidade do processo, para uma condição de instabilidade devida ao rebolo, supondo-se que a rigidez de desgaste do rebolo assume um valor muito maior que a rigidez de contato.

Os ensaios de processo realizados objetivaram indicar as regiões de instabilidade da peça e do rebolo e a taxa de aumento de amplitude à diferentes velocidades da peça, para uma retificação em mergulho.

6.1- Rigidez estática da retificadora

Os ensaios foram desenvolvidos nos laboratórios do Centro de Tecnologia da UNICAMP, utilizando-se uma retificadora FORTUNA, hidráulica e automatizada, com as seguintes características:

Potência: 0,08 a 0,6 KW

Velocidade do eixo árvore: 63 a 800 r.p.m

Diâmetro externo retificável: 270 mm (máx)

A montagem experimental, e a instrumentação empregada, são mostradas na fig. 6.1. A rigidez de contato foi eliminada pela utilização de uma peça de acoplamento, retificada pelo movimento transversal da peça instrumentada, mantendo-se fixo o eixo árvore. A peça instrumentada teve as mesmas dimensões básicas da peça empregada nos ensaios do processo (seções 6.5 e 6.6), objetivando a obtenção de uma mesma rigidez. A carga foi aplicada pelo movimento de avanço em mergulho do rebolo, pressionando o contra a peça.

Os transdutores empregados foram uma célula por extensômetros elétricos para a medida da carga e um sensor indutivo ("L.V.D.T.") de alta precisão para a medida de deslocamento.

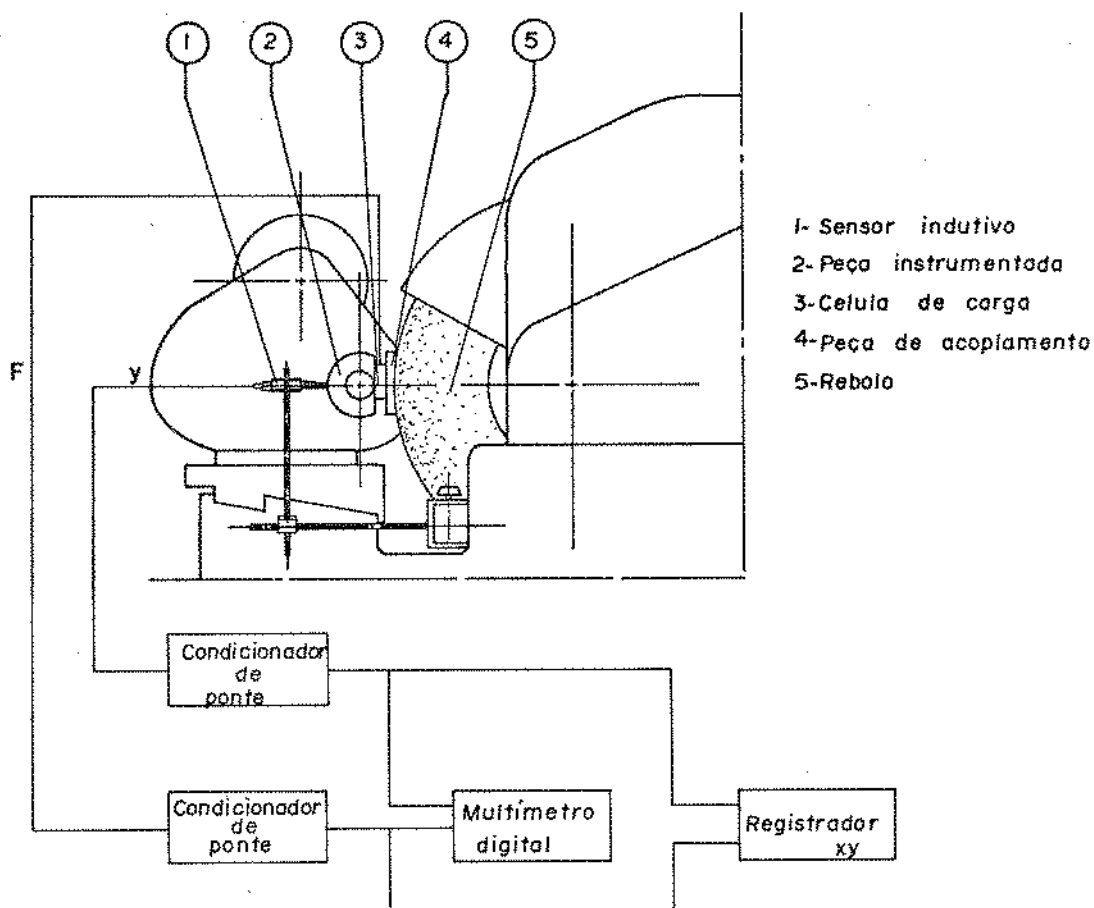


Fig. 6.1. Montagem experimental para determinação da rigidez estática da retificadora

Os instrumentos utilizados foram um condicionador de ponte para sensores indutivos de deslocamento (comparador eletrônico) e um condicionador de ponte universal, empregado para a medida de carga. Os níveis de sinal foram verificados em um multímetro digital e os sinais traçados em um registrador analógico xy.

A fig. 6.2 mostra a curva força-deformação obtida no ensaio. Observa-se a partir da curva um relacionamento não linear para baixas níveis de força ($F < 5N$); possivelmente ditado pela condição de acoplamento em carga do sistema.

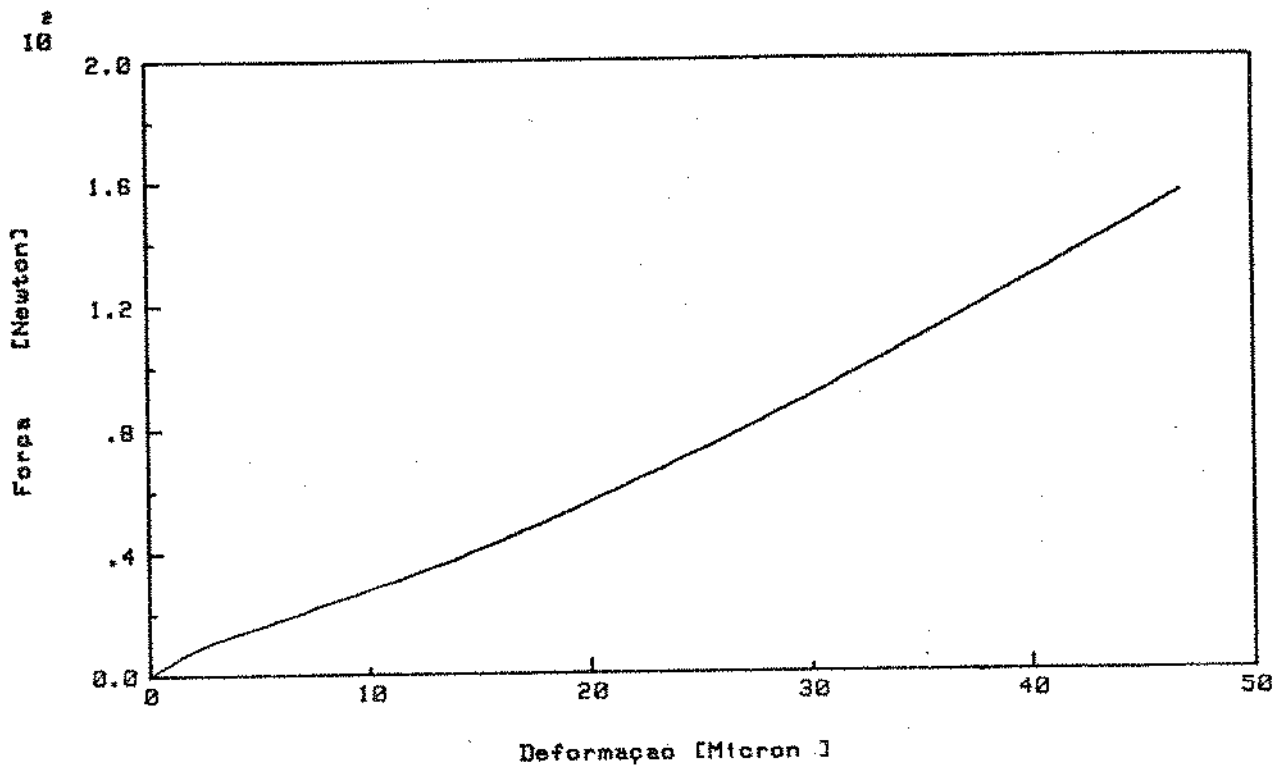


Fig. 6.2. Curva força - deformação da retificadora

A curva experimental foi ajustada empregando-se regressão polinomial e o método dos mínimos quadrados. O polinômio tem a seguinte forma:

$$F = A_5 y^5 + A_4 y^4 + A_3 y^3 + A_2 y^2 + A_1 y + A_0 \quad (6.1)$$

onde:

$$A_0 = 1,6813818$$

$$A_1 = 3,2383266$$

$$A_2 = -0,11542042$$

$$A_3 = 0,006968989$$

$$A_4 = -0,00014861892$$

$$A_5 = 1,1310923 \cdot 10^{-6}$$

A curva ajustada aos pontos tomados da curva experimental é mostrada na fig. 6.3.

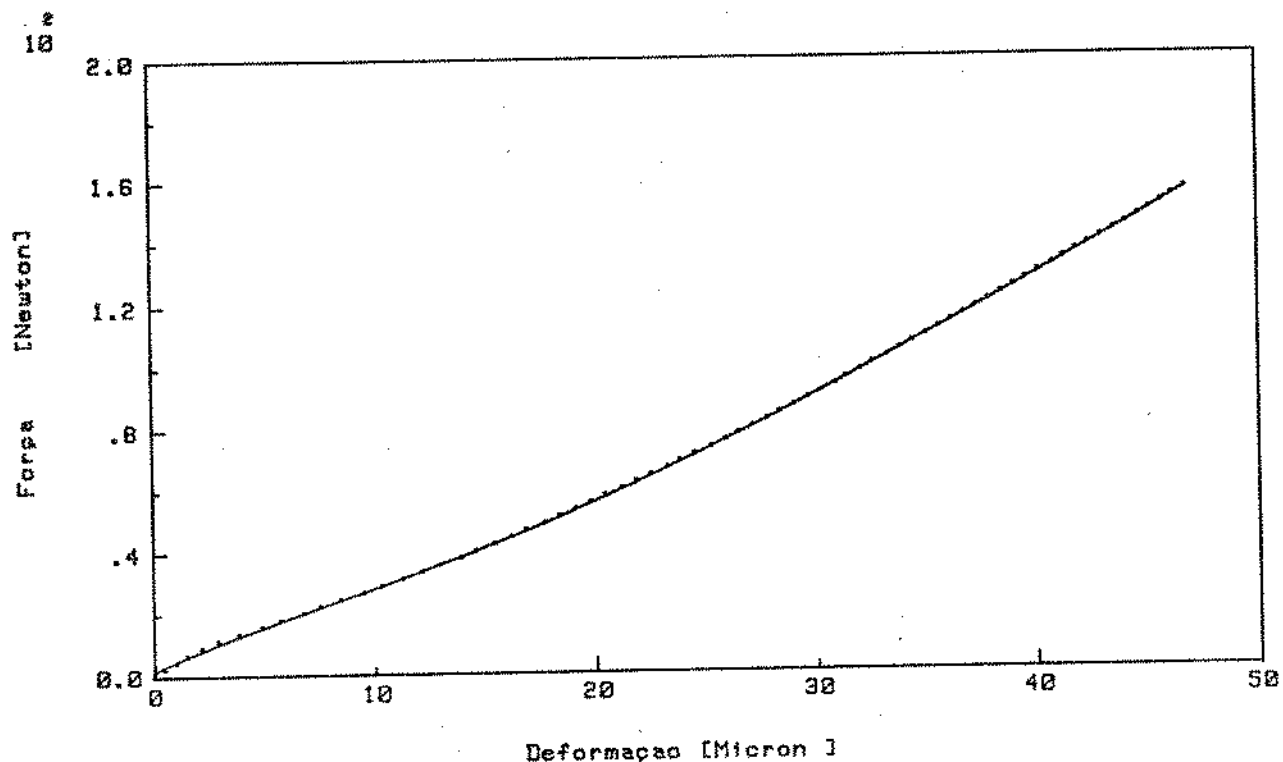


Fig. 6.3. Curva ajustada aos pontos experimentais da determinação da rigidez da retificadora

A curva derivada do polinômio da eq. 6.1 nos fornece a variação da rigidez estática da retificadora, para cada nível de força, conforme mostrado na fig. 6.4. Observa-se que para os níveis iniciais ($F < 50N$), a rigidez apresenta uma maior variação, ditada pela eliminação de folgas de vários componentes estruturais - tal comportamento também foi observado por Deacu et alii [8].

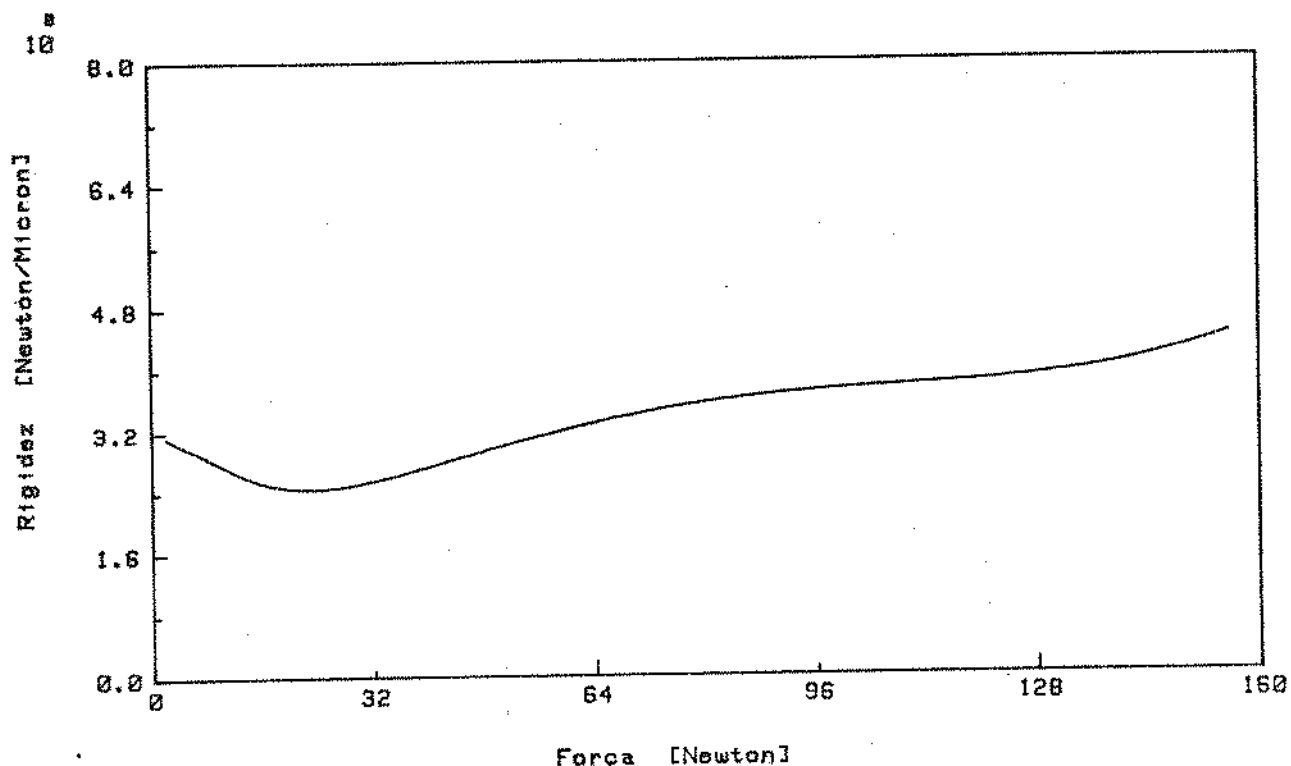


Fig. 6.4. Variação da rigidez estática da retificadora, segundo a força aplicada

A faixa aproximadamente estável da rigidez estática, da retificadora ensalada, indica uma variação de 3,0 a 4,2 N/ μm , para a força variando de 50 a 150 N. Os valores nesta faixa são menores que o limite inferior indicado na tabela 5.1 ($k_m = 10 \text{ N}/\mu\text{m}$). Dois fatores contribuíram para que os valores medidos de k_m se situem nesta faixa. Eles são: o pequeno porte da máquina ensaiada e o comprimento da peça instrumentada.

6.2- Rigidez de contato

A montagem experimental, e a instrumentação empregada, são basicamente as mesmas que utilizadas quando da determinação da rigidez estática da retificadora. Para a medida da rigidez de contato, no entanto, a peça de acoplamento foi substituída por uma peça retificada cilíndricamente, após sua montagem na peça instrumentada (fig 6.5). O procedimento de ensaio, os transdutores e os instrumentos utilizados foram os mesmos que descritos na seção anterior.

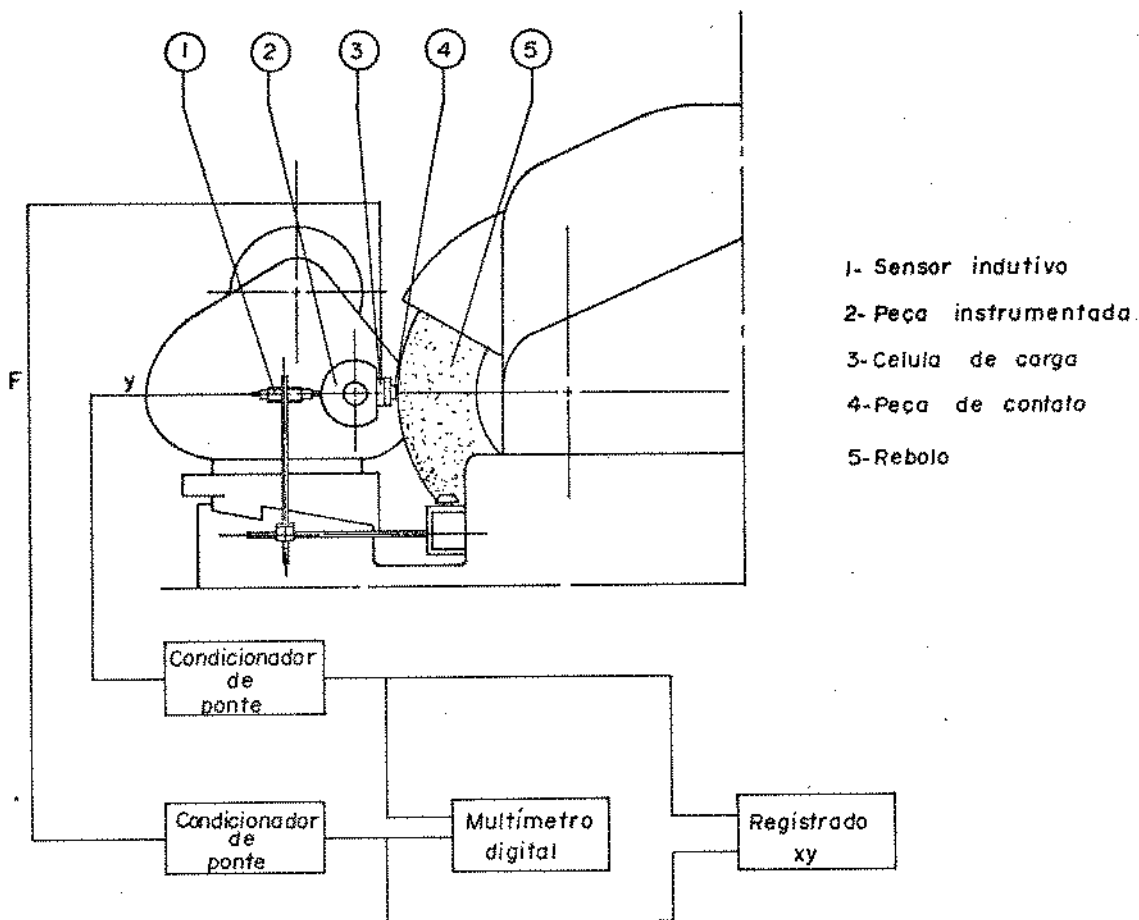


Fig. 6.5. Montagem experimental para determinação da rigidez de contato

O rebolo empregado foi de fabricação da NORTON, tipo AA 80-J6-V10K, a largura de contato igual a 30 mm e o diâmetro equivalente igual a 86,2 mm.

A fig. 6.6 mostra a curva força - deformação obtida através do ensaio. A deformação y_k , devida à rigidez de contato, foi obtida pela equação:

$$y_k = y_T - y_m \quad (6.2)$$

sendo a deformação total y_T (devida à rigidez da máquina e de contato) obtida neste ensaio e a deformação da máquina y_m no ensaio anterior, para cada nível de força.

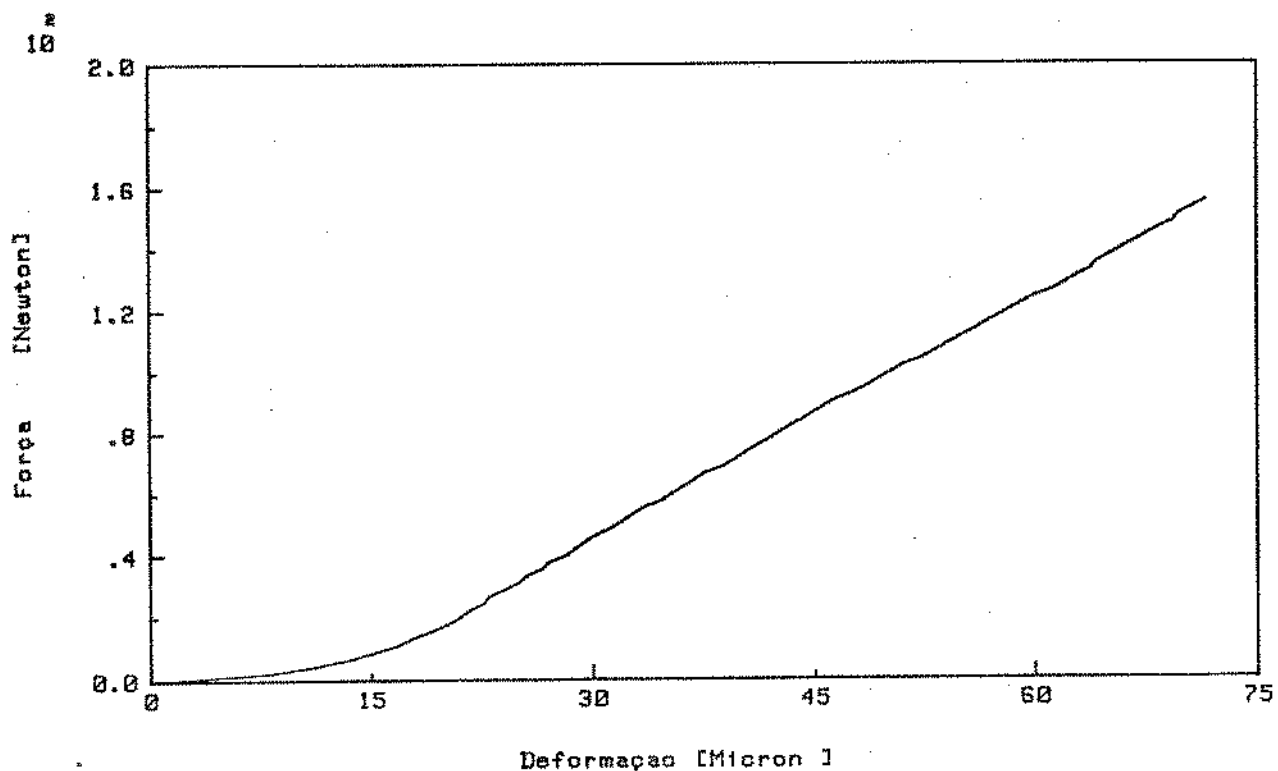


Fig. 6.6. Curva força - deformação de contato

Analogamente ao procedimento adotado, quando da determinação da rigidez da retificadora, foi ajustado um polinômio, na forma da eq. (6.1), aos dados experimentais, obtendo-se os seguintes parâmetros:

$$A_0 = 9,485595$$

$$A_1 = 2,3535815$$

$$A_2 = 0,19672664$$

$$A_3 = -0,0031711882$$

$$A_4 = 0,000017923161$$

$$A_5 = 0$$

A curva ajustada aos pontos tomados da curva experimental é mostrada na fig. 6.7.

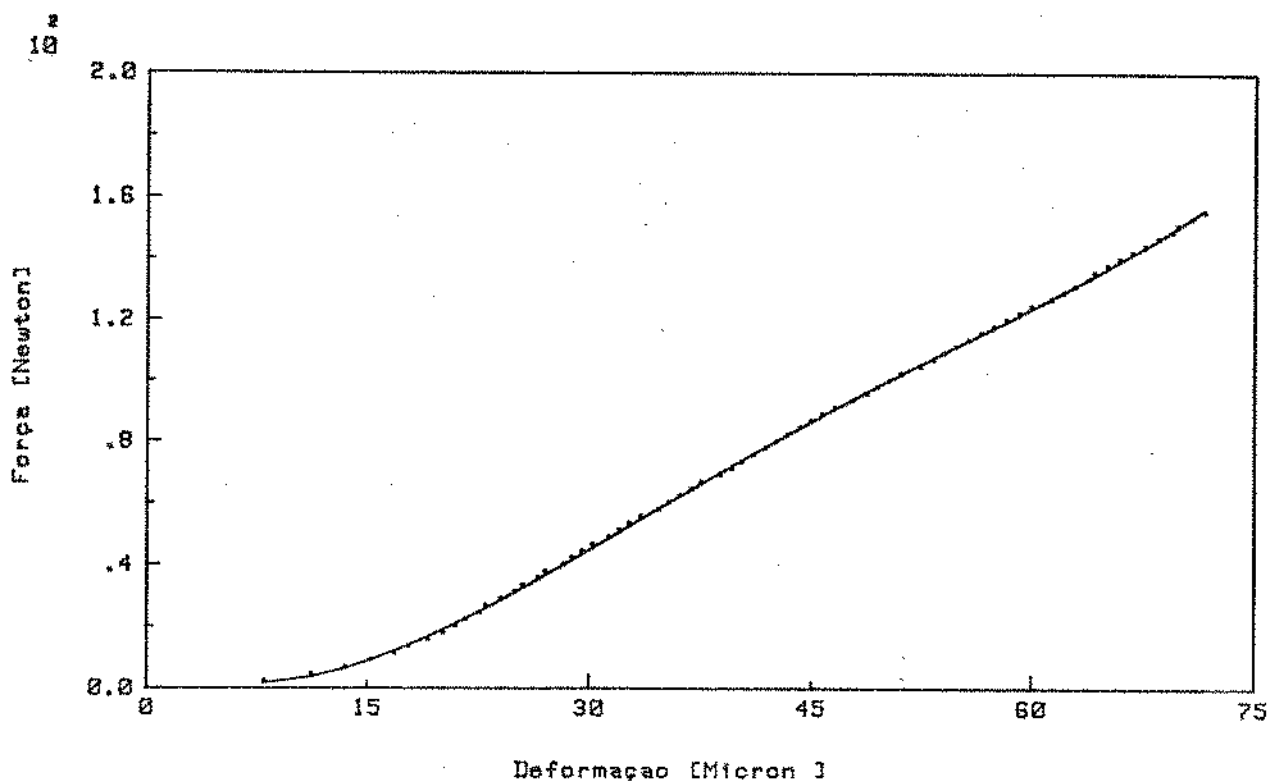


Fig. 6.7. Curva ajustada aos pontos experimentais da determinação da rigidez de contato

A curva derivada do polinômio ajustado nos fornece a variação da rigidez de contato para cada nível de força, conforme mostrado na fig. 6.8. Nesta figura as grandezas são indicadas por unidade de largura de contato, para facilidade de análise e comparação.

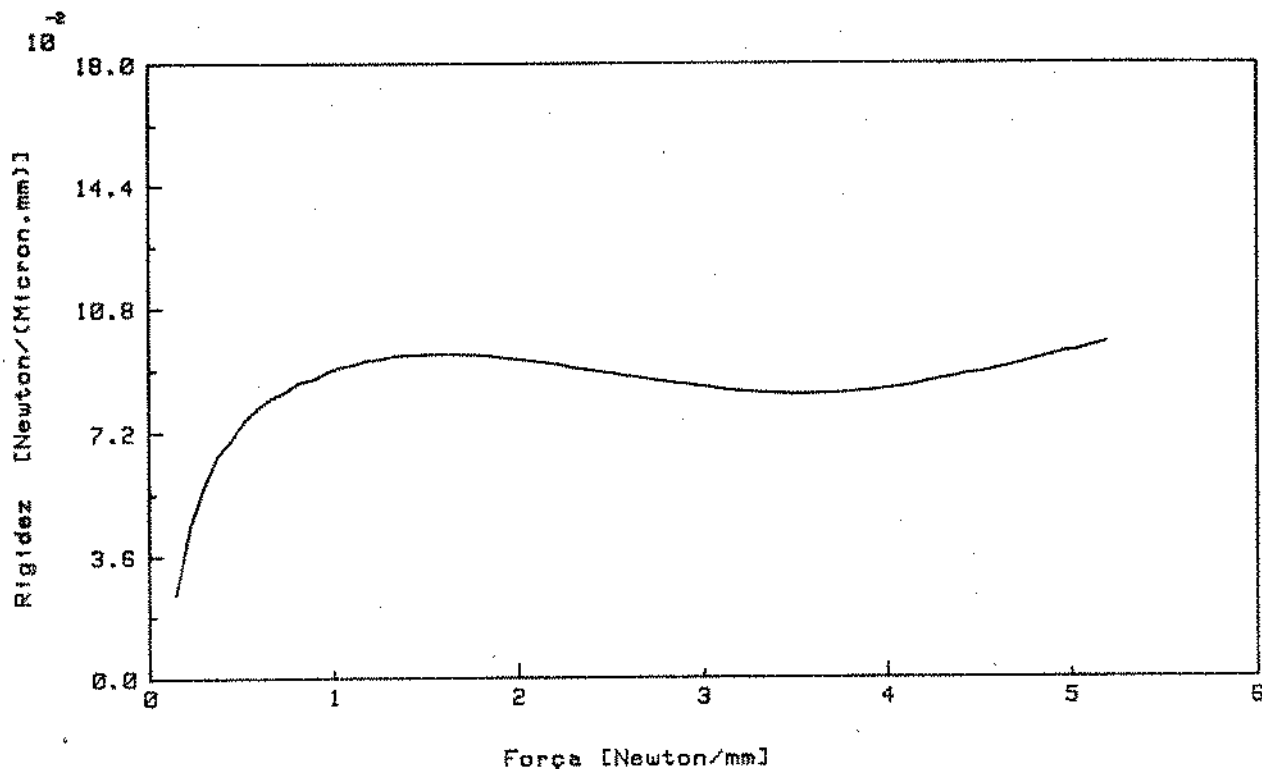


Fig. 6.8. Variação da rigidez de contato, segundo a força aplicada

O efeito da indefinição da rigidez, para os baixos níveis de força ($F' < 1,5 \text{ N/mm}$), também aqui é observado. Para os valores de força, acima desta faixa, observa-se da fig. 6.8 uma variação da rigidez de contato entre $8,4 \cdot 10^{-2}$ e $10,2 \cdot 10^{-2} \text{ N}/\mu\text{m/mm}$. Os valores obtidos, quando comparados aos previstos na tabela 5.1, são pelo menos de uma ordem de grandeza inferiores. Deve-se ressaltar que os níveis de força do ensaio foram inferiores ao referido na tabela 5.1 ($F' = 10 \text{ N/mm}$) e que segundo Snoeys e Wang [28] a rigidez de contato é crescente com a força. Esta tendência pode ser observada na fig. 6.8 para valores de força entre 3,5 e 5,2 N/mm, o que indica um expoente de força igual a 1,06, contra 0,75 previsto na eq. (3.21) e 0,67 medido por Snoeys e Wang.

6.3- Resposta complexa de frequência

A resposta complexa de frequência da retificadora é de difícil medida direta, uma vez que representa o comportamento dinâmico de dois sistemas, o da peça e o do rebolo. Conquanto haja trabalho publicado [8] indicando a medida da resposta do sistema como um todo, empregando-se excitação por impulso, optou-se aqui pelo método clássico de excitação dos dois sistemas isoladamente para a determinação da resposta da retificadora. Foram executadas duas formas de excitação: senoidal e aleatória pura, mas dadas as dificuldades de processamento de sinais optou-se pela primeira. A seguir são apresentados os métodos experimentais, e as técnicas de processamento de sinais, empregados na medição das respostas complexas de frequência da peça, do rebo-

lo, e do sistema peça - rebolo.

6.3.1- Excitação da peça

A fig. 6.9 mostra a montagem experimental, e os instrumentos utilizados durante a excitação da peça. A excitação foi executada a força controlada, a um nível de força $F = 4N$ e com uma varredura de frequência de 10 a 1600 H_z e uma velocidade de varredura de 10 H_z/s .

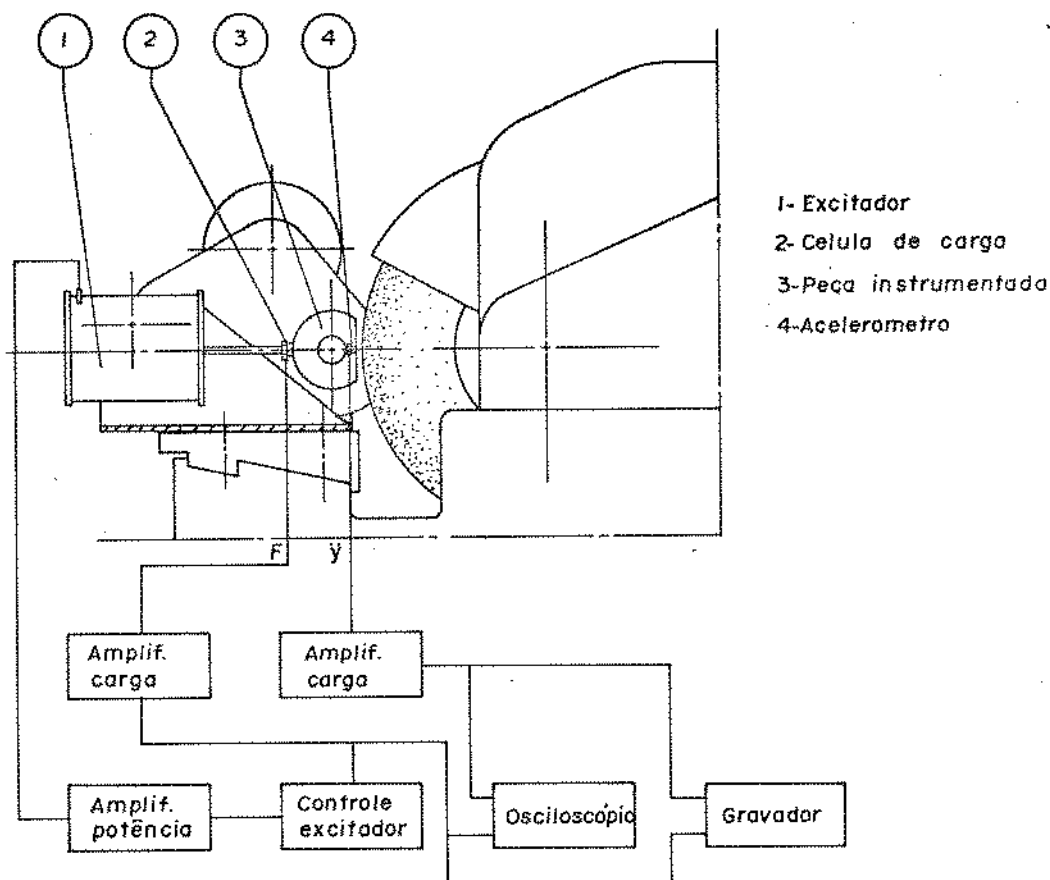


Fig. 6.9. Montagem experimental para excitação da peça

O excitador empregado foi do tipo eletrodinâmico, o sinal de força foi obtido por uma célula de carga piezoelétrica e a aceleração por um acelerômetro piezoelétrico.

O processamento dos sinais foi realizado em um computador digital com os sinais adquiridos via um sistema de aquisição de dados, como mostra a fig. 6.10, e desenvolvido no GEPRON, Laboratório de Projeto Mecânico da UNICAMP.

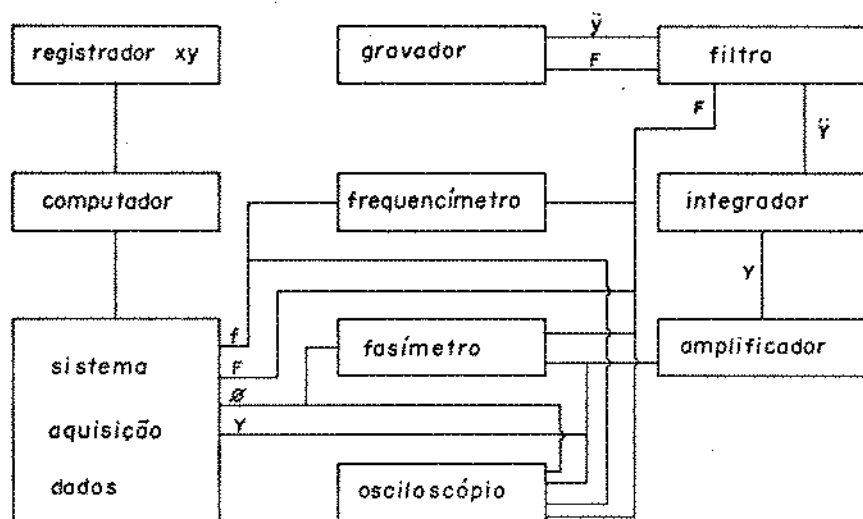


Fig. 6.10. Instrumentos para o processamento dos sinais medidos para a determinação da resposta complexa de frequência da receptância

Os sinais de força e aceleração foram filtrados em banda, entre 30 e 1000Hz . O sinal de deslocamento foi obtido via um duplo-integrador e posteriormente amplificado 30 vezes. O sinal de força foi tomado como base para a medida de frequência, uma vez que a excitação foi à força constante. O fasímetro mediu a diferença de fase entre os sinais de força e deslocamento, sendo estes últimos adquiridos em seu valor médio quadrático.

A fig. 6.11 mostra a curva da resposta complexa de frequência da receptância da peça, obtida após o processamento dos sinais adquiridos. Observa-se um valor máximo negativo de 0,666, da parte real, à uma frequência de 236Hz .

Para a mesma grandeza, Isensee [16] obteve um valor de 0,12 à 442Hz . Comparativamente, observa-se que o sistema peça e contra-ponta medido, é de baixa rigidez - tendência esta já observada quando da medida de k_m .

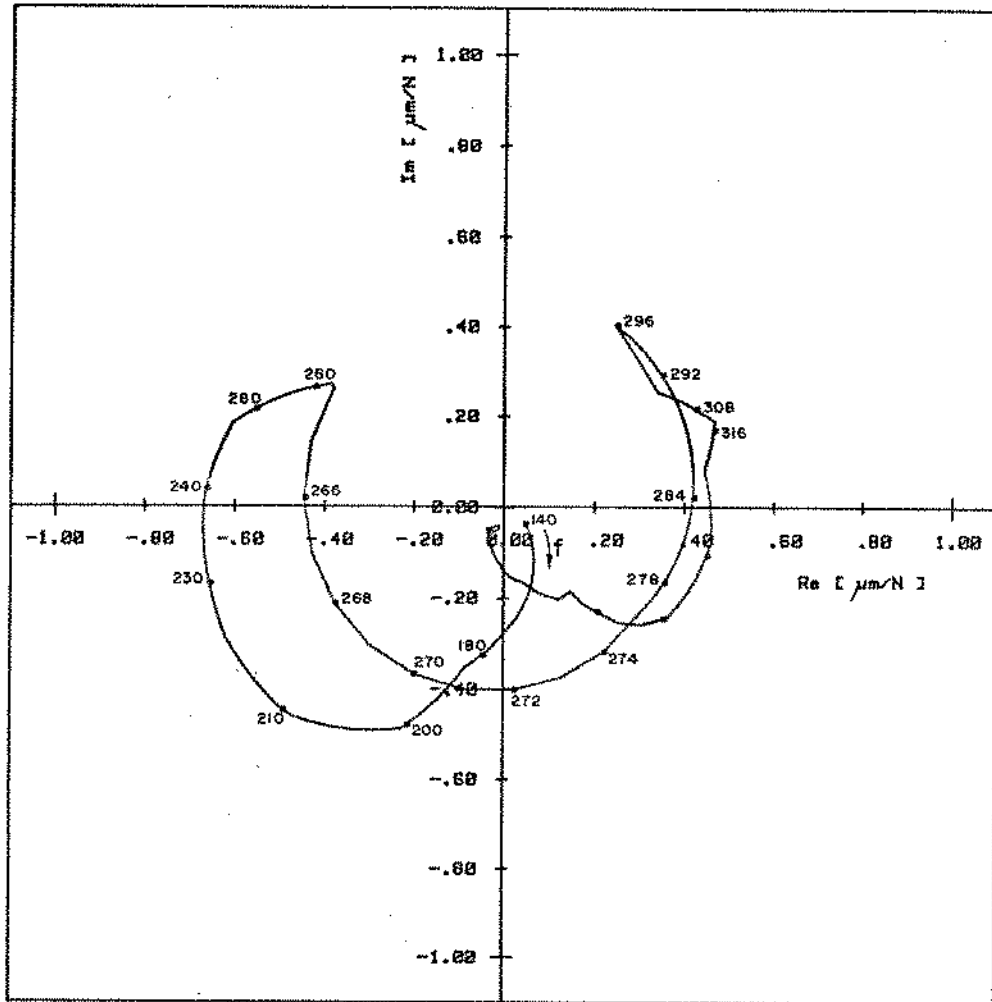


Fig. 6.11. Resposta complexa de frequência da receptância da peça

6.3.2- Excitação do rebolo

A fig. 6.12 mostra a montagem experimental e os instrumentos utilizados durante a excitação do rebolo. Empregou-se a mesma peça de acoplamento utilizada na determinação da rigidez estática da retificadora. Os transdutores, instrumentos e parâmetros de excitação foram os mesmos que citados na seção anterior.

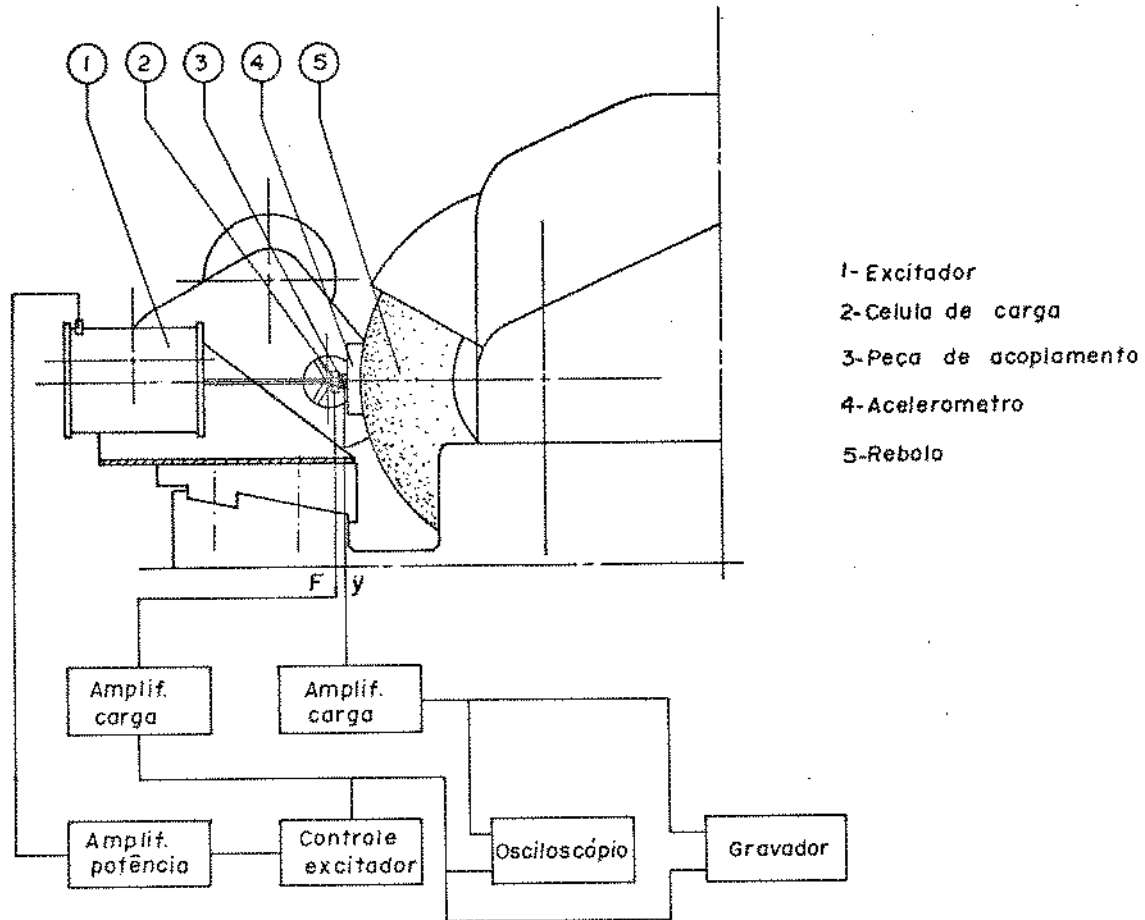


Fig. 6.12. Montagem experimental para excitação do rebolo

O método de aquisição e processamento dos sinais medidos foi o mesmo mostrado na fig. 6.10, e explanado na seção anterior. A fig. 6.13 mostra a curva obtida da resposta complexa de frequência da receptância do rebolo. Observa-se um valor máximo negativo de 0,020, da parte real, à uma frequência de 832 H_z . Isensee [16] obteve, para a mesma grandeza, um valor de 0,015 à 802 H_z . Comparativamente podemos comprovar a coerência dos valores medidos e uma vez mais a baixa rigidez do sistema. A relação entre os valores obtidos para a peça e para o rebolo era esperada, dada a maior rigidez do sistema árvore porta rebolo e mancais.

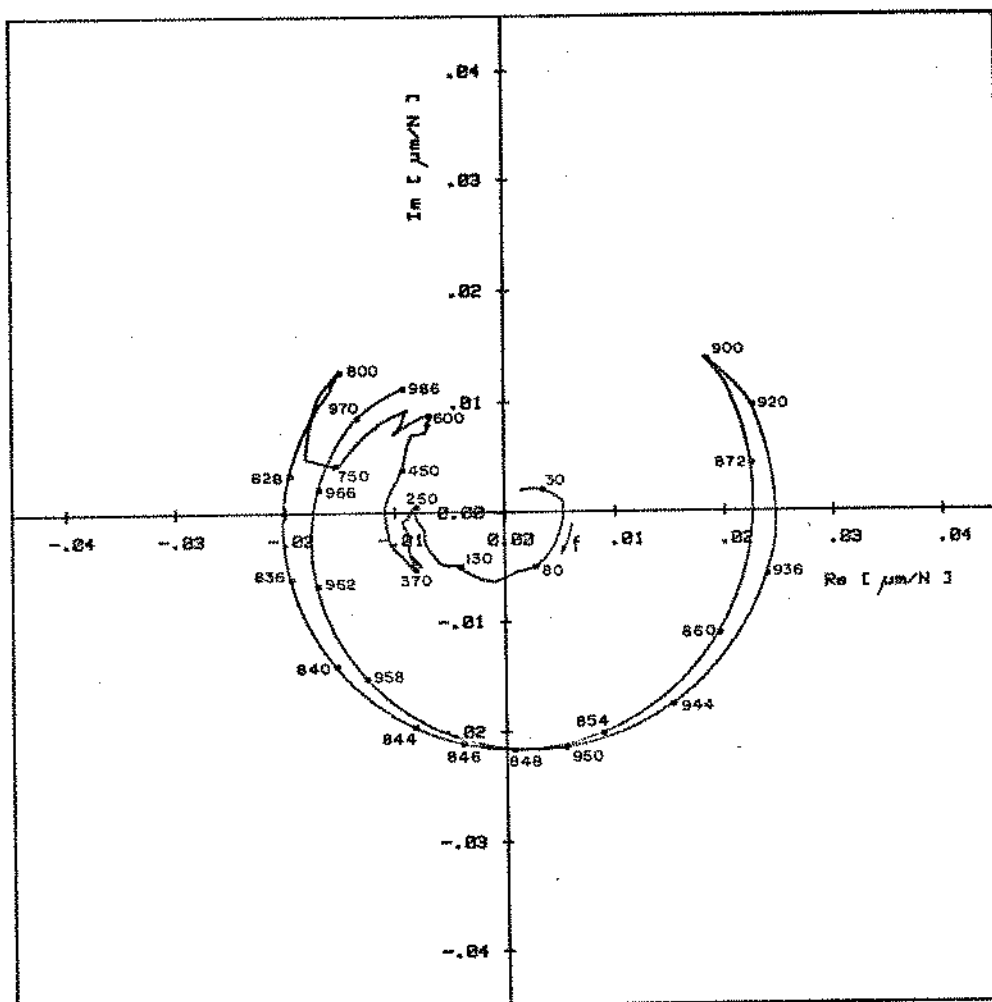


Fig. 6.13. Resposta complexa de frequência da receptância do rebolo

6.3.3- Resposta complexa de frequência da receptância da retificadora

A curva de resposta complexa de frequência da receptância da retificadora foi obtida pela soma vetorial das curvas obtidas para a peça e para o rebolo, à cada frequência. A curva assim resultante é mostrada na fig. 6.14.

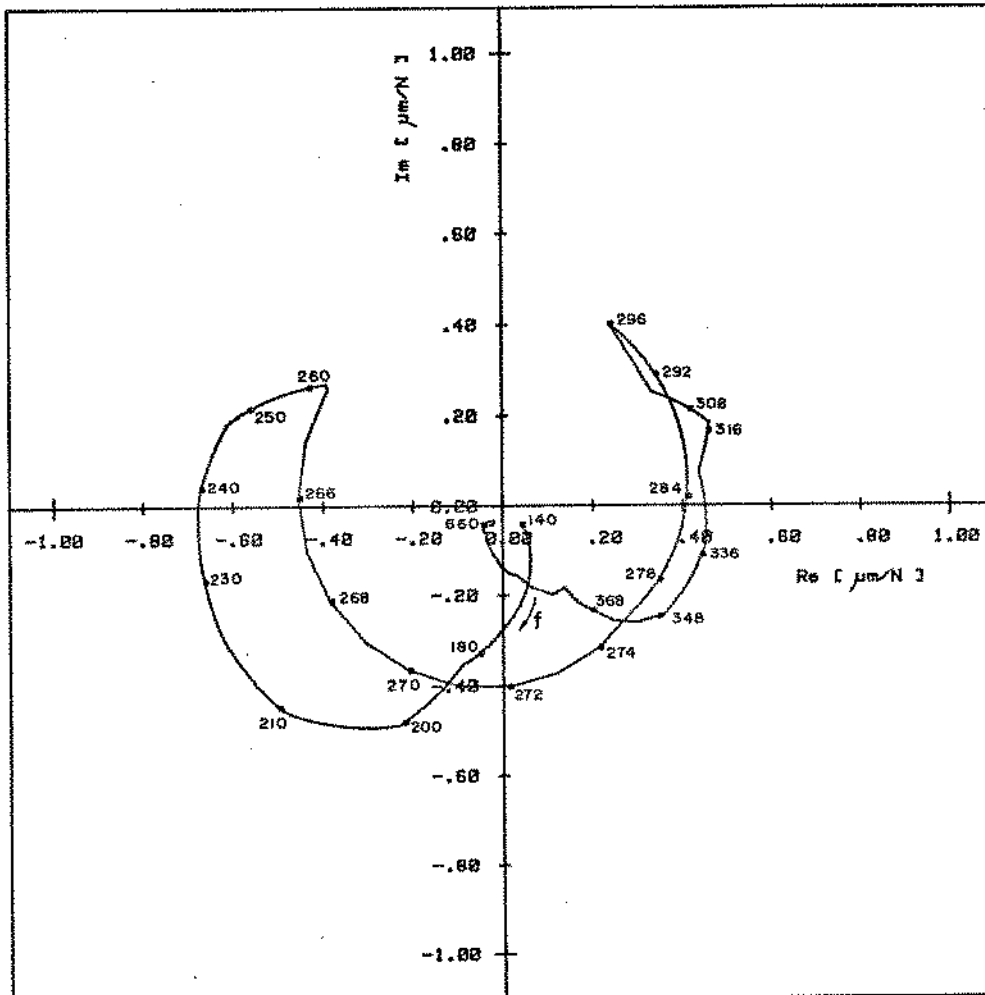


Fig. 6.14. Resposta complexa de frequência da receptância da retificadora (H_m)

Como se observa da fig. 6.14, não houve variação significativa de H_m , em relação à curva de resposta complexa de frequência da receptância da peça, o que era esperado a partir dos valores relativos das figs. 6.11 e 6.13.

O valor obtido para o máximo negativo da parte real de H_m foi de 0,674, à 236 H_z . Este valor apresenta discordância em relação aos valores previstos na tabela 5.1 ($1 < R_{em} < 10$), compilada por Snoeys e Brown [29]. Vários outros autores [4, 8, 16, 32, 48], no entanto, situam R_{em} entre 0,01 e 1,0. Deve-se observar que o maior valor foi obtido por Sexton e Stone empregando-se um rebolo flexível (fig. 5.16). Assim, pode-se considerar compatível o valor de R_{em} obtido, especialmente em vista da

pequena rigidez observada do sistema da peça e seus apoios.

6.4- Limite de estabilidade

O caso 6 da tabela 5.3 indica a condição de instabilidade regenerativa do rebolo. Nesta condição, não há regeneração possível da peça devido a sua baixa velocidade. Como a rigidez de desgaste do rebolo é da ordem de 10^3 vezes maior que a rigidez de contato (vide tabela 5.1), podemos, de uma maneira aproximada, afirmar que:

$$-\frac{K_m}{w K'} = R_{em} \quad (6.3)$$

o que representa um critério conservativo.

Os testes de processo (seções 6.5 a 6.6) foram desenvolvidos com uma peça de largura igual a 28mm, inferior à largura do rebolo.

Tomando-se a faixa de valores medidos para K_m e K' obteve-se um valor médio de $R_{em} = -1,42$, através da eq. (6.3). A fig. 6.15 mostra a disposição relativa dos dois lugares geométricos, conforme definidos na seção 5.3.

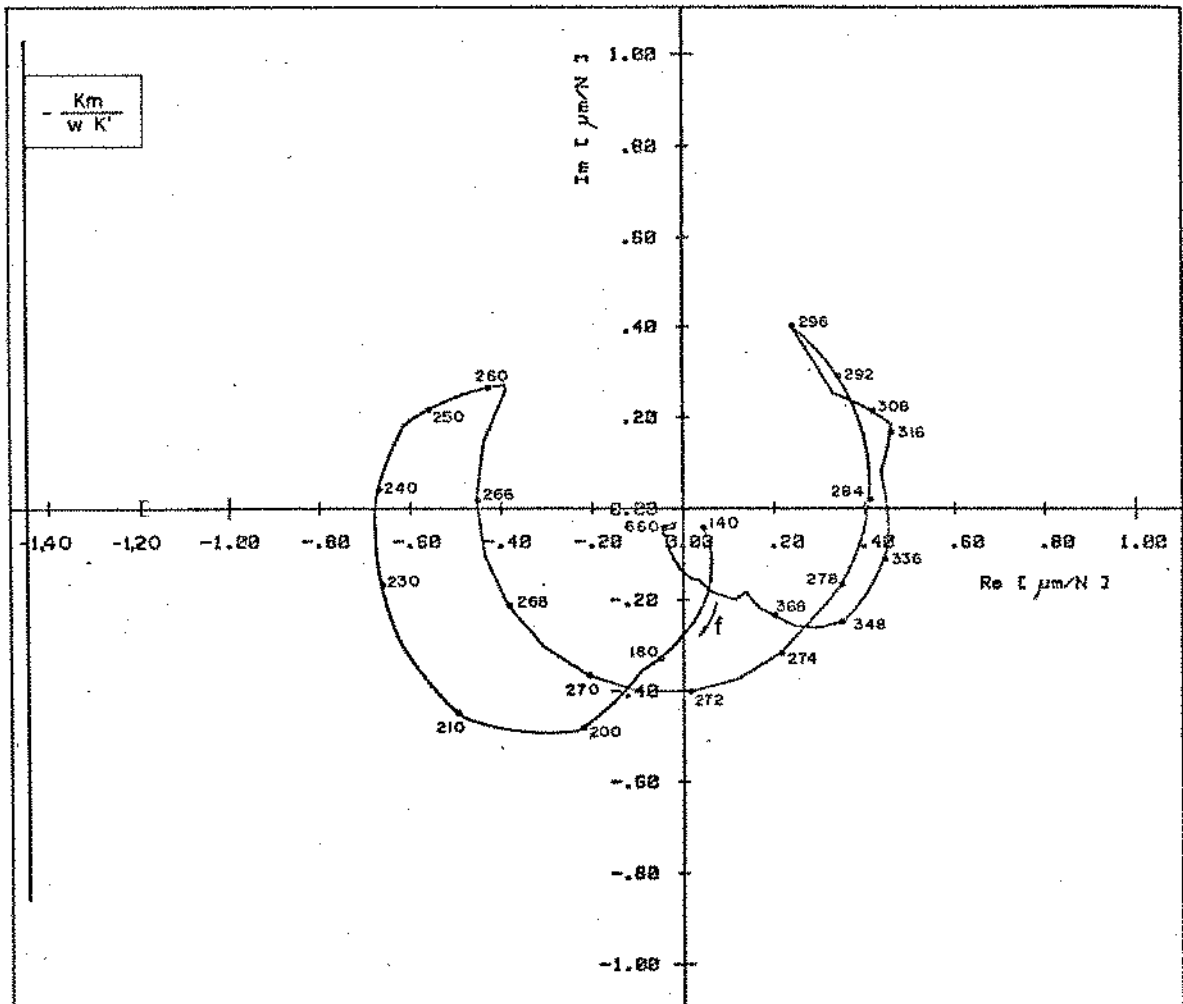


Fig. 6.15. Verificação gráfica do critério de estabilidade

O afastamento dos dois lugares geométricos da fig. 6.15 indica, segundo o critério de Snoeys e Brown, um processo estável. Este critério, no entanto, não considera dois aspectos:

- 1- A alteração dos parâmetros do processo com o desenvolvimento do mesmo, fazendo com que um processo inicialmente estável torne-se instável com o passar do tempo. A rigidez de contato, em particular, apresenta um aumento significativo com o desenvolvimento do processo [28].
- 2- Não existe neste critério de Snoeys e Brown uma expressão matemática do grau de instabilidade do sistema, sendo este definido apenas pela posição relativa dos dois lugares geométricos, o que constitui um critério absoluto.

6.5- Regiões de instabilidade da peça e do rebolo

A velocidade da peça ocupa um papel muito importante na definição do tipo de instabilidade na retificação. Como mostrado nas seções 5.5.2 e 5.5.3, quando a frequência de instabilidade observada for maior que a frequência de corte f_w , não poderá haver ondulações na peça (caso 6 da tabela 5.3 - instabilidade regenerativa do rebolo). No caso em que a frequência de instabilidade for menor que f_w , então ocorrerá, predominantemente, a instabilidade regenerativa da peça (caso 5 da tabela 5.3).

Como a frequência de corte f_w é diretamente proporcional à velocidade da peça (eq. (5.37)) foram desenvolvidos experimentos que comprovassem a evidência destes dois tipos de instabilidade, mediante a variação de V_w .

A fig. 6.16 mostra a montagem experimental para verificação da ocorrência das instabilidades da peça e do rebolo. A velocidade de rotação da peça foi medida por um tacômetro ótico por infravermelho e ajustada para os níveis de 70, 110, 180, 250 e 350 r.p.m. . O transdutor empregado para medida de vibrações foi um acelerômetro piezoeletrico, montado no contra-ponta.

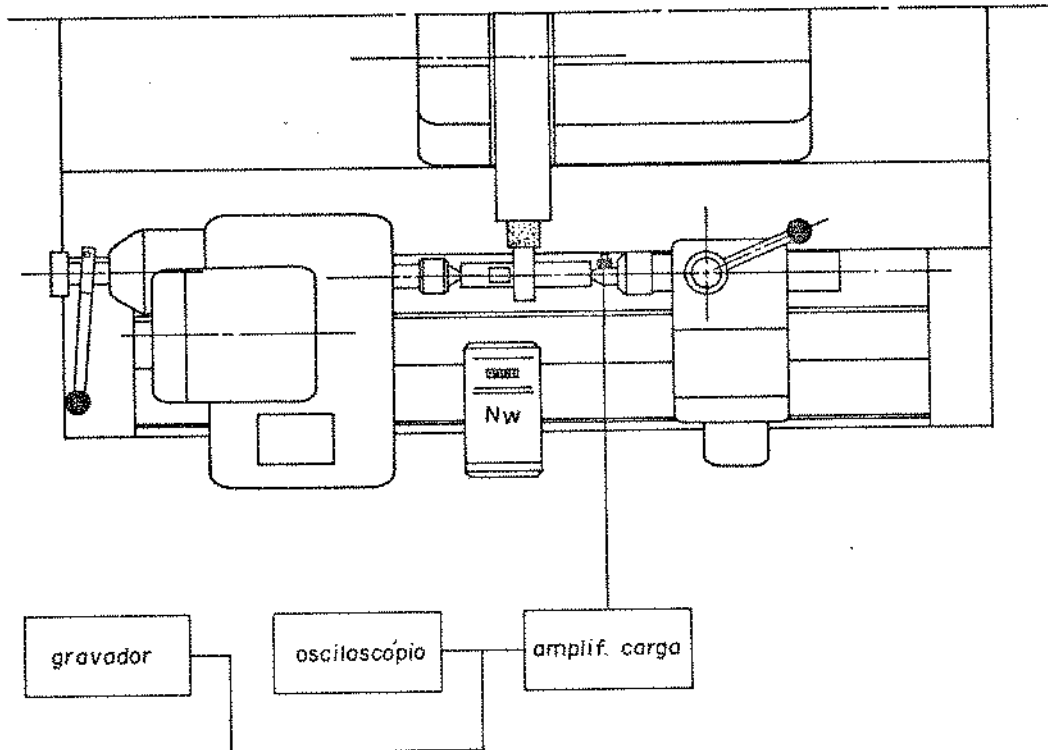


Fig. 6.16. Montagem experimental para ensaios da estabilidade do processo

A peça empregada foi de mesmas dimensões básicas que a peça instrumentada, sendo o diâmetro inicial de retificação igual a 78 mm. O material da peça foi aço ABNT 4340 temperado e revenido para uma dureza de 50 R_c .

O tempo de retificação à cada velocidade foi definido a partir de um nível de vibração considerado significativo e após cada ensaio a geometria da superfície retificada foi verificada em uma máquina de erro de forma ("Talyrond").

A fig. 6.17 mostra os instrumentos utilizados para o processamento e análise de frequência dos sinais medidos. O sinal de aceleração foi integrado, amplificado e filtrado antes de dar entrada no analisador de Fourier. Para a análise de baixas frequências empregou-se um filtro passa - baixa de 50 H_z e para altas frequências um filtro passa - alta acima desta frequência. No analisador de Fourier empregou - se um programa para análise de assinatura e os sinais após processados com o auxílio do módulo de análise de assinatura foram registrados por um registrador digital xy.

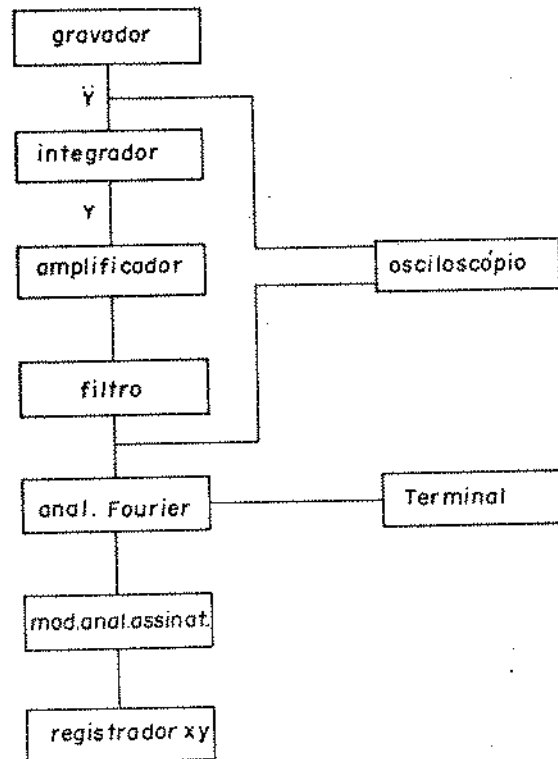


Fig. 6.17. Instrumentos para a análise de assinatura dos ensaios de estabilidade do processo.

A fig. 6.18 mostra o registro de erro de forma da peça retificada a uma velocidade de $16,7 \text{ m/min}$ ($n_w = 70 \text{ r.p.m.}$). Observou-se um lento aumento de amplitude de vibrações, mas não se pode identificar após o ensaio quaisquer ondulações devido à instabilidade da peça.

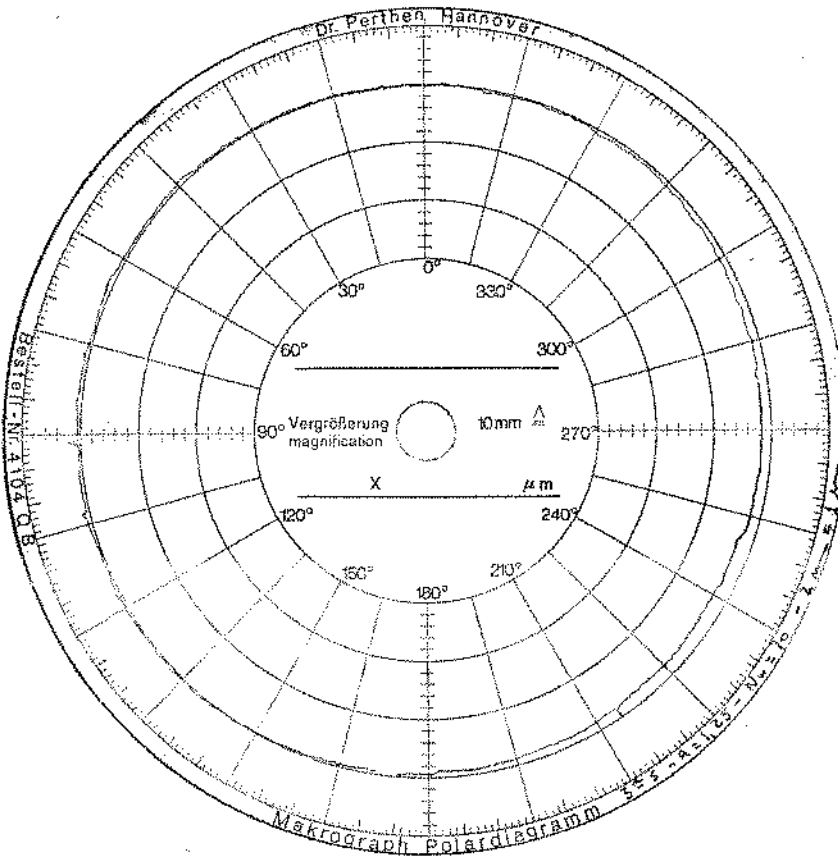


Fig. 6.18. Erro de forma da peça retificada à 16,7 m/min

A fig. 6.19 mostra a análise de assinatura da peça retificada à 16,7 m/min. Duas faixas de frequência apresentam maior densidade espectral de potência (DSP). A primeira delas, em torno de 190 Hz , está entre 7 e 8 vezes a frequência de rotação do rebolo ($n_s = 25,6 \text{ r.p.s.}$). Já a segunda faixa, em torno de 850 Hz , é de maior DSP e apresenta a característica de um número crescente de picos afastados de 50 Hz , ou de um número de picos de frequência múltiplos inteiros da frequência de rotação do rebolo.

Todas estas observações coincidem com a de vários autores [8, 15, 29] para a identificação da instabilidade regenerativa do rebolo, sendo a mais importante o intervalo de frequência entre os picos. Além destas, observou-se ainda que a frequência natural do sistema do rebolo situa-se entre $800 \text{ a } 980 \text{ Hz}$ (vide fig. 6.13).

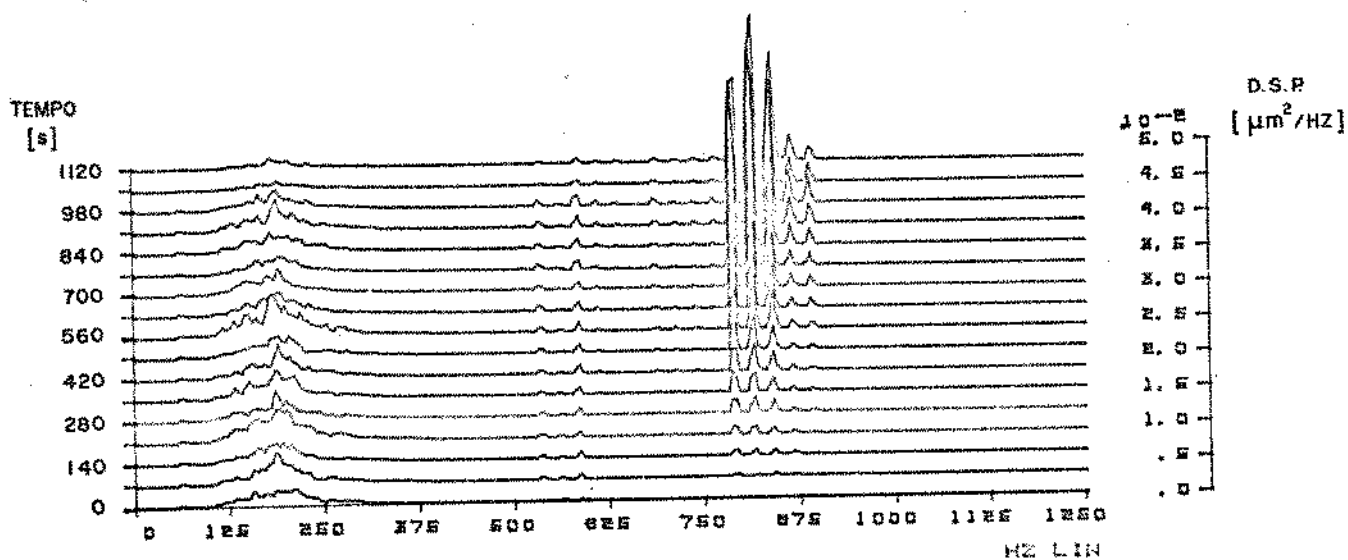


Fig. 6.19. Análise de assinatura do processo de retificação da peça à 16,7 m/min

A fig. 6.20 mostra a evolução da D.S.P. com o tempo à uma frequência de 815,5 Hz, comprovando o aumento de amplitude do processo à uma frequência múltipla de 32 da frequência de rotação do rebolo.

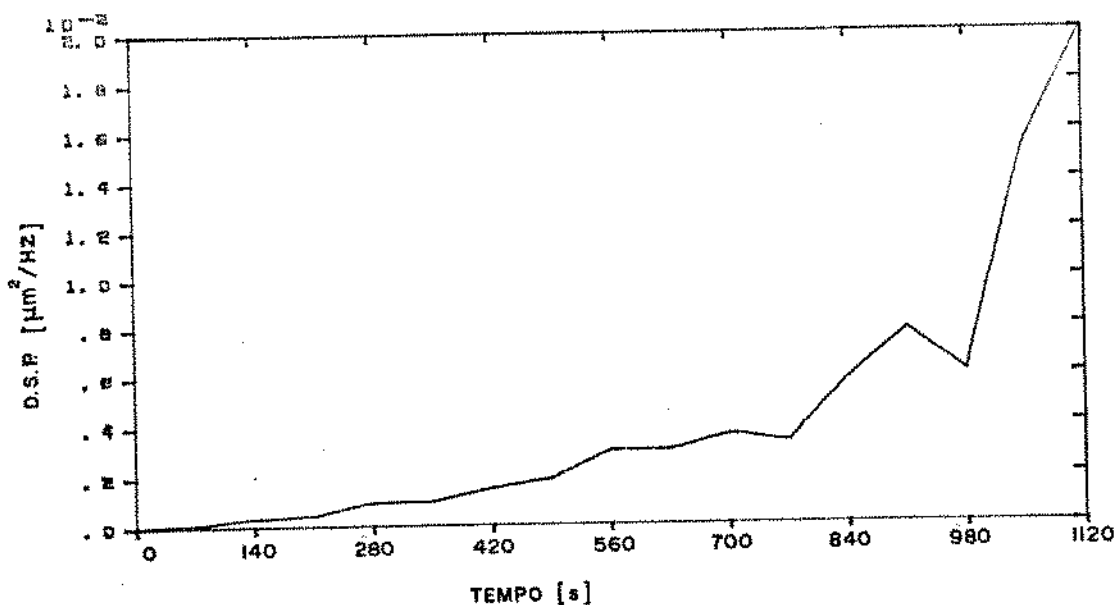


Fig. 6.20. Evolução da D.S.P. à frequência de 815,5 Hz, $V_w = 16,7$ m/min

A fig. 6.21 mostra o erro de forma introduzido na peça pela retificação da mesma a uma velocidade de 69,2 m/min (alta velocidade). Observa-se claramente a ondulação devida a instabilidade regenerativa da peça, a uma frequência definida e com amplitude de aproximadamente 1,5 μm .

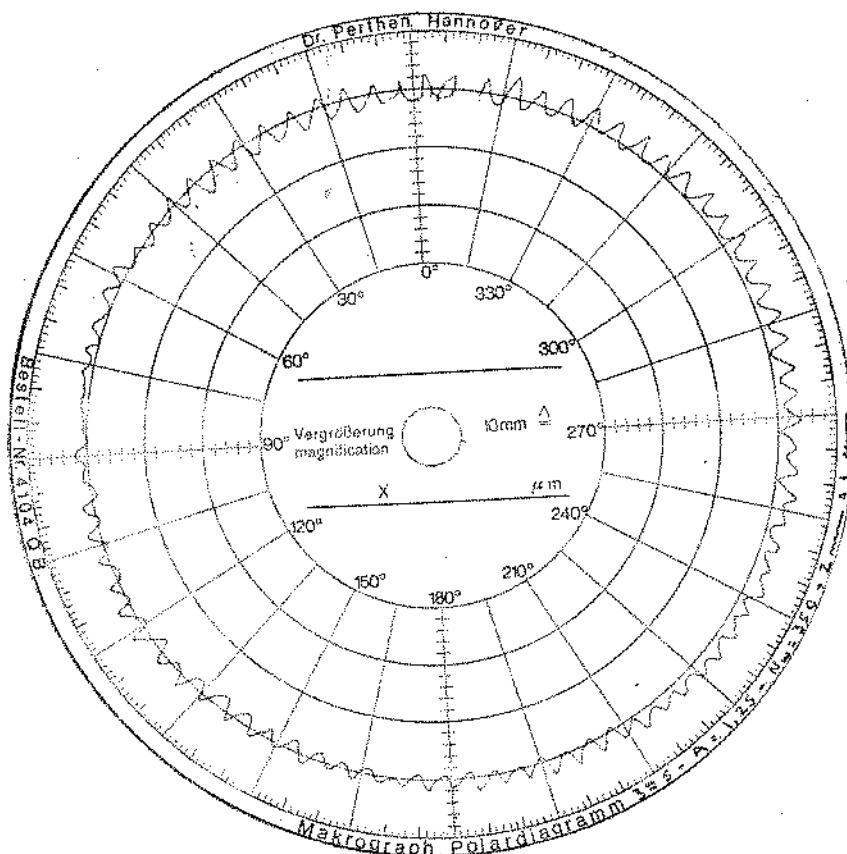


Fig. 6.21. Erro de forma da peça retificada a 69,2 m/min

A fig. 6.22 mostra a análise de assinatura do processo a baixas frequências. Observa-se inicialmente que o tempo de processo é muito menor para que seja atingido um nível muito maior de D.S.P. O fenômeno é explicável, uma vez que a rigidez de corte da peça é muito menor que a rigidez de desgaste do rebolo. Observa-se que a uma frequência em torno de 6 Hz ocorre um rápido aumento de amplitude e que esta frequência diminui com a evolução do processo. Snoeys e Brown [29] citam a alta taxa de aumento de amplitude como característica da instabilidade da peça e a diminuição da frequência como efeito do aumento da rigidez de contato. Observa-se ainda uma D.S.P. significativa nas harmônicas da frequência fundamental.

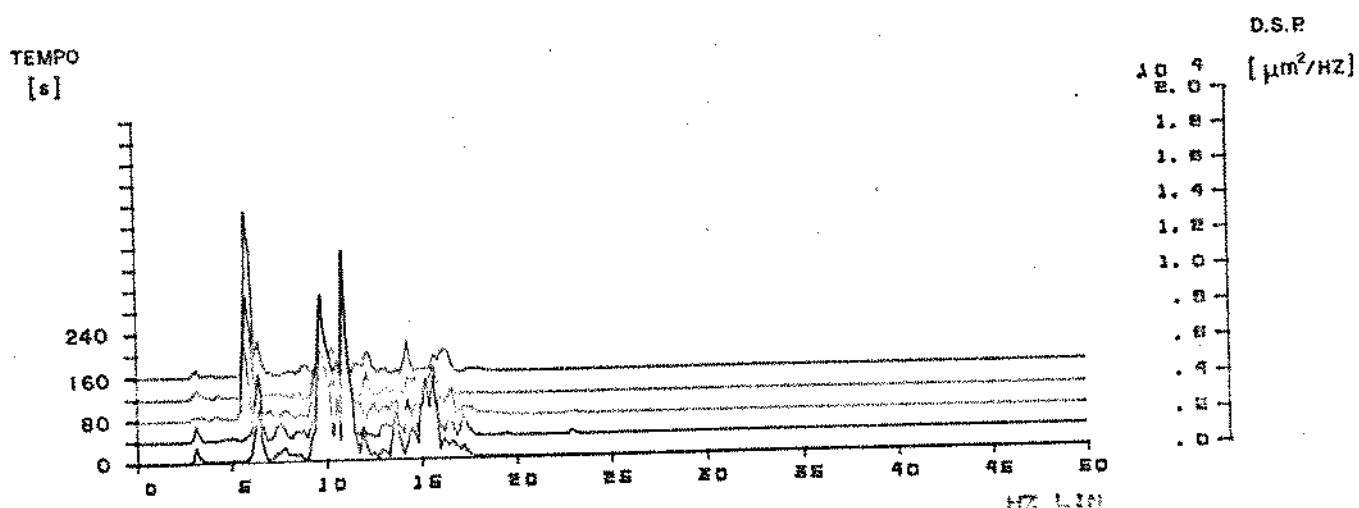


Fig. 6.22. Análise de assinatura de baixas frequências para $V_w = 69,2$ m/min

A fig. 6.23 mostra a evolução da D.S.P. à uma frequência de $6,0$ H_z , evidenciando que o rápido aumento de amplitude deve-se ao fenômeno de instabilidade nesta faixa de frequência.

A fig. 6.24 mostra a análise de assinatura do processo à altas frequências. A faixa de interesse situa-se em torno de 520 H_z . Não foi possível identificar nenhuma frequência no sistema nesta faixa, com exceção da 1ª harmônica da frequência natural da peça (vide fig. 6.11).

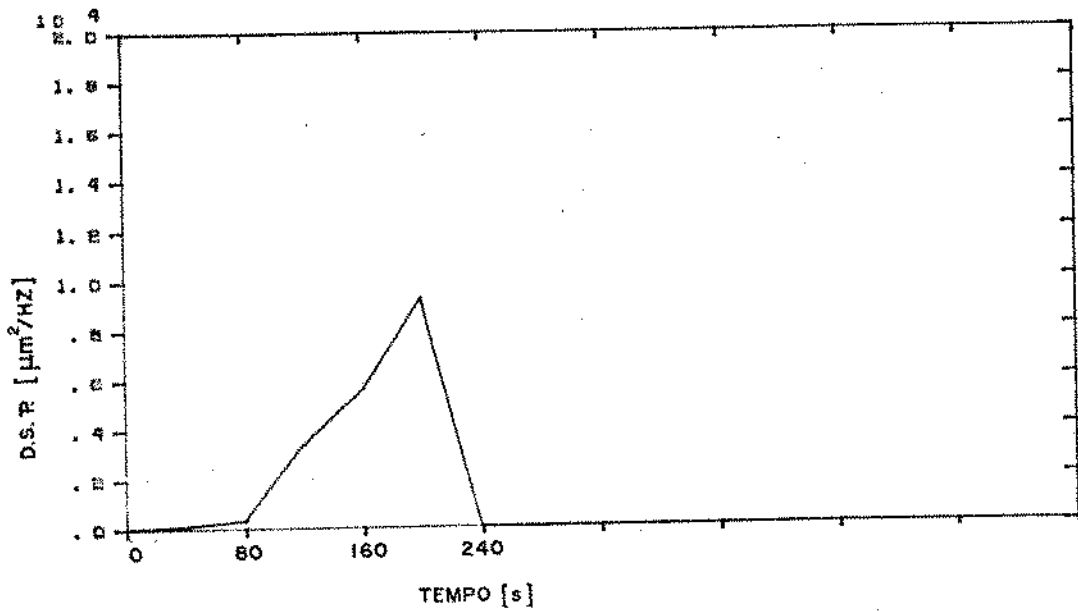


Fig. 6.23. Evolução da D.S.P. à frequência de 6,0 Hz, $V_w = 69,2$ m/min

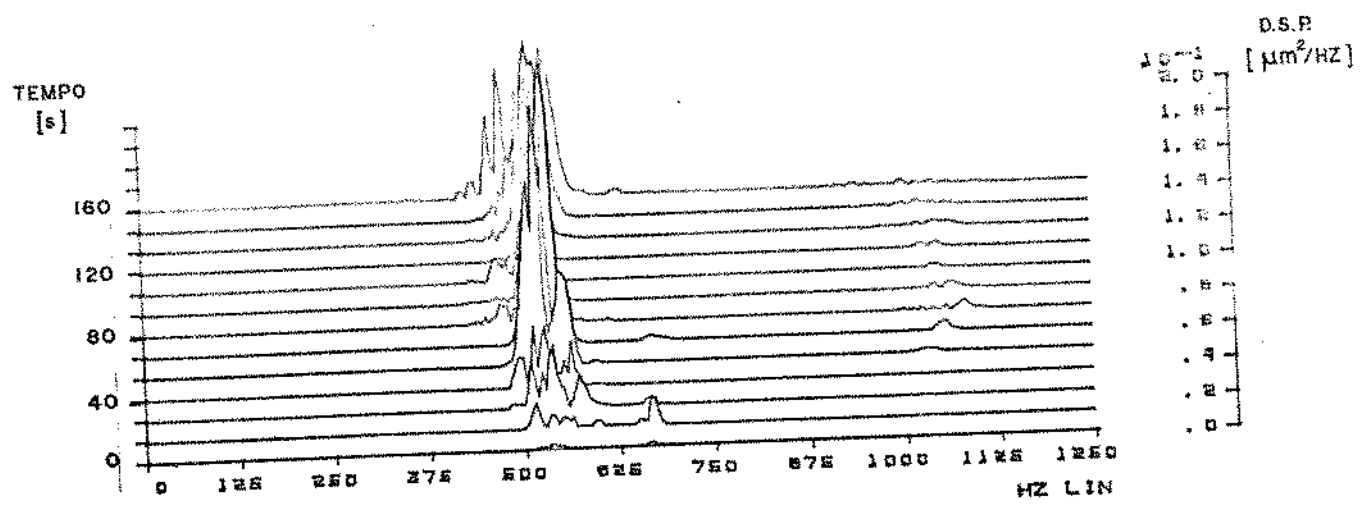


Fig. 6.24. Análise de assinatura para altas frequências, para $V_w = 69,2$ m/min

A fig. 6.25 mostra a variação da D.S.P. com o tempo. Este tipo de variação já foi referido por outros autores [8, 37] mas no caso específico não foi identificada uma explicação concreta.

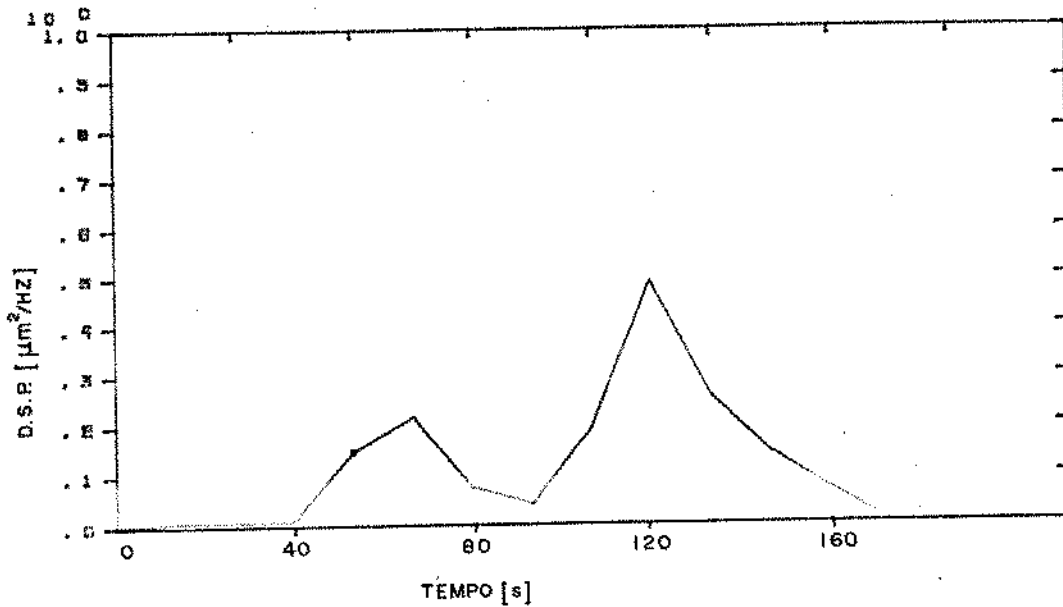


Fig. 6.25. Evolução da D.S.P. à frequência de $522,2 \text{ Hz}$, $V_w = 69,2 \text{ m/min}$

De uma maneira geral foi bem clara a identificação das instabilidades da peça e do rebolo, com as características peculiares a cada região.

6.6- Taxa de aumento de amplitude à diferentes velocidades da peça

A montagem e o procedimento experimental para a determinação da taxa de aumento de amplitude são os mesmos que empregados na seção anterior.

O processamento dos sinais de aceleração no contra-ponta, para diferentes velocidades da peça, foi executado por meio dos instrumentos mostrados na fig. 6.26. Optou-se aqui pelo processamento direto do sinal de aceleração para contornar as dificuldades surgidas com a operação do integrador (necessidade de filtragem e amplificação).

O sinal médio quadrático foi adquirido via um voltímetro e foram selecionadas as faixas de tempo representativas dos processos às várias velocidades da peça. As figs. 6.27 a 6.31 mostram a variação do nível de aceleração com a velocidade da peça.

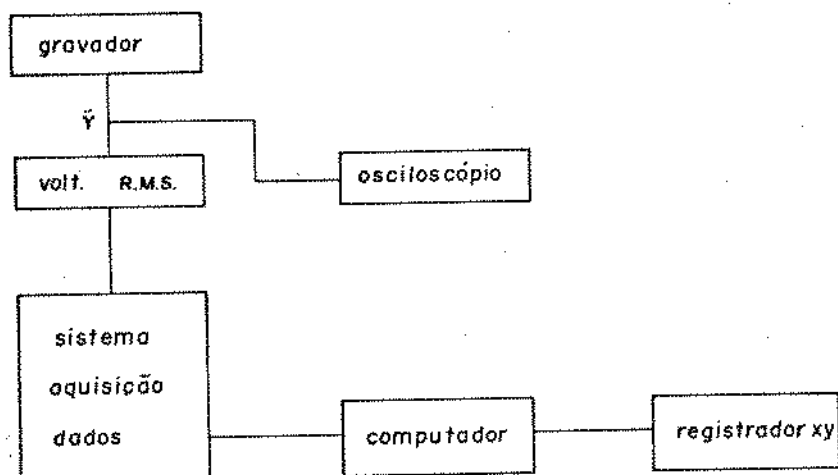


Fig. 6.26. Instrumentos para a determinação da taxa de aumento de amplitude

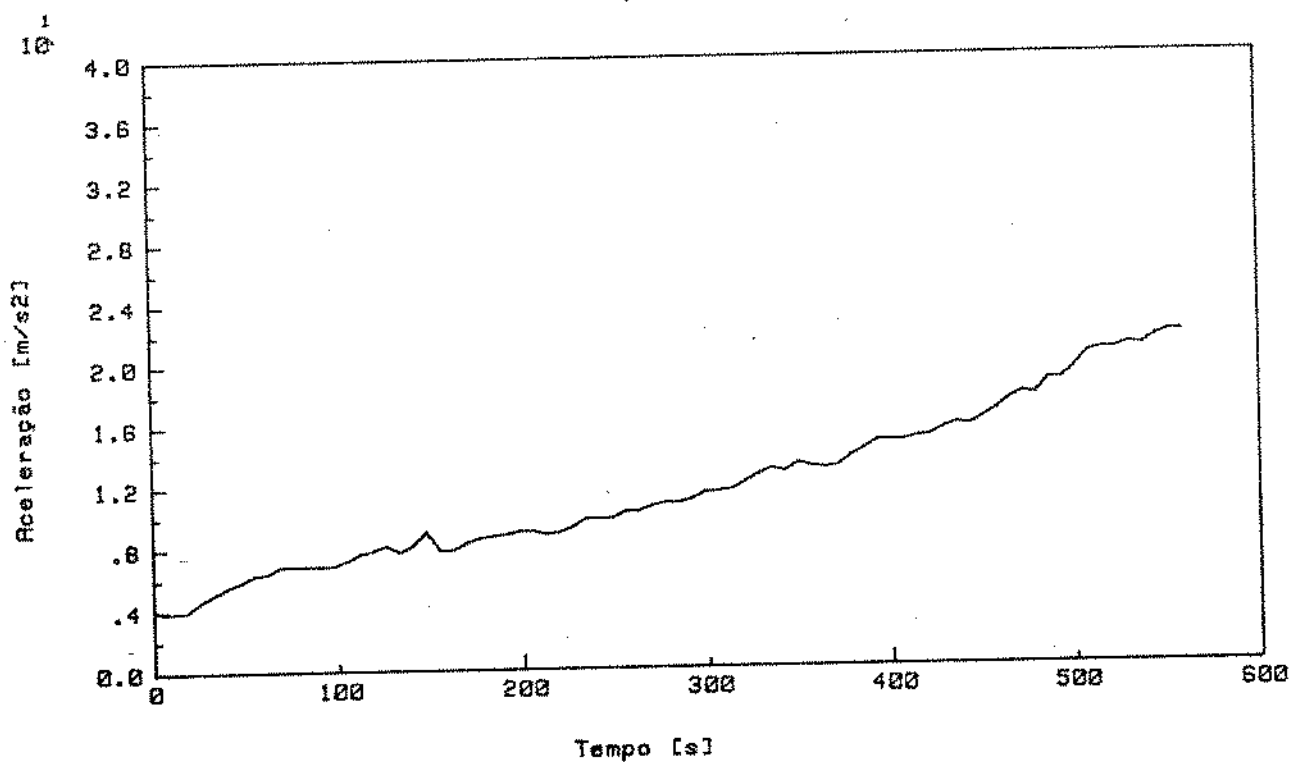


Fig. 6.27. Amplitude de aceleração para $V_w = 16,7$ m/min

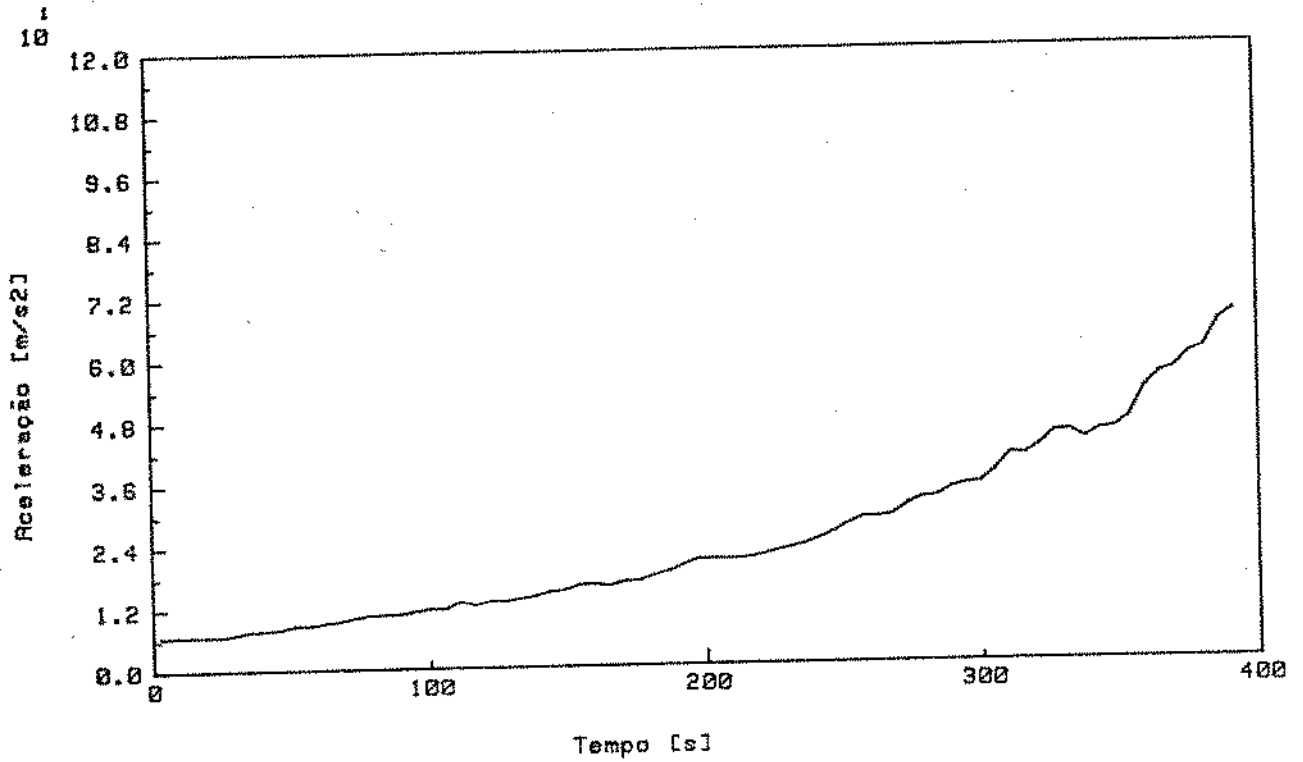


Fig. 6.28. Amplitude de aceleração para $V_w = 25,2$ m/min

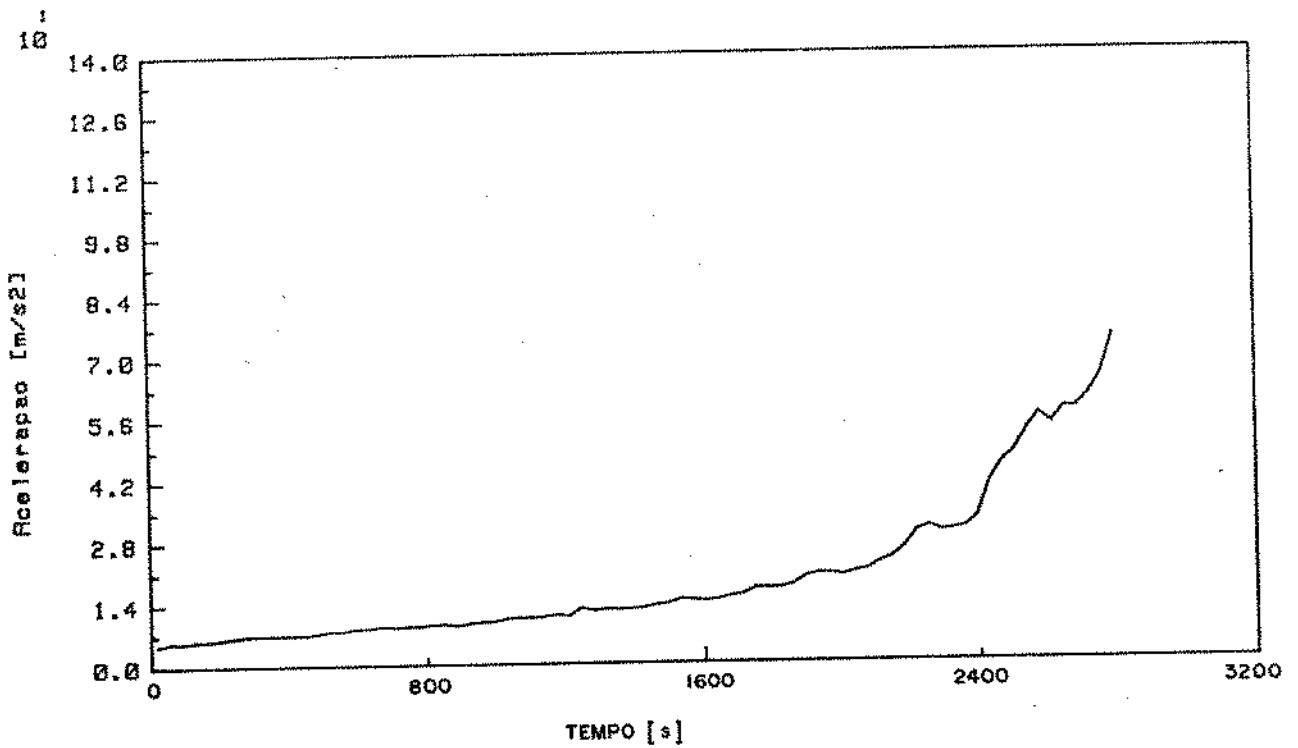


Fig. 6.29. Amplitude de aceleração para $V_w = 39,1$ m/min

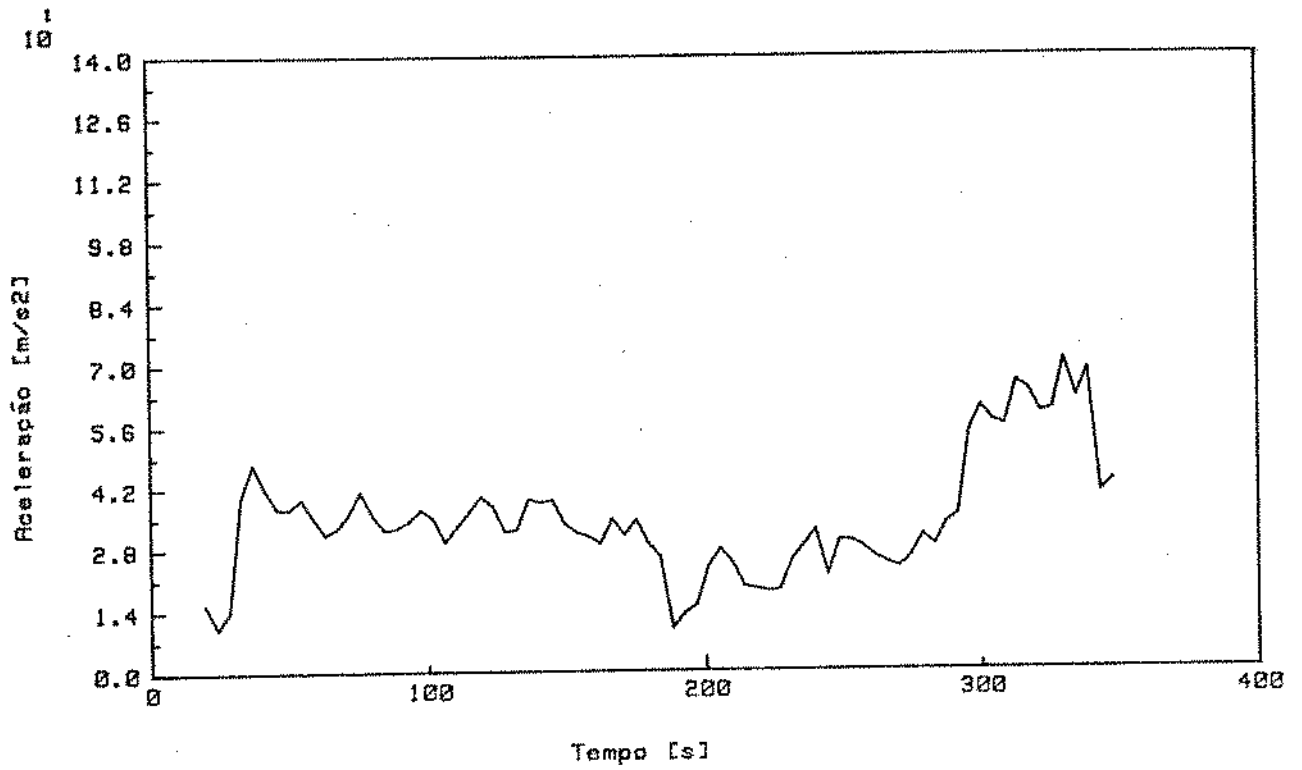


Fig. 6.30. Amplitude de aceleração para $V_w = 51$ m/min

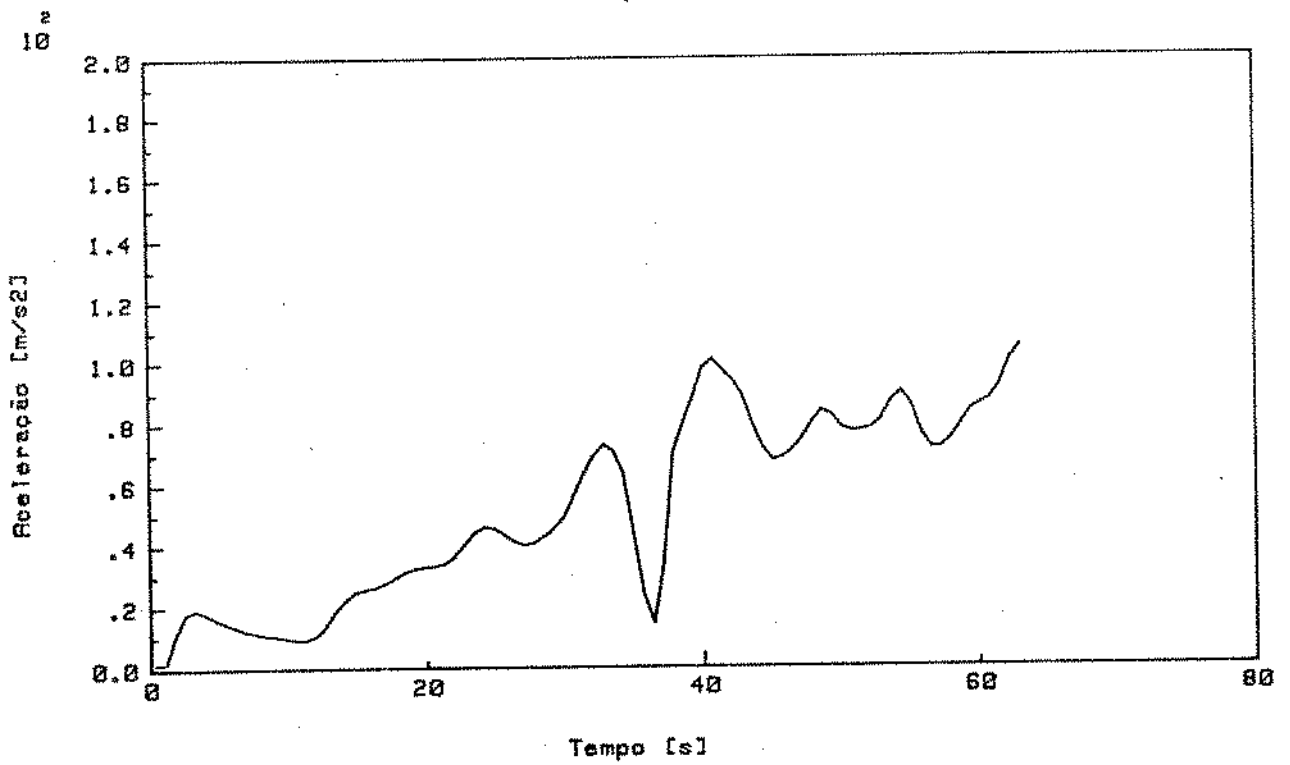


Fig. 6.31. Amplitude de aceleração para $V_w = 69,2$ m/min

Aos dados da série de curvas obtidas nas figs. 6.27 a 6.31 foi aplicada uma regressão exponencial do tipo

$$A = a \cdot \exp(\alpha t) \quad (6.4)$$

onde

A = aceleração , m/s^2

a = parâmetro dimensional , m/s^2

α = taxa de aumento de amplitude , s^{-1}

t = tempo , s

Os resultados obtidos são apresentados na tabela 6.1, para cada nível de velocidade.

Tabela 6.1. Parâmetros da regressão exponencial da aceleração para as velocidades da peça medidas

V_w m/min	a m/s ²	α s ⁻¹
16,7	4,68	$3,05 \cdot 10^{-3}$
25,2	6,33	$5,81 \cdot 10^{-3}$
39,1	2,95	$1,06 \cdot 10^{-3}$
51,0	0,732	$1,38 \cdot 10^{-2}$
69,2	9,59	$4,39 \cdot 10^{-2}$

A fig. 6.32 mostra a curva aproximada para a variação da taxa de aumento de amplitude com a velocidade da peça. Comparando-se os resultados obtidos com os publicados por Inasaki et alii [15] e Srinivasan [31] observa-se grande compatibilidade de valores para a taxa de aumento de amplitude durante a instabilidade do rebolo e uma forte tendência de elevação da taxa de aumento de amplitude para o fenômeno de instabilidade regenerativo da peça.

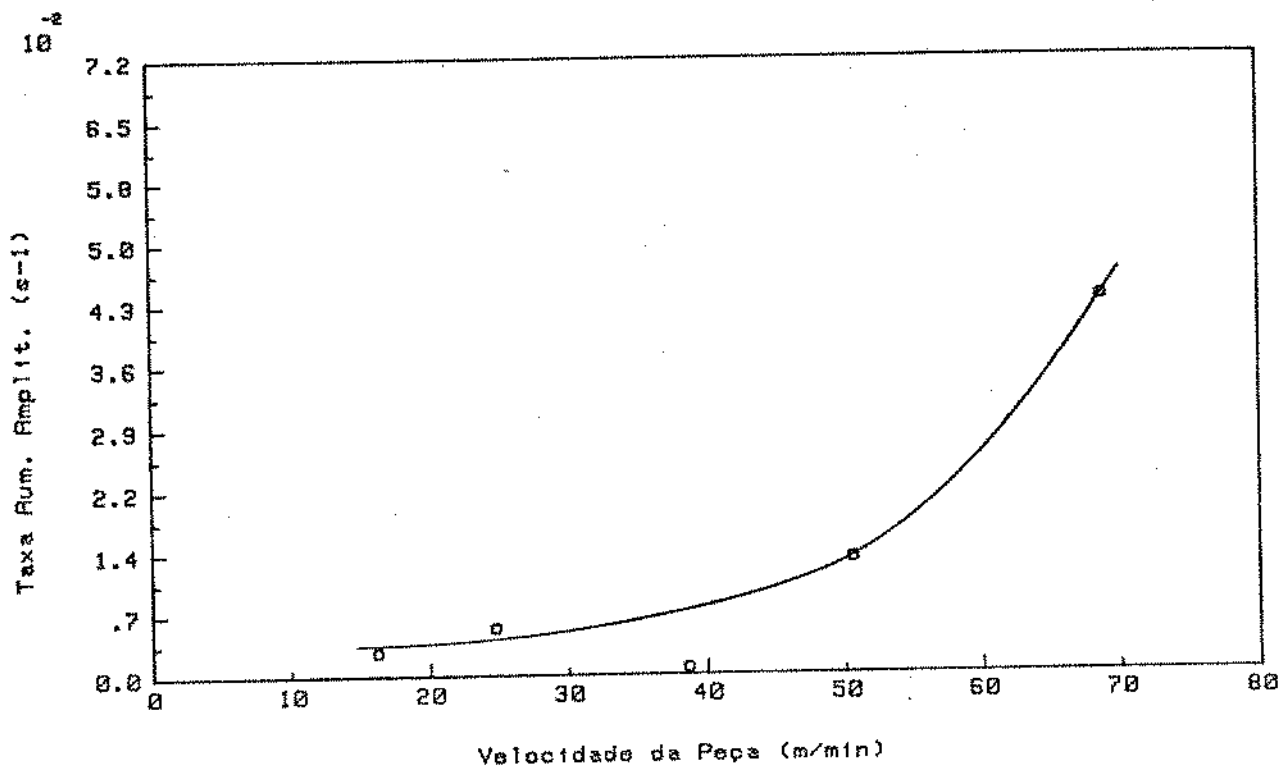


Fig. 6.32. Variação da taxa de aumento de amplitude em função da velocidade da peça

O aumento da velocidade da peça implica no aumento das forças que atuam nos grãos do rebolo, aumentando sua capacidade de corte e evitando danos térmicos na superfície da peça. Esta maior produtividade do processo deve no entanto ser contraposta ao nível de vibrações introduzido após determinado tempo. A fig. 6.32 nos fornece elementos para estabelecer esta comparação e para otimizar o processo de retificação cilíndrica.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE CONTINUIDADE

7.1- Conclusões

As conclusões aqui apresentadas foram desenvolvidas a partir dos objetivos fixados, considerando-se o caráter inicial do trabalho.

O equacionamento do processo, e de seus parâmetros, foi bem mais abrangente que as verificações experimentais realizadas, permitindo a formação de novas frentes de estudo em retificação, em particular para a investigação de forças de corte e de retificabilidade.

O modelo para estudo da estabilidade no processo de retificação cilíndrica apresentado permitiu a interpretação dos tipos de instabilidade do processo, ou das instabilidades regenerativas da peça e do rebolo. Este modelo, no entanto, se mostrou limitado por não considerar a alteração dos parâmetros com o desenvolvimento do processo e pela falta de uma expressão matemática do grau de instabilidade do sistema.

As verificações experimentais foram limitadas, se considerada a extensão do modelo proposto. Os parâmetros verificados tiveram grandezas compatíveis com as apresentadas por outros autores. Observou-se uma baixa rigidez do sistema, possivelmente ditada pela extensão da peça e rebaixo do contra - ponta. A não verificação da variação da rigidez de contato durante o processo devido a dificuldade experimental, prejudicou a justificativa da transição de um processo estável para um processo instável.

As respostas complexas de frequência das receptâncias da peça, do rebolo e do sistema peça - rebolo apresentou valores compatíveis em amplitude, fase e frequência com os obtidos por outros autores, particularmente quanto ao valor real máximo negativo.

As condições de instabilidade da peça e do rebolo foram claramente identificadas, sendo o dado experimental mais significativo o afastamento dos picos de D.S.P em termos de múltiplos pares da frequência de rotação do rebolo, como mostra a fig. 6.19. Foram ainda apresentadas evidências de um relacionamento entre a frequência de auto-excitação, a frequência natural do sistema e um múltiplo inteiro da frequência de rotação da peça ou do rebolo.

A taxa de aumento de amplitude se mostrou um parâmetro útil para a avaliação do grau de instabilidade do processo. O valor obtido para este parâmetro, na condição de instabilidade regenerativa do rebolo, foi de mesma ordem de grandeza que o publicado por outros autores. A forma de variação da taxa de aumento de amplitude com a velocidade da peça (fig. 6.32), na condição de instabilidade regenerativa da mesma, representou uma contribuição prestada por este trabalho.

7.2- Sugestões de continuidade

- a) Uma abordagem experimental mais ampla que incluisse as medidas dos parâmetros de rigidez de corte da peça e de desgaste do rebolo, além das delimitações das regiões de instabilidade da peça e do rebolo através das respectivas frequências de corte.
- b) Aplicação do método do espectro de regeneração para previsão das condições de instabilidade regenerativa do rebolo e verificações experimentais para comprovação das previsões, especialmente para a taxa de aumento de amplitude.
- c) Medida da variação dos parâmetros de rigidez, em especial a rigidez de contato, com o desenvolvimento do processo e comprovação da mudança de comportamento do sistema de estável para instável.
- d) Verificação experimental da influência das dimensões da peça na rigidez estática da máquina e em sua resposta complexa de frequência da receptância.
- e) Medida das diferenças de fase entre as ondulações da peça, do rebolo, e a força de corte, buscando a comprovação das equações desenvolvidas.
- f) Medida da influência do avanço transversal, e dos graus de recobrimento do rebolo e da peça e seu relacionamento com a estabilidade do processo de retificação cilíndrica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1- ANSOFF, H. I. ; PROVIDENCE, R. I. "Stability of Linear Oscilating Systems with Constant time Lag". Journal of Applied Mechanics. Trans. ASME. Vol. 71 (1949), pp. 158-164.
- 2- ARMAREGO, E. J. A. ; BROWN, R. H. The Machining of Metals. Prentice Hall. Englewood Cliffs. (1969).
- 3- BANEK, I. "Self - Excited Vibration in Grinding". Macnhine & Tooling. PERA. vol.46/6 (1975) pp.35-40.
- 4- BARTALUCCI, B. ; LISINI, G. ; VERARDI, M. "Contribution à L'Etude de L'Instabilité en Rectification". Annals of the CIRP. Vol. 16 (1968) pp. 387.397.
- 5- BAUMEISTER, T. ed. ; KALPAKJIAN, S. "Material Removal Processes and Equipment " Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers. Mc Graw Hill. New York. (1978) pp.13-48 - 13-73.
- 6- COLDING, B. ; KONIG, W. ; PAHLITZSCH, G. ; PEKELHARING, J. ; PETERS, J. ; "Recent Research and Development in Grinding". Annals of the CIRP. Vol. 21/2 (1972) PP. 157-166.
- 7- D'ANCONA, P. L. L. "Alcumi Cenni Sulle Varie Teorie Sulla Rettifica". Macchine /6 (1973) pp. 46-56.
- 8- DEACU, L. ; MULLER, W. ; ROWE, B. "Fremd und Selbsterregte Schwingungen bein Aufenrundeintechschleifen. Industrie Anzeiger. Vol. 51 (19/6/1973) pp. 1084-1087.
- 9- EISELE, F. ; SADOWY, M. "Rattern und Dynamische Steifigkeit von Werkzeugmaschinen " Der Maschinenmarkt. Vol. 43 (29/5/1956) pp. 1-16.
- 10- FERRARESI, D. "Fundamentos da Usinagem dos Metais". Ed. Blücher. São Paulo. (1970).
- 11- GARCIA - GARDEA, E. ; KAPOOR, S. G. ; WU, S. M. Analysis of Grinding Dynamics by Dynamic Data Systems Methodology". Int. J. Mach Tool Des. Res. Vol. 21/2 (1981) pp. 99-108
- 12- HAHN, R. S. "On the Theory of Regenerative Chatter in Precision - Grinding Opera - tion". J. Eng. Industry. Trans. ASME. Vol. 76 (1954) pp. 593-597.
- 13- HAHN, R. S. ; LINDSAY, R. P. "Principles of Grinding. Part II: The Metal Removal Parameter". Machinery. (1971/8) pp. 33-39.
- 14- HAHN, R. S. ; LINDSAY, R. P. "Principles of Grinding. Part III: The Metal Removal Parameter". Machinery. (1971/9) pp. 33-39.
- 15- INASAKI, I. ; TONOU, K. ; YONETSU, S. "Regenerative Chatter in Cylindrical Plunge Grinding". Bull. JSME. Vol. 20 (1977) pp. 1648-1654.

- 16- ISENSEE, V. "Beitrag zur Dynamischen Stabilität der Schleifprozesses". Tese de Doutorado. Braunschweig. (1977).
- 17- KOENIGSBERGER, F. ; TLUSTY, J. "Machine Tool Structures" Pergamon Press. Oxford . (1970).
- 18- KÖNIG, W. ; SCHREITMÜLLER, M. ; SPERLING, F. ; WERNER, G. ; YOUNIS, M. " A Survey of the Present State of High Speed Grinding". Annals of the CIRP. Vol. 19 (1971) pp. 275-283.
- 19- KÖNIG, W; MESSER, J. "Influence of the Composition and Structure of Steels on Grinding Process". Annals of the CIRP. Vol. 30/2 (1981) pp. 547-552
- 20- KUDINOV, V. A. ; GRISHIN, V. M. "Dynamic Frequency Characteristics of a Grinding Process" Machines & Tooling. Vol. 43/1 (1972) pp. 12-14
- 21- MICHELETTI, G. F. "Il Taglio dei Metalli". Vol. 1 Unione Tipografico - Editrice Torinese. Torino (1977)
- 22- NIKULKIN, B. I. ; ROGACHEV, V. M. "The Stability of High - Speed Grinding". Machines & Tooling. V. 48/12 (1977) pp. 39-41
- 23- OHNO, S. "Self - Excited Vibration in Cylindrical Grinding" (Part 1, Experimental Study). Bull. JSME. Vol. 13 (1970) pp. 616-622.
- 24- OHNO, S. "Self - Excited Vibration in Cylindrical Grinding" (Part 2, Theoretical Study). Bull. JSME. Vol. 13 (1970) pp. 623-630.
- 25- PAHLITZSCH, G. ; CUNTZE, E. O. "Reduction of Chatter Vibration During Cylindrical and Plunge Grinding Operation". Proc. 6 th MTDR Conf. (1965) pp. 507-523.
- 26- SÁLJÉ, E. ; PAHLITZCH, G. "Grinding Processes Considered as Feedback Control Systems". Annals of the CIRP. Vol. 27/1 (1978) pp. 205-210.
- 27- SHIOZAKI, S. ; FURUKAWA, Y. ; OGAWA, T. "Stability Analysis of Cylindrical Grinding under the Effect of Workpiece Shape". Bull. JSME. Vol. 20 (1977). pp. 1321-1328.
- 28- SNOEYS, R. WANG, I. C. "Analysis of the Static and Dynamic Stiffnesses of the Grinding Wheel Surface". Proc. 9 th MTDR Conf. (1968) Vol. 2 pp. 1133-1148.
- 29- SNOEYS, R. ; BROWN, D. "Dominating Parameters in Grinding Wheel - and Workpiece Regenerative Chatter". Proc. 10 th MTDR Conf. (1969) pp. 325-348.
- 30- SWEENEY, G. "Grinding Intability". Proc. 6 th MTDR Conf. (1965) pp. 557-580.
- 31- SRINIVASAN, K. "Application of the Regeneration Spectrum Method to Wheel Regenerative Chatter in Grinding". J. Eng. Industry. Trans. ASME. Vol. 104 (1982) pp. 46-54.
- 32- SEXTON, J. S. ; STONE, B. J. "The Development of an Ultrahard Abrasive Grinding Wheel wich Supresses Chetter". Annals of the CIRP. Vol. 30/1 (1981) pp. 215-218.
- 33- SOLLERO, P. "Contribuição ao Estudo da Estabilidade no Processo de Retificação Cilíndrica". Anais VI COBEM. (1981) pp. 291-313.
- 34- TLUSTY, J. ; ISMAIL, F. "Basic Non-Linearity in Machining Chatter". Annals of the CIRP. Vol. 30/1 (1981) pp. 299-304.
- 35- TLUSTY, J. "Analysis of the State of Research in Cutting Dynamics". Annals of the CIRP. Vol. 27/2 (1978) pp. 583-589.

- 36- WECK, M. "Werkzeugmaschinen, Band 4 : Meßtechnische Untersuchung und Beurteilung" . VDI - Verlag. Düsseldorf. (1978).
- 37- WECK, M. ; SCHIEFER, K. H. "Interaction of the Dynamic Behaviour between Machine Tool and Cutting Process for Grinding". Annals of the CIRP. Vol. 28/1 (1979) pp. 281-285.
- 38- YOUNIS, M. A. "Theoretische und Praktische Untersuchung des Ratterverhaltens beim Außenrundscheifen". Industrie-Anzeiger 94. Vol. 59 (18/7/1972) pp. 1461-1465.
- 39- BELLOWS, G. Low Stress Grinding. Machinability Data Center. Cincinnati. (1978).
- 40- SAINI, D. P.; WAGER, J. G.; BROWN, R. H. "Practical Significance of Contact Deflections in Grinding". Annals of the CIRP. Vol. 31 (1982) pp. 215-219
- 41- PANDIT, S. M.; SATHYANARAYANAN, G. "A Model for Surface Grinding Based on Abrasive Geometry and Elasticity". J. Eng. Industry. Trans. ASME Vol. 104 (1982) pp. 349-357.
- 42- HAHN, R. S.; LINDSAY, R. P. "Principles of Grinding. Part I: Basic Relationships in Precision Grinding". Machinery. (1971/7) pp. 55-62.
- 43- SHIOZAKI, S.; MIYASHITA, M.; FURUKAWA, Y. "Generation and Growing up Process of Self-Excited Chatter Vibration in Grinding". Bull. JSME. Vol. 13 (1970) pp. 1139-1150.
- 44- SHINNERS, S. M. "Modern Control System Theory and Application". 2nd ed. Addison-Wesley Reading. 1978.
- 45- SALJÉ, E.; DIETRICH, W. "Analysis of Self-Excited Vibrations in External Cylindrical Plunge Grinding". Annals of the CIRP. Vol. 31/1 (1982) pp. 255-258.
- 46- MERRIT, H. E. "Theory of Self-Excited Machine-Tool Chatter". J. Eng. Industry. Trans. ASME. Vol. 89 (1965) pp. 447-454.
- 47- TOBIAS, S. A. "Machine-Tool Vibration" . Blackie & Son. London, 1965.
- 48- BARTALUCCI, B.; LISINI, G. G. "Grinding Process Instability". J. Eng. Industry . Trans. ASME. Vol. 91 (1969) pp. 597-606.
- 49- SHIMIZU, T.; INASAKI, I.; YONETSU, S. "Studies on the Forced Vibration during Grinding". Bull. JSME. Vol. 20 (1977) pp. 475-482.
- 50- SRINIVASAN, K.; NACHTIGAL, C. L. "Analysis and Design of Machine-Tool Chatter Control Systems Using the Regeneration Spectrum". J. Dyn. Syst. Meas. Control . Trans. ASME. Vol. 100 (1978) pp. 191-200.
- 51- SAINI, D. P. "A New Model of Local Elastic Deflections in Grinding". J. Vibration, Acoustics, Stress and Reliability in Design. Trans. ASME. Vol. 106 (1984) pp.154-163.