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

Uma Contribuição a Otimização do Processo de Retificação Cilíndrica de Mergulho do Aço SAE 4340

Autor: **Wanderley Xavier Pereira**
Orientador: **Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz**

Curso: Engenharia Mecânica
Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2004
S.P. - Brasil

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

UNIDADE BC
Nº CHAMADA T/UNICAMP
V
TOMBO BC/ 61985
16.P.0026.05
C D
PREÇO 11,00
DATA 10/02/05
Nº CPD
Bib. d: 341463

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

P414c

Pereira, Wanderley Xavier
Uma contribuição a otimização do processo de retificação cilíndrica de mergulho do aço SAE 4340 / Wanderley Xavier Pereira.--Campinas, SP: [s.n.], 2004.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Usinagem. 2. Retificação e polimento. 3. Máquinas-ferramentas / Vibração. 4. Otimização matemática. I. Diniz, Wanderley Xavier. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

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

TESE DE DOUTORADO

Uma Contribuição a Otimização do Processo de Retificação Cilíndrica de Mergulho do Aço SAE 4340

Autor: Wanderley Xavier Pereira
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
FEM, UNICAMP

Prof. Dr. Eugênio José Zoqui
FEM, UNICAMP

Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
UNESP

Prof. Dr. Nivaldo Lemos Coppini
FEM, UNICAMP

Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva
UFU

Campinas, 27 de agosto de 2004

Agradecimentos

Quero manifestar meus sinceros agradecimentos ao meu orientador Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, pela oportunidade, ao empenho na valiosa orientação em todas as etapas deste trabalho, a sincera e agradável amizade, que juntos tornaram possível a realização desta obra.

Ao corpo docente do curso do curso de Pós-Graduação do DEF pelo incentivo exercido através da paixão do conhecimento e do prazer em ensinar.

Ao técnico Aristides do Laboratório de Usinagem do DEF, pelo auxílio e amizade durante os ensaios experimentais.

Aos funcionários das secretarias do DEF, pela prestatividade e amizade no suporte informativo e administrativo das necessidades decorridas durante o percurso de realização deste trabalho

À Capes, pelo auxílio financeiro.

À AGENA.- Na pessoa da Eng.:Márcia Rios – Pela cessão dos fluidos de corte.
À SAINT GOBAIN ABRASIVES – Pela cessão do rebolo.

Aos meus Pais Geraldo e Valdelina pela amor, educação, exemplo e esforço que propiciaram está realização.

À minha esposa Ana Cristina pelo apoio e incentivo.

À todos que, direta ou indiretamente, contribuíram com a concretização desta obra.

E principalmente, a DEUS, pelo dom da vida, da saúde, da inteligência, do conhecimento e da perseverança, que permitiram essa realização.

Dedicatória:

Dedico este trabalho aos meus pais, familiares, a minha querida esposa Ana Cristina aos amigos e a todos que felicitam com essa realização.

"A felicidade do homem está intimamente
ligada à sua disposição a luta"
Autor desconhecido

Resumo

PEREIRA,Wanderley Xavier, *Uma Contribuição a Otimização do Processo de Retificação Cilíndrica de Mergulho para o Aço SAE 4340*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 180 p. Tese (Doutorado).

Objetivou-se neste trabalho estudar a influência dos parâmetros de retificação, velocidade de avanço, sobremetal e tempo de ciclo, na qualidade superficial da peça (rugosidade e circularidade), como também o nível de deformação imposta ao conjunto máquina-peça-ferramenta. Este estudo se deu tanto para o ciclo de retificação com 3 fases (ciclo com 3 velocidades de avanços diferentes, analisando cada uma das fases em particular), como para o ciclo convencional (com apenas uma velocidade de avanço). Com isso foi possível também estabelecer um quadro comparativo entre eles ao longo da vida do rebolo.

Para este estudo diversos ensaios foram realizados retificando-se peças de aço ABNT 4340, com dureza de 55 HRc e rebolo ART FE 38A80K, utilizando uma retificadora CNC, em operação cilíndrica de mergulho. A resposta rugosidade foi medida através do parâmetro Ra ajustado com "*cut-off*" de 0,8 mm. A circularidade foi medida por meio de um relógio comparador milesimal acoplado a própria retificadora que também contava com um sistema de aquisição de sinais de vibração que auxiliou nas análises dos resultados, e por fim a deformação foi medida através do valor do diâmetro da peça (antes e depois da operação de correção) por meio de um micrômetro. Nos ensaios de vida da ferramenta foram retificadas 66 peças para cada condição experimental, sem proceder a dressagem.

Dos resultados obtidos neste trabalho as principais conclusões indicaram que: a) se pode reduzir o tempo de retificação em relação às condições indicados pelo fabricante e pela literatura

sem prejuízos à qualidade da peça. Isto é possível tanto para o ciclo convencional quanto para o ciclo de 3 fases; b) O ciclo convencional gerou peças de melhor qualidade quando comparado ao ciclo com três fases com o mesmo tempo de operação, porém, em ensaio de vida observou-se que, embora o ciclo convencional gerasse menor rugosidade no início de vida do rebolo, ao fim da vida os dois ciclos apresentaram rugosidade similares; c) No que tange à circularidade, os valores foram bem baixos tanto no início da vida quanto no fim; d) Por fim, observou-se para o ciclo de 3 fases que o valor do avanço da primeira fase é o maior responsável pela deterioração da ferramenta e, conseqüentemente, pelo atingimento do fim da vida do rebolo.

Abstract

PEREIRA,Wanderley Xavier, *A Contribution for Optimização of the process of plunge cylindrical grinding for the Steel SAE 4340*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 180 p. Tese (Doutorado)

The goal of work goal is study the influence of grinding parameters, feed velocities, stock removal and time of cycle, in the surface quality of the workpiece (surface roughness and roundness measurement), as well as the deformation level imposed to the system machine-workpiece-tool. This study was accomplished for both the grinding cycle with 3 phases (cycle with 3 feed velocities different, analyzing each one of the phases) and the conventional cycle (with just one feed velocity). With that it was also possible to establish a comparative scenery among them along the wheel life.

Aiming this goal several experiments were carried out grinding workpieces of ABNT 4340 steel, with hardness of 55 HRc and wheel ART FE 38A80K, using a CNC grinding machine, in plunge cylindrical grinding operation. The surface roughness was measured through the parameter Ra adjusted with cut-off of 0,8 mm. The roundness measurement was measured through a device installed on the machine tool that also had a vibration measurement system. The vibration signal aided the analyses of the results. Finally the deformation was measured through the value of the diameter of the workpiece (before and after the spark out operation) through a micrometer. In the tool life experiments 66 workpieces were ground in each experimental condition, without proceeding the dressing operation.

Based on the results obtained in this work, the main conclusions were: a) the time of the grinding cycle can be reduced in relation to the time obtained using the conditions indicated by the manufacturer and for the literature without damages to the quality of the piece in both cycles,

the conventional and the three stages cycles; b) the conventional cycle generated workpieces of better quality when compared to the cycle with three stages in the beginning of tool life but in the end of wheel life both cycles presented similar roughness; c) regarding the workpiece roundness measurement, the values were very low in the beginning of the life as well as in the end; d) Finally, it was observed for the cycle of 3 phases that the value of the feed velocities of the first phase is the largest responsible for the deterioration of the tool and, consequently, for reaching the end of the wheel end of life.

Key Words: optimization, grinding, cycles, quality

Sumário

Lista de Figuras....iv
Lista de Tabelas....vii
Nomenclatura....ix
1 Introdução....1
2 O Processo de Retificação....3
2.1 Parâmetros de Caracterização do Processo de Retificação....4
2.1.2 Diâmetro Equivalente (De)....4
2.1.3 Comprimento de Contato lc: 5
2.1.4 Espessura de Corte Equivalente (heq)....7
2.2 Características e Propriedades de Rebolos....8
2.3 Relação de Retificação (G) e Desgaste do Rebolo....13
2.4 Operações de Dressagem....16
2.4.1 Ferramentas de Dressagem....19
2.4.2 Cinemática de dressagem....19
2.5 Forças de Corte na Retificação....23
2.6 Danos Térmicos....32
2.6.1 Queima da Peça....33
2.6.2 Revenimento....34
2.6.3 Tensões Residuais....35
2.6.4 Trincas 36
2.7 Deformações nos Ciclos de Retificação 37
2.8 Qualidade e Defeitos Típicos da Peça 41

2.9 Ciclos de Retificação....43
2.9.1 Introdução....43
2.9.2 Ciclo com Três Avanços (quando se tem medição em processo) e Ciclo Normal com Centelhamento....44
2.9.3 Otimização do Ciclo de Retificação....45
2.9.4 Ciclo com Centelhamento Acelerado....48
2. 10 Sistemas de Monitoramento....50
2.10.1 Emissão Acústica....50
2.10.2 Monitoramento pelo Sinal de Vibração Vibração....52

3 Procedimento Experimental....53
3.1 Descrição da Montagem Experimental....53
3.2 Condições de Usinagem....56
3.2.1 Influência das Condições da Primeira etapa do ciclo de Retificação na Qualidade Geométrica da peça....57
3.2.2 Análise de um Ciclo de Retificação com duas Velocidades de Avanços....59
3.2.3 Análise de um Ciclo de Retificação com três Velocidades de Avanços....60
3.2.4 Análise da Influência da Redução no Tempo de Operação na Qualidade da Peça para o Ciclo com Três Avanços....63
3.2.5 Análise de Ciclos com duas Fases com Tempo de Ciclo Idêntico a um Ciclo de Três....64
3.2.6 Simulação da Interferência do Medidor Radial na qualidade da peça....68
3.2.7 Análise dos Ciclos Individuais para o Ciclo com 3 Fases....70
3.2.8 Análise da Vibração para Cada Fase Individualmente....71
3.2.9 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo com Três Fases....72
3.2.10 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo Convencional....73

4 Resultados e Discussões....75
4.1 Resultados Referentes ao Comportamento da Primeira Fase do Ciclo de Retificação na Qualidade Geométrica e Superficial da Peça....75
4.2 Resultados Referentes ao Ciclo de Retificação com duas Fases de Avanço....80

4.3 Análise dos Resultados Para o Ciclo com Três Fases de Avanços.....86
4.4 Análise dos Resultados da Redução do Tempo de Operação na Qualidade da Peça para o Ciclo com Três Fases.....93
4.5 Análise dos Resultados do Ciclo Convencional com Tempo de Ciclo Idêntico a um Ciclo de 3 Fases.....98
4.6 Análise dos Resultados para a Simulação da Influência do Medidor Radial na Qualidade da Peça.....106
4.7 Análise da Vibração nas Diversas Fases dos Ciclos.....110
4.8 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo com três Fases.....119
4.9 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo Convencional.....125

5 Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros.....132

Bibliografia.....135

Anexos.....143

Lista de Figuras

2.1 Diâmetro equivalente para diversas operações de retificação.....5
2.2 Representação esquemática da zona de corte.....6
2.3 Representação esquemática da espessura de corte equivalente.....8
2.4 Variação do desgaste do rebolo (G) x heq 14
2.5 Influência do tipo de fluido de corte na relação G 15
2.6 Mecanismos de desgaste do rebolo: A – desgaste por atrito, B – fratura do grão, C – fratura do aglomerante.....15
2.7 Parâmetros da dressagem do rebolo com ferramenta de ponta única.....20
2.8 Agressividade do rebolo (38 A 46 LVS) x Grau de recobrimento.....22
2.9 Agressividade do rebolo (38 A 80 LVS) x Grau de recobrimento.....22
2.10 : Resultados de Hahn.....25
2.11 Λw para materiais DTG.(Hahn,1971).....26
2.12 Comparação entre modelos de Hahn, Lichun e Malkin.....29
2.13 Comportamento da Relação ρ com Condições de Usinagem.....30
2.14 Tensão residual abaixo da superfície da peça 36
2.15 Modelo idealizado da retificação cilíndrica de mergulho.....38
2.16 Ilustração de sistemas com valores altos e baixos de.....40
2.17 Ilustração do equilíbrio de forças e deformação numa operação de mergulho.....41
2.18 Rugosidade média (Ra) versus volume específico de cavaco removido quase sem centelhamento.....100
2.19 Ciclo de Retificação de Mergulho.....44
2.20 a) Ciclo de retificação tradicional. b) Ciclo com três avanços.....45

2.21Representação do ciclo de retificação cilíndrica de mergulho....46
2.22 Influência de μ no tempo de retificação....47
2.23 Ciclo de retificação cilíndrica de mergulho com centelhamento acelerado....49

3.1 Esquema do processo de retificação cilíndrica de mergulho....55
3.2 Esquema do Sistema de Aquisição....55
3.3 Corpo de prova utilizado nos ensaios....56

4.1 Resposta estimada para interação f_l * S_0 na Circularidade....78
4.2 Efeito principal do f_l na Deformação....78
4.3 Resposta estimada para interação f_l * S_0 na Rugosidade....79
4.4 Efeitos principais para o Ciclo com duas fases....82
4.5 Resposta estimada para interação f_l * S_0 na deformação....83
4.6 Deformação diametral em função dos avanços....84
4.7 Comparação de circularidade entre o ciclo de 1 e 2 fases....85
4.8 Comparação de rugosidade entre o ciclo de 1 e 2 fases....85
4.9 Comparação de deformação entre o ciclo de 1 e 2 fases....86
4.10 Resposta estimada na rugosidade para o ciclo com 3 fases....90
4.11 Efeitos principais na deformação para o ciclo com 3 fases....91
4.12 Comparação dos valores circularidade entre o ciclo de 1, 2 e de 3 fases....91
4.13 Comparação dos valores de rugosidade entre o ciclo de 1, 2 e de 3 fases....92
4.14 Comparação dos resultados da deformação entre o ciclo de 1, 2 e 3 fases....92
4.15 Comparação do nível de rugosidade entre os ciclos....96
4.16 Redução do tempo para o ciclo de três fases....96
4.17 Comparação do nível de circularidade entre os ciclos....97
4.18 Efeitos principais no ciclo de 3 etapas com tempo reduzido....97
4.19 Resposta Estimada para a Rugosidade....98
4.20 Resultados para a circularidade média do ciclo convencional....100
4.21 Gráfico de rugosidade para o Ciclo Convencional da etapa 5....101
4.22 Comparativo de rugosidade entre o ciclo Convencional e o de 3 fases....102

4.23 Comparativo de circularidade entre o ciclo convencional e o de 3 fases.....102
4.24 Rugosidade comparativa entre o ciclo convencional e de 2 fases.....104
4.25 Rugosidade comparativa entre os ciclos convencional, de 3 e 2 fases.....105
4.26 Circularidade comparativa entre os ciclos convencional, de 3 e 2 fases.....106
4.27 Comparativo de rugosidade para os 3 tipos de ciclos.....109
4.28 Comparativo de circularidade entre os 3 tipos de ciclos estudados.....110
4.29 Comparativo entre o RMS da vibração da fase 3 c/ a rugosidade.....112
4.30 RMS médio da vibração para as condições experimentais.....112
4.31 Comportamento da vibração para a condição f_1+ f_2+ f_3+.....113
4.32 Comportamento da vibração para a condição f_1- f_2- f_3-.....114
4.33 RMS médio da vibração para as fases experimentadas.....117
4.34 Comparativo de rugosidade entre as fases isoladas e em conjunto.....117
4.35 Comportamento da vibração para a condição f_1- Tf_2- Tf_3- no ciclo convencional ..118
4.36 Comportamento da vibração para a condição f_1+ Tf_2+ Tf_{3+} no ciclo convencional.119
4.37 Tempo de operação de cada ensaio (condição ou tratamento).....121
4.38 Rugosidade para o início de vida em relação ao tempo de operação.....121
4.39 Rugosidade em função do volume de cavaco removido.....122
4.40 Rugosidade da peça após 35000 mm^3 de cavaco removido.....124
4.41 Circularidade no início e no fim de vida para as diversas condições testadas.....124
4.42 Comparação da rugosidade para o início de vida do rebolo em cada processo com as respectivas condições 126
4.43 Rugosidade em função do volume de cavaco removido para o ciclo para o ciclo convencional e para o ciclo de 3 fases.....128
4.44 Valores de circularidade para o ensaio de vida do ciclo convencional.....130
4.45 Valores de circularidade para ensaio de vida do ciclo de 3 fases.....130

Lista de Tabelas

2.1 Granulometria e aplicações..... 10

2.2 Ordem de dureza dos rebolos.....11

2.3 Expressões para o cálculo de Vol_b.... 24

3.1 Variáveis estudadas e seus níveis.....57

3.2 Matriz da experimentação com a ordem das três execuções aplicada a um dos tratamentos.....58

3.3 Variáveis estudadas e seus níveis.....59

3.4 Matriz da experimentação com a ordem das três execuções.....59

3.5 Variáveis estudadas e seus níveis.....61

3.6 Matriz da experimentação com a ordem das três execuções.....62

3.7 Variáveis estudadas e seus níveis.....63

3.8 Matriz da experimentação com a ordem das três execuções.....64

3.9 Variáveis estudadas e seus níveis no ciclo convencional.....65

3.10: matriz da experimentação para um ciclo com duas fases (fase 1 e centelhamento)...66

3.11 Variáveis para o ensaio do comportamento de f_2.....67

3.12 Matriz experimental com dois ciclos, em que o segundo é a média ponderada das fases 2 e 3.....67

3.13 Variáveis e seus respectivos níveis para o $Tf_3/2$.....68

3.14 Matriz da experimentação para $Tf_3/2$.....68

3.15 Matriz da experimentação $f_3/2$ com centelhamento.....69

3.16 Variáveis e seus respectivos níveis para análise de vibração.....70

3.17 Matriz da experimentação para o ensaio de análise de vibração.....70
3.18 Valores das variáveis para o ensaio de vibração de fases individuais.....72
3.19 Variáveis estudadas para o ensaio de vida do ciclo com 3 fases.....72
3.20 Matriz dos ensaios de vida para o ciclo com três fases.....72
3.21 Variáveis estudadas e seus níveis no ciclo convencional.....74
3.22 Matriz dos ensaios de vida para o ciclo com centelhamento.....74

4.1 Matriz dos ensaios de vida para o ciclo com centelhamento.....76
4.2 Estimativa dos efeitos da fase 1 para as respostas analisadas.....77
4.3 Matriz da experimentação e resultados obtidos p/ o ciclo de duas fases.....81

4.4 Estimativa dos efeitos para o ciclo de duas fases.....81
4.5 Matriz da experimentação e resultados obtidos para o ciclo com três fases.....88
4.6 Estimativa dos efeitos para o ciclo com três fases.....89
4.7 Matriz da experimentação p/ o ciclo de três fases com tempo reduzido.....94
4.8 Estimativa dos efeitos p/ o ciclo de três fases com tempo reduzido.....95
4.9 Matriz da experimentação com os resultados obtidos do ciclo convencional.....99
4.10 Matriz da experimentação para o ciclo de 2 fases $f_1 + f_2(f_2 = Tf_2+Tf_3)$.....103
4.11 Matriz experimental para o ciclo de 3 fases com $Tf_3/2$ e com Tf_3 normal.....107
4.12 Matriz da experimental para o ciclo convencional com $Tf_3/2$ e com Tf_3 normal.....108
4.13 Matriz da experimentação e os resultados obtidos.....111
4.14 Matriz da experimental e resultados obtidos para os ciclos individuais.....116
4.15 Matriz da experimentação do ensaio de vida para o ciclo de 3 fases.....120
4.16 Matriz dos ensaios de vida para o ciclo convencional c/ os resultados.....125

Nomenclatura

Letras Latinas

a – profundidade de penetração do rebolo	[mm]
$\mathbf{a_d}$ – profundidade de penetração do dressador	[mm]
$\mathbf{A_{sd}}$ – projeção da área do dressador em contato com o rebolo	[mm^2]
$\mathbf{A_s}$ – área real de contato entre os grãos abrasivos e a peça	[mm^2]
b – largura de atuação do rebolo	[mm]
$\mathbf{b_d}$ – largura de atuação do dressador	[mm]
$\mathbf{b_{dr}}$ – largura real de atuação do dressador	[mm]
$\mathbf{D_e}$ – diâmetro equivalente	[mm]
$\mathbf{D_s}$ – diâmetro do rebolo	[mm]
$\mathbf{D_w}$ – diâmetro da peça	[mm]
$\mathbf{F_c}$ – força de retificação	[N]
$\mathbf{F_n}$ – força normal de retificação	[N]
$\mathbf{f_t}$ – força tangencial de retificação	[N]
G – relação entre volume de material usinado e volume de rebolo desgastado	
$\mathbf{h_{eq}}$ – espessura de corte equivalente	[μm]
k – condutividade térmica	[W/m°C]
K – agressividade do rebolo	[mm^3/Ns]
$\mathbf{K_c}$ – rigidez da área de contato	[N/μm]
$\mathbf{K_m}$ – rigidez da máquina	[N/μm]
$\mathbf{l_c}$ – comprimento de contato entre peça e rebolo	[mm]

P - potência de corte	[kW]
$\mathbf{P_c}$ – pressão crítica de corte	[N/mm^2]
$\mathbf{r_p}$ – raio de ponta do dressador	[mm]
$\mathbf{R_a}$ – rugosidade média	[μm]
$\mathbf{S_d}$ – passo de dressagem	[mm]
t – tempo	[s]
u – energia específica de corte	[J/mm^3]
$\mathbf{u_{ch}}$ – energia específica de formação do cavaco na retificação	[J/mm^3]
$\mathbf{u_{pl}}$ – energia específica de deformação da peça	[J/mm^3]
$\mathbf{u_{sl}}$ – energia específica de atrito	[J/mm^3]
$\mathbf{U_d}$ – grau de recobrimento na dressagem	
$\mathbf{v_d}$ – velocidade de dressagem	[mm/min]
$\mathbf{v_f}$ – velocidade de avanço do rebolo	[mm/mi
$\mathbf{v_s}$ – velocidade periférica do rebolo	[m/s]
$\mathbf{v_w}$ – velocidade periférica da peça	[m/min]
$\mathbf{V_{eq}}$ – volume equivalente de cavacos	[mm^3]
$\mathbf{Z_w}$ – volume de material removido da peça	[mm^3]
$\mathbf{Z'_w}$ – volume de material removido da peça por unidade de largura do rebolo	[mm^3/mm]
$\mathbf{Z_s}$ – volume de desgaste do rebolo	[mm^3]
$\mathbf{W_t}$ – altura das ondulações deixadas no rebolo pelo dressador	[mm]
y – deflexão máxima da máquina	[μm]

Letras Gregas

μ - constante de rigidez do sistema máquina rebolo	
θ_m – temperatura máxima	[°C]
Λw - constante de proporcionalidade entre a força e a taxa de remoção de material	
τ - tempo despendido com as deformações elásticas	

Capítulo 1

Introdução

É inquestionável o importante papel que os processos de fabricação ocupam na qualidade e conforto na vida dos seres humanos. Nesse sentido, o conhecimento e a investigação dos parâmetros influentes na qualidade de cada processo tem sido buscado exaustivamente, com a finalidade de se atender às necessidades dos consumidores com processos cada vez mais dinâmicos, com menores custos e sem o detrimento da qualidade.

Dentre os principais processos de fabricação, o processo de retificação ocupa um espaço importante na manufatura de peças nas quais se tem exigências quanto ao acabamento e tolerâncias dimensionais. O processo de retificação é, na maioria das vezes, a última operação na confecção de uma peça, trazendo com isso tempo e custos agregados, tornando-se uma operação que requer domínio, qualidade e muita atenção.

Os processos de retificação podem ser classificados de diversas maneiras. Uma das principais é aquela que faz esta classificação de acordo com a superfície a ser usinada. Assim, tem-se, por exemplo: retificação plana (tangencial e frontal), retificação cilíndrica interna e externa. A retificação cilíndrica externa é dividida em retificação entre pontas (de mergulho e passagem) e sem centros. Este trabalho abordará o processo de retificação cilíndrica externa em uma operação de mergulho, em função da sua alta utilização nos mais variados segmentos industriais e por enxergar a possibilidade de se investigar e comparar os efeitos das variáveis, em cada ciclo desse processo. Assim, buscar satisfazer a necessidade de se conhecer mais detalhadamente a influência dos parâmetros desse processo, de tal forma a possibilitar a otimização do processo de retificação em uma operação de mergulho que é, muitas vezes, o gargalo em linhas de produção, é o principal objetivo deste trabalho. Para isto comparou-se o ciclo de retificação de mergulho usando três avanços e com tempo de centelhamento muito pequeno (somente o tempo necessário para uma volta da peça) e o ciclo de retificação convencional, em que se tem uma fase de avanço e uma fase de

centelhamento relativamente longa. Dentre as conclusões, as duas principais foram que o ciclo convencional gerou valores mais baixos de rugosidade quando comparado ao ciclo de 3 fases para o mesmo tempo de operação, e segundo, que se conseguiu reduzir o tempo de operação de ciclo em relação às condições indicadas pela literatura e fabricante em ambos ciclos, sem o detrimento da qualidade através do aumento do sobremetal e da velocidade de avanço nas fases iniciais do ciclo e com a adoção de condições mais "suaves" nas etapas finais do ciclo (somente o suficiente para corrigir os danos impostos pelas fases iniciais).

Este trabalho está dividido nos seguintes capítulos:

- Capítulo 1 : Introdução;

- Capítulo 2 : Processo de Retificação – neste capítulo descrevem-se os princípios básicos do processo, enfatizando-se a retificação cilíndrica de mergulho e os fatores que influenciam a qualidade da peça como também os principais sistemas de monitoramento que visão a otimização do processo

- Capítulo 3: Procedimentos Experimentais – neste capítulo são descritos os equipamentos e a metodologia utilizada nos ensaios;

- Capítulo 4: Resultados e Discussões – neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios e a discussão dos mesmos;

- Capítulo 5: Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros: - apresentam-se as conclusões dos resultados do capítulo 5 e propostas de temas correlacionados com o processo de retificação abordado neste trabalho .

Capítulo 2

Processo de Retificação

O processo de retificação é amplamente utilizado na indústria metal-mecânica devido a suas aplicações e peculiaridades, tais como a possibilidade de obtenção de peças com baixo nível de rugosidade e tolerâncias geométricas e dimensionais mais apertadas.

A retificação geralmente é a última operação de usinagem sofrida por uma peça, trazendo com isso custo e tempos agregados, elevando a necessidade de controle e cuidado durante esta operação.

Apesar do processo de retificação ser largamente utilizado na indústria, este ainda não é dominado como os outros processos de usinagem que possuem a geometria de corte definida (torneamento, fresamento etc.). Fatores como a multiplicidade das arestas de corte com sua geometria não uniforme, variações de profundidade de corte em cada grão, alta temperatura e esforços de corte que, se não controlados, produzem deformações plásticas (as quais são mais prováveis em peças de menores espessuras) dificultam o entendimento e a otimização desse processo (Oliveira e Purquério, 1989).

Vários pesquisadores buscam um melhor entendimento do comportamento das variáveis sobre a qualidade da peça e o tempo despendido na operação de retificação, que muitas vezes se torna gargalo em linhas de produção. Sendo assim, neste capítulo será apresentado um apanhado geral do que se conhece atualmente sobre os principais fenômenos envolvidos no processo de retificação e suas variáveis influentes.

A retificação é um processo de fabricação que utiliza partículas abrasivas de elevada dureza como elementos de corte (Malkin, 1989). Para vários pesquisadores desta área se trata de um processo muito complexo, pois apresenta muitas variáveis de influência e é muito sensível à pequenas alterações destas. Assim, o conhecimento dos parâmetros que possuem influência sobre os resultados finais da retificação, principalmente na qualidade da peça, têm sido amplamente estudado, visando uma melhor conjugação da qualidade com a redução de tempo e custo. Bianchi et al (1996) comentam que o bom desempenho do processo de retificação não pode ser obtido

alterando-se apenas uma variável do processo, mas uma combinação bem elaborada dos parâmetros, simultaneamente.

As informações atuais, como as definições destes parâmetros serão apresentadas e discutidas a seguir:

2.1 Parâmetros de Caracterização do Processo de Retificação

Alguns parâmetros foram criados com a finalidade de facilitar o entendimento de alguns fonômenos do processo de retificação como o desgaste do rebolo e as forças de usinagem que agem no processo. Segundo Hassui (2002) estes parâmetros baseiam-se muitas vezes na geometria do processo de retificação plana (portanto teóricos) e são muito úteis, pois o processo de retificação plana é de mais fácil compreensão do que a retificação cilíndrica. Neste sentido segue-se uma descrição de cada um destes parâmetros.

2.1.2 – Diâmetro Equivalente (De)

Parâmetro criado por Hahn (1971), representa uma comparação numérica entre a fração do comprimento do rebolo e da peça que estão em contato, ou seja, para rebolos e peças de diâmetros maiores e de valores próximos, o diâmetro equivalente (De) assume um valor alto, sendo que este valor é sempre maior para operação cilíndrica interna. Segundo Lindsay (1986), pode se entender que o diâmetro equivalente é aquele que o rebolo deve ter para proporcionar a mesma geometria de corte da operação plana tangencial

$$De = \frac{Ds}{1 \pm \frac{Ds}{Dw}} \text{ (mm)} \qquad \textbf{(1)}$$

em que Ds é o diâmetro do rebolo e Dw o da peça, ambos em mm.

Na equação 1 o sinal positivo refere-se à operação cilíndrica externa e o sinal negativo à operação cilíndrica interna, na qual o comprimento de contato rebolo-peça é maior. No caso de retificação plana, o diâmetro da peça, D_w, tem valor infinito e, assim, o diâmetro equivalente (De) é igual ao diâmetro do rebolo (Ds) (Malkin, 1989).

A figura 2.1 apresenta um exemplo do conceito de diâmetro equivalente. Trata-se portanto de um parâmetro que representa o grau com que a superfície do rebolo e a peça se adaptam, no caso da retificação plana. No caso da retificação cilíndrica, representa o diâmetro que o rebolo de uma operação plana tangencial deveria ter para proporcionar a mesma geometria de corte e comprimento de contato que uma retificação plana. Vale lembrar que (De) maiores elevam os esforços de corte, o que para sistemas não muito rígidos, principalmente em retificação cilíndrica interna, prejudicam o acabamento superficial da peça e a obtenção de tolerâncias apertadas, em função dos erros de forma e de posição.

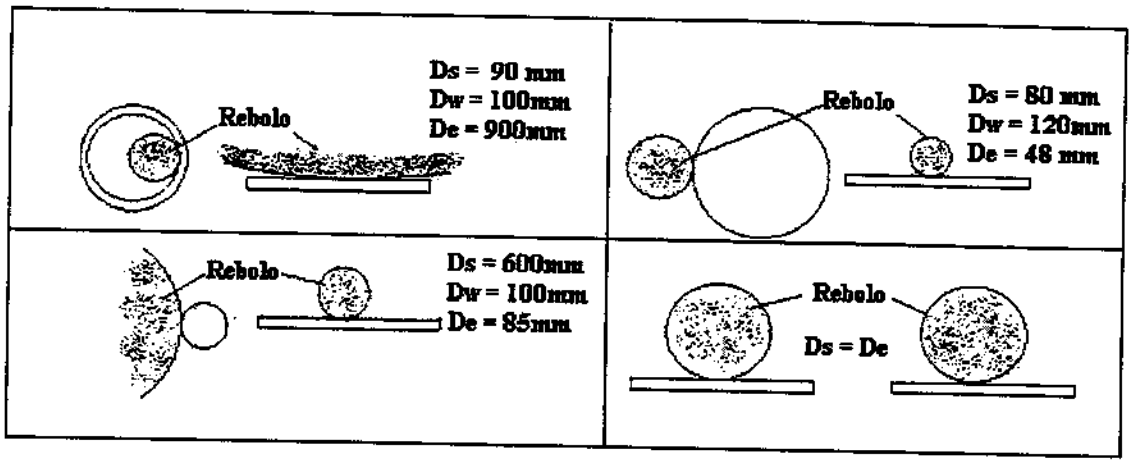


Figura 2.1: Diâmetro equivalente para diversas operações de retificação. (Hahn, 1971).

2.1.3 Comprimento de Contato lc:

Vries (1991) e Malkin (1989) definiram este parâmetro como uma aproximação do comprimento do arco de contato entre o rebolo e peça, o qual é função do diâmetro equivalente e da profundidade de corte (a), como pode ser percebido através da Figura 2.2. Esta figura apresenta uma retificação plana tangencial (diâmetro do rebolo = diâmetro equivalente). O arco formado entre A e B (real comprimento de contato) pode ser aproximado pela reta AB', pois:

$$sen\theta = lc/(De/2) \qquad \text{e} \qquad \theta = arcoAB/(De/2)$$

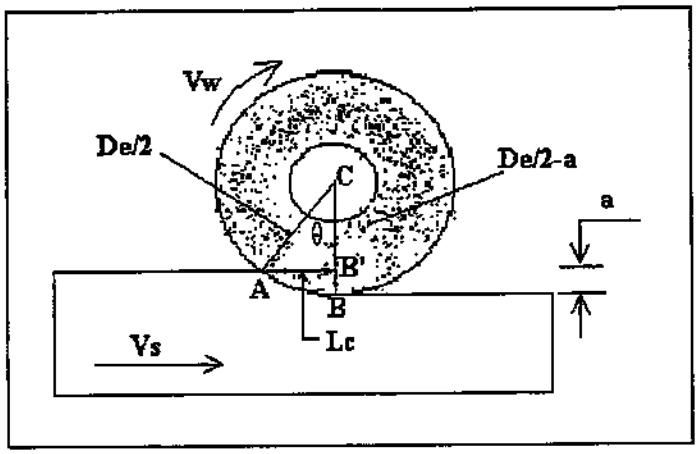


Figura 2.2: Representação esquemática da zona de corte.

Quando o ângulo é pequeno (menor que 5 graus), $\operatorname{sen}\theta \cong \theta$, portanto:

$$Lc/(De/2) = arcoAB/(De/2) \qquad \Rightarrow \qquad Lc = arcoAB$$

No triângulo AB'C tem-se: $AC = De/2$: $CB' = (De/2) - a$: $AB' = Lc$.

Finalmente, por Pitágoras, chega-se a:

$Lc = \sqrt{a.De + a^2}$ e desprezando a^2, tem-se que:

$$Lc = \sqrt{a.De} \tag{2}$$

Vários estudiosos do assunto como Gu & Wager (1990), Wager & Gu (1991), Zhou & Lutterwelt (1992), Zhang et alli (1992), Rowe et alli (1993) e Qi et alli (1994) ponderam que o comprimento geométrico de contato *Lc* sofre influências de fatores tais como deformações do sistema peça-ferramenta (em função da elevação dos esforços de corte), fluidos de corte (devido à influência no atrito), tipo de rebolo (que deve ser preferencialmente macio e poroso para *Lc* grande para permitir uma redução dos pontos de contato), ou rebolos superabrasivos (em virtude de gerarem menores temperaturas nas zonas de corte), etc.. Sendo assim estes pesquisadores consideram que o comprimento de contato seja a soma do comprimento geométrico *Lc* mais uma parcela relacionada aos fatores acima citados.

Uma das principais razões para que o parâmetro *Lc* seja amplamente explorado pelos pesquisadores, se deve ao fato que este é função da profundidade de corte (a) a qual, por sua vez, é

influencia a força de corte, a temperatura, o desgaste do rebolo, as deformações do sistema peça-ferramenta e, conseqüentemente, a qualidade da peça e a vida do rebolo. Todavia, quanto maior o comprimento de contato maior é a taxa de remoção de cavaco na unidade de tempo. Assim, a utilização de sistemas mais rígidos e ferramentas superabrasivas como os Nitreto de Boro Cúbico (CBN, cujas características serão apresentadas um pouco adiante) atualmente, indica ser o melhor compromisso entre tempo de produção e qualidade.

2.1.4 – Espessura de Corte Equivalente (heq)

Trata-se de um parâmetro muito importante, pois está relacionado com o mecanismo de desgaste da ferramenta e com a otimização das condições trabalho. Peters & Decneut (1975), citados por Vieira Jr (1992), criaram esse parâmetro a partir da compilação de diversos estudos feitos sobre o processo de retificação. Fisicamente pode-se entender tal parâmetro como a espessura da camada de material que é removida pelo rebolo, com velocidade periférica Vs, e cuja taxa de remoção específica equivale à taxa de material que é retirada da peça na unidade de tempo. De outra forma, trata-se da espessura que teria uma fita de cavaco caso fosse possível retirá-la na retificação, conforme pode ser visto na Figura 2.3. Este parâmetro pode ser aplicado a qualquer um dos diferentes tipos de processos de retificação, permitindo estabelecer comparações e transferências de resultados entre eles. Segundo Peters & Decneut (1975), este parâmetro pode ser definido pela seguinte expressão:

$$heq = f\frac{Vw}{Vs} \qquad (3)$$

Onde: Vs e Vw representam a velocidade periférica do rebolo e da peça respectivamente e (f) é o avanço por volta da peça, para uma retificação cilíndrica de mergulho.

Através da equação 3, nota-se que é muito interessante que a velocidade periférica do rebolo seja alta, a fim de diminuir heq e, conseqüentemente, a quantidade de material que cada grão remove, o que reduz os esforços de corte e o desgaste do rebolo. Outro fator favorável ao aumento da velocidade Vs é que este melhora a qualidade da peça e diminui o tempo de operação. Porém, as limitações das máquinas de retificação e das características dos rebolos são fatores a serem aprimorados para um alcance de velocidade do rebolo ainda mais satisfatório. O aumento da velocidade da peça, por sua vez, pode levar a um grande esforço radial provocado pelo aumento da secção de cavaco, o qual agirá sobre o grão, fazendo com ele se macrofrature ou penetre na massa

do aglomerante, podendo se soltar deste na próxima vez que tiver contato com a peça, diminuindo o desempenho do processo (Fiorillo, 1989).

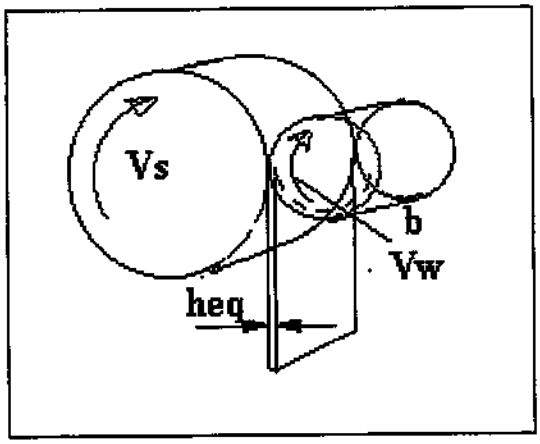


Figura 2.3: Representação esquemática da espessura de corte equivalente.

Segundo Vieira (1992) é consenso entre vários pesquisadores que parâmetros como rugosidade da peça, força de corte, desgaste da feramenta se mantém dentro dentro de uma mesma faixa de valores para um dado valor de h_{eq} e que para quaisquer valores de processo que se utilize, é possível prever os resultados de uma retificação (com avanço e velocidades compatíveis com operações de retificação plana), desde que se conheça o valor de h_{eq}.

2.2 Características e Propriedades de Rebolos

Rebolo é a denominação da ferramenta de corte utilizada no processo de retificação. Esta ferramenta é composta basicamente de grãos abrasivos de elevada dureza, que efetuam o corte propriamente dito, presos a um aglomerante de um material mais mole (Malkin, 1989).

A identificação dos rebolos é feita através de um código alfa-numérico normalizado (ANSI B74.13-1977 e ISO 525-1975E) e os elementos que caracterizam uma ferramenta abrasiva, isto é, os elementos que precisam ser especificados na seleção de um rebolo, segundo a norma DIN 69100, são:

- Natureza do abrasivo;
- Tamanho do grão;
- Dureza da ferramenta;
- Estrutura;
- Tipo de liga.

As características destes elementos são facilmente encontradas em literaturas como (Nussbaum, 1988, Shaw, 1996, Salmon, 1992, King & Hahn, 1986 e Vries, 1991) Desta forma segue-se somente um breve comentário sobre cada um destes elementos:

a) Natureza do Abrasivo:

Os principais materiais utilizados como grãos abrasivos são classificados em convencionais, como o óxido de alumínio (Al_2O_3) e o carbeto de silício (SiC), e em superabrasivos, tais como o diamante policristalino (PCD) e o CBN (Malkin, 1989). Shaw (1996) apresenta uma classificação baseada na dureza dos materiais. Enquanto os abrasivos convencionais situam-se numa faixa de dureza próxima a 2000 Knoop, os superabrasivos apresentam durezas superiores a 4500 Knoop.

Segundo Hutchings (2001) para um abrasivo conseguir usinar um metal, sua dureza deve ser, no mínimo, 1,2 vezes maior que a do metal a usinar. Um outro parâmetro importante é a fragilidade do grão abrasivo definida por Nussbaum (1988) como a facilidade do material do abrasivo em quebrar-se sob uma determinada força ou impacto do rebolo com a peça. Um grão de maior dureza tende a ser mais frágil pois geralmente possui menor resistência à fratura. Grãos abrasivos mais duros e mais frágeis são, geralmente, aplicados a operações de retificação de precisão.

Os abrasivos SiC e PCD não são adequados para a retificação de materiais ferrosos, devido à afinidade química com o ferro. Assim, o Al_2O_3 e o CBN são recomendados para a retificação de aço e ferro fundido, enquanto o SiC e o PCD são recomendados para a retificação de não ferrosos e não metálicos.

b) Tamanho do Grão Abrasivo:

Os grãos abrasivos são classificados segundo seu tamanho, utilizando peneiras com malhas de aberturas padronizadas, sendo que aberturas maiores que $^1/_4$ de polegada são medidas diretamente em polegadas e as de aberturas menores são dadas por meio de índices (mesh). Estes índices apresentam o número de aberturas por polegada linear. Os grãos abrasivos selecionados em uma amostra não possuem o mesmo tamanho. Assim, a classificação é feita em porcentagens retidas nas diferentes peneiras, que possuem índices distintos (Malkin, 1989).

Grãos abrasivos maiores (indicados por números menores) são normalmente utilizados para operações grosseiras, com alta remoção de cavaco e sem preocupação com o acabamento. Por outro lado, grãos mais finos (indicados por números maiores) são mais utilizados quando tolerâncias e acabamentos são importantes (King & Hahn, 1986).

A tabela 2.1 apresenta a classificação granulométrica dos grãos abrasivos com suas respectivas aplicações, no que se refere à condições de usinagem.

Tabela 2.1: Granulometria e aplicações. Fiorillo (1989).

Mesh	Classificação	Aplicações
8 a 12	Muito grossa	Desbaste
14 a 24	Grossa	Desbaste
30 a 60	Média	Semi-acabamento
70 a 120	Fina	Acabamento
150 a 240	Muito fina	Acabamento

c) Dureza da Ferramenta:

A dureza de uma ferramenta abrasiva representa a resistência oposta ao arrancamento dos grãos. Esta capacidade de retenção dos grãos abrasivos depende de fatores como o tipo de ligante, tamanho dos grãos e dos vazios e do volume de ligante usado na fabricação do rebolo Stemmer (1992). A força de coesão entre os grãos e o aglomerante deve ser suficiente para que as partículas abrasivas, enquanto com arestas vivas, possam remover material da peça. Porém, esta força deve ser insuficiente para reter grãos desgastados e arredondados.

A dureza dos rebolos é representada, qualitativamente, por letras que vão de *A* (rebolos moles) a *Z* (rebolos duros). Na prática, utilizam-se mais constantemente, rebolos com durezas intermediárias. Para a ABNT, a dureza dos rebolos é classificada em ordem crescente por letras que vão de E aV, como apresenta a tabela 2.2.

Tabela 2.2: Ordem de dureza dos rebolos

Classificação	Dureza
E - F - G	muito mole
H - I - J - K	moles
L - M - N - O	médios
P - Q - R	duros
S - T - U - V	Muito duros

Malkin (1989) estabeleceu uma relação entre o volume percentual dos poros e o índice que indica a dureza do rebolo. Rebolos com menor porosidade possuem uma dureza maior, já que os grãos abrasivos estão mais envolvidos pelo aglomerante. Já Jackson & Mills (2000) comentam que

se houver grande quantidade de aglomerante, mas com coesão baixa, o rebolo será considerado mole pois os grãos vão se desprender com maior facilidade.

A liberação destes grãos deve expor novos grãos de arestas vivas para a continuação do processo de retificação. O rebolo é denominado duro quando este retém fortemente os grãos abrasivos e em caso contrário tem-se rebolo de liga macia. A dureza ideal é aquela na qual os grãos gastos e arredondados são arrancados, de modo que o rebolo se reafia por si, garantindo um maior intervalo entre operações subsequentes de dressagem. Rebolos mais moles tendem a sofrer auto-afiação (remoção dos grãos desgastados e o surgimento de novos grãos) que, por sua vez, dificultam a manutenção das dimensões (King & Hahn, 1986).

Rebolos de maior dureza devem ser escolhidos para a retificação de materiais mais macios e quebradiços, para pequenas áreas de contato, em função das maiores pressões, para baixas velocidades periféricas do rebolo e quando o estado da retificadora não propicia boa rigidez. Os rebolos de baixa dureza são mais adequados para materiais mais duros, que não podem sofrer danos térmicos, para áreas de contato grandes e para maiores velocidades periféricas do rebolo (Ault (1986), e Stemmer (1992).

c) Estrutura:

Indica a concentração volumétrica de grãos abrasivos no rebolo, ou de outra forma, refere-se ao espaçamento entre os grãos presos no relobo.

A estrutura é dada por números, indicando 0,1, 2 e 3, uma estrutura fechada; 4, 5 e 6 uma estrutura média e 7 a 12, uma estrutura aberta. Uma estrutura fechada determina um aumento no número de arestas cortantes na periferia do rebolo. Rebolos de estrutura aberta possuem mais espaços para o alojamento do cavaco e tem maior durabilidade. Malkin (1989) apresentou uma relação empírica entre a porcentagem em volume dos grãos abrasivos e o índice utilizado por fabricantes de rebolos, em que, cada incremento de 1 unidade no índice de estrutura corresponde a uma redução de 2% na quantidade de abrasivos.

Um rebolo de estrutura fechada deve ser escolhido para materiais mais duros e quebradiços (de cavacos curtos), para operações de maior precisão, tanto na forma como na rugosidade, para áreas de contato pequenas. Já um rebolo de estrutura mais aberta deve ser selecionado para materiais mais macios e dúcteis (cavacos maiores), por possuírem maiores espaços entre os grãos, para operações de desbaste (maiores profundidades de corte implicam numa maior área de contato) e operações em que não se exige tolerâncias e rugosidades menores (Stemmer, 1992).

Segundo King & Hahn (1986), a estrutura deve ser suficientemente aberta para permitir a retirada do cavaco e a entrada do fluido de corte na região de corte e suficientemente fechada para gerar um mínimo de partículas abrasivas na realizaçao do corte.

d) Tipos de Liga:

A liga ou aglomerante é um componente do rebolo que possui a função de unir os grãos abrasivos entre si. Os materiais da liga devem ser fortes o suficiente para resistirem às forças de retificação, às temperaturas do processo, às forças centrífugas (sem se desintegrarem) e também aos ataques químicos provenientes do fluido de corte (Malkin, 1989). A força necessária para a remoção de um grão é função crescente da quantidade de liga em um rebolo (Shaw, 1996). Os esforços de corte podem fraturar o grão abrasivo ou arrancá-lo por completo do rebolo, fraturando o aglomerante. A localização da fratura vai definir o tipo de desgaste sofrido pelo rebolo (Salmon, 1992). Jackson & Mills (2000) complementam que a escolha do aglomerante deve considerar o tipo e tamanho do rebolo, as condições de manufatura, a vida do rebolo e os custos associados aos aglomerantes mais elaborados.

Os aglomerantes podem ser divididos basicamente em vitrificados, orgânicos e metálicos:

- A ligas vitrificadas (V) são as mais comuns para retificação de precisão. Sua rigidez facilita a manutenção do perfil do rebolo, permitindo trabalhos com maior precisão, porém não resistem a grandes impactos e pressões. Possuem alta estabilidade frente aos ácidos, água, fluidos de corte, óleo e gases. Historicamente, a velocidade periférica máxima do rebolo com liga vitrificada, era de aproximadamente 33 m/s em função da sua limitada resistência à tração. No entanto, com o auxílio de reforços é possível checar-se a 80-90 m/s (Malkin, 1989). Jackson & Mills (2000) estudaram o desempenho de rebolos com aglomerantes vitrificados e afirmam que dois fatores são importantes ao considerar esse tipo de aglomerante: a expansão térmica e a estabilidade química em relação aos fluidos de corte. Quanto à dilatação térmica, é bom que aglomerante e abrasivos tenham comportamentos semelhantes, a fim de evitar tensões induzidas pelo próprio processo de retificação. Em relação à estabilidade química, esta deve ser a mais alta possível, para minimizar a perda excessiva dos grãos do material aglomerante e, conseqüentemente, levando a um desgaste prematuro do rebolo.

- Os aglomerantes orgânicos que incluem os resinóides (B), borrachas (R) e goma-laca (E), apresentam como principais características uma maior elasticidade (resiliência), maior

resistência, maior capacidade de suportar impactos, menor resistência a altas temperaturas e menor resistência a ataques químicos, quando comparados aos vitrificados. As ligas resinóides podem operar até 100 m/s dependendo da construção do rebolo. É mais comum entre rebolos superabrasivos, principalmente com abrasivos de diamantes para a retificação de metais duros e com CBN para retificação de aços endurecidos. Utilizada, preferencialmente, para desbaste pesado, cortes e operações que exijam alto nível de acabamento.

- Os aglomerantes metálicos (M) são mais resistentes ao calor que os orgânicos e mais resistentes ao impacto que os vitrificados. Para Ault (1986), estes aglomerantes são utilizados basicamente com superabrasivos, como na fabricação de rebolos de diamante para retificação de cerâmica. São usados também com coríndon e diamantes, na confecção de rebolos condutores para a retificação eletrolítica (Stemmer, 1992).

2.3 Relação de Retificação (G) e Desgaste do Rebolo

As transformações topográficas que o rebolo sofre ao longo da operação, devido ao desgaste podem provocar mudanças nos níveis de qualidade da peça, sendo que este desgaste pode assumir tal dimensão que seja necessário a dressagem do rebolo (operação utilizada para recuperação das arestas afiadas e da integridade geométrica do rebolo).

Hahn (1971), definiu um parâmetro para expressar a relação entre o volume de rebolo desgastado e o volume de material removido, denominada relação de retificação (G), que de outra forma, expressa o rendimento do rebolo, que é dado por:

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \tag{4}$$

Onde: Z_w = volume de material removido

Z_s = volume de rebolo desgastado

Para Shaw (1996) uma maneira de se medir o volume desgastado do rebolo é acompanhar a redução diametral do mesmo.

Oliveira (1989) relacionou o desgaste do rebolo com a espessura de corte equivalente e, observou que essas grandezas são inversamente proporcionais, conforme pode-se verificar na figura 2.4. Assim, concluiu que trabalhar com h_{eq} pequeno economiza rebolo, mas implica, muitas vezes,

em diminuir a produção, uma vez que deve ser diminuído o produto entre o avanço (a) e a velocidade da mesa ou da peça (V_w) ou aumentar a velocidade de corte do rebolo (Vs) mantendo-se o produto entre (a) e (V_w). Neste caso o h_{eq} é pequeno, mas a produção pode ser mantida.

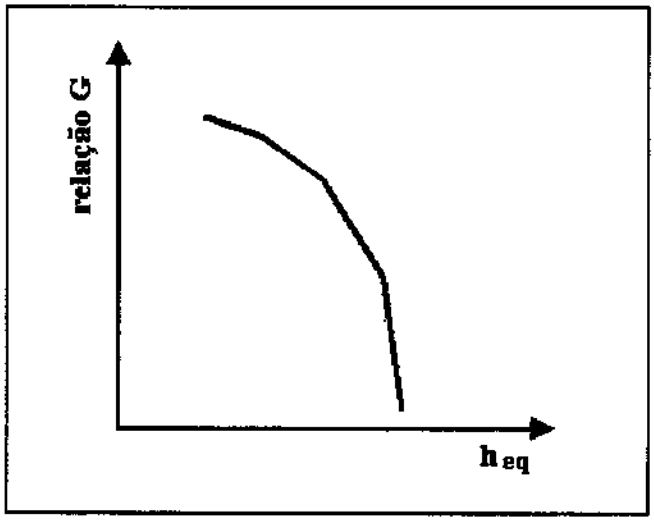


Figura 2.4: Variação do desgaste do rebolo (G) x heq (Oliveira, 1989)

Segundo Carius (1989), citado por Webster (1995), na maioria dos casos, o desgaste do rebolo é reduzido utilizando-se óleo integral como fluido de corte, como pode se verificar na figura 2.5, a qual apresenta os valores de relação G obtidos para diferentes tipos de fluidos de corte. Embora os óleos solúveis apresentem maior capacidade de remoção de calor que os óleos integrais (Ye & Perace, 1984; Howes,1990) estes últimos apresentam melhor desempenho na retificação com baixa profundidade de corte (Webster, 1995). A sua maior capacidade lubrificante, quando comparada com óleos solúveis, leva a menores valores de energia específica de retificação e minimização do desgaste do grão. Para Silva (2000), este fato pode permitir que, através da utilização dos óleos integrais, haja uma maior redução na energia de retificação do que aquela gerada pelos óleos solúveis, quando da retificação em *creep-feed*.

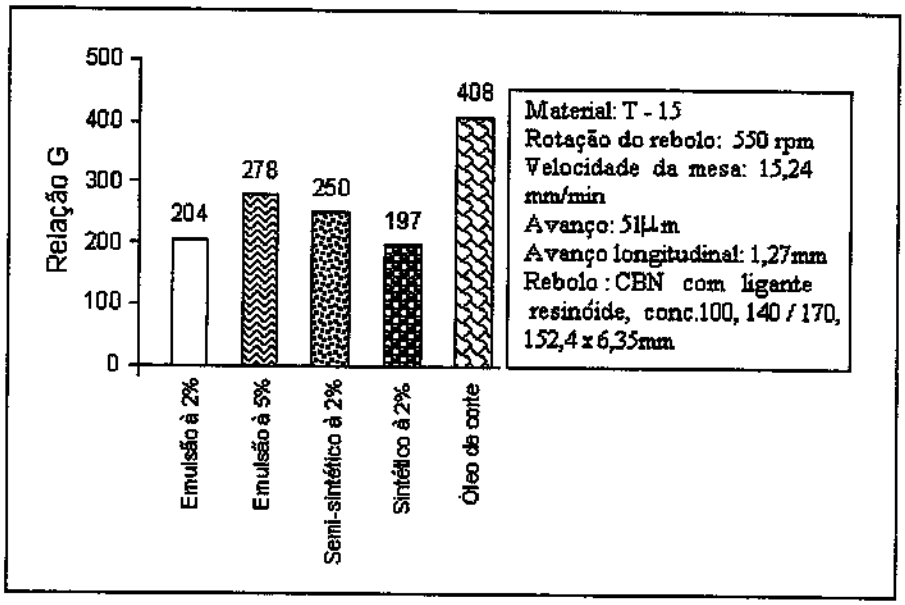


Figura 2.5: Influência do tipo de fluido de corte na relação G (adaptado de Cariuos, 1989)

Para Shaw (1996), três são os principais mecanismos de desgaste do rebolo: desgaste por atrito, fratura do grão e fratura do aglomerante, como apresenta a figura 2.6.

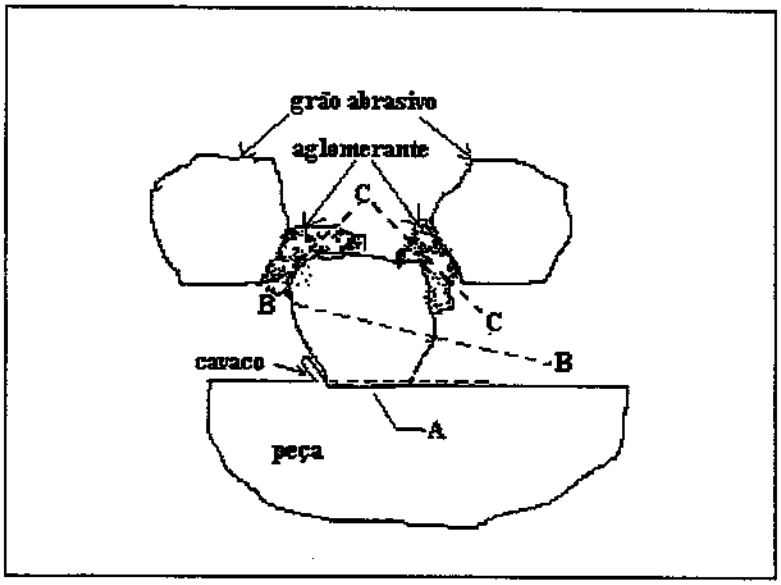


Figura 2.6: Mecanismos de desgaste do rebolo: A – desgaste por atrito, B – fratura do grão, C – fratura do aglomerante.(adaptado de Shaw,1996)

O desgaste tipo A ocorre devido ao atrito entre o grão abrasivo e o material da peça usinada. Dos três mecanismos de desgaste, este é o que apresenta menor contribuição para a perda volumétrica e está diretamente relacionado com a dureza do grão abrasivo. Embora este mecanismo

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

seja o menor contribuinte na perda volumétrica, é considerado o mais importante da definição do fim da vida do rebolo, pois se caracteriza pela perda de afiação, exercendo grande influência nos esforços de corte, vibração, na temperatura do processo e na qualidade e integridade superficial da peça que está sendo usinada (Malkin, 1989).

A fratura do grão (B) abrasivo está relacionada com a fragilidade do mesmo. A fratura também é incentivada pela fragilização dos grãos abrasivos quando se retificam materiais com os quais este apresente afinidade química (Malkin, 1989).

A fratura do material aglomerante (C) é função do desgaste, ou seja, quando se utilizam rebolos moles, é o mecanismo que apresenta maior contribuição percentual na perda volumétrica de material desgastado do rebolo.

O material aglomerante atrita-se com os cavacos, quando esses são longos. Este atrito gera uma perda progressiva do aglomerante favorecendo a liberação do grão abrasivo do aglomerante. Para Oliveira (1992), o desgaste do ligante está intimamente relacionado com a geometria do cavaco gerado, de maneira que, variando as condições de retificação pode-se variar a geometria média dos cavacos, prolongando a permanência do grão abrasivo ou acelerando sua liberação. Uma diminuição do volume do material aglomerante também pode ocorrer quando há ataque químico dos fluidos de corte. Este tipo de desgaste pode provocar erros de forma em operações de mergulho, aumento da rugosidade da peça em operações de passagem e variações significativas na peça.

Chen et al (1998) comentam que o desgaste ocorre em 3 estágios: desgaste primário rápido, desgaste secundário constante e um desgaste terciário mais rápido que os outros dois. O desgaste primário é aquele relacionado com a remoção de um camada superficial através da dressagem, a qual, segundo os autores, gera trincas nos grãos. O desgaste secundário é devido ao atrito, também mencionado por Malkin (1989). E finalmente o desgaste terciário é aquele referente ao despreendimento dos grãos abrasivos.

2.4 Operações de Dressagem

O desgaste sofrido pelos rebolos durante seu uso pode provocar alterações significativas em suas características topográficas, como também perda da agressividade podendo influenciar, de forma negativa, o resultado final de uma operação de retificação. Dessa forma, tem-se a necessidade de preparar o rebolo, através da operação de dressagem, a qual é utilizada tanto na primeira montagem do rebolo, para garantir sua topografia inicial, como para reestabelecer sua agressividade e topografia, alteradas com o tempo de uso, de forma que este possa ser novamente utilizado gerando resultados semelhantes. Segundo King & Hahn (1986), as operações de retificação de

precisão (tolerâncias apertadas e melhores acabamentos) exigem um controle cuidadoso da geometria e do acabamento da superfície do rebolo.

Para Oliveira e Purquério (1989) a operação de dressagem (também conhecida como dressamento, afiação ou retificação do rebolo) é a preparação do rebolo através da usinagem da face de trabalho com uma ferramenta (dressador), a qual possui três finalidades principais

- a obtenção de concentricidade da face de trabalho com o eixo da rotação;

- o perfilamento da face de trabalho (reestabelecimento da forma);

- renovação das arestas cortantes dos grãos abrasivos gastos para melhorar a capacidade de remoção de material.

Bianchi (1992) estudou a ação de cavacos longos nos rebolos e demonstrou que estes podem desgastar o aglomerante, facilitando o despreendimento dos grãos abrasivos ou ainda que pode empastar ou desgastar o rebolo. Em ambos os casos uma operação de dressagem faz-se necessária.

O momento de dressagem ou avivamento da ferramenta abrasiva indica o fim de vida da face de trabalho do rebolo. Neste ponto os grãos abrasivos estão consideravelmente gastos e o rebolo já não retira o material de forma adequada. Segundo Oliveira et al (1992) a dressagem deve ser feita o mais próximo possível deste instante, pois:

- se a dressagem ou avivamento forem feitos após o ponto de reafiação poderão ser produzidas peças com queima superficial, trincas ou rugosidade fora da especificação;

- se a dressagem ou avivamento forem feitas antes do ponto de reafiação, haverá perda de tempo e de rebolo, pois o rebolo ainda pode produzir peças dentro da qualidade especificada.

Bianchi (1990), relacionou alguns critérios utilizados no processo de retificação para definir o fim de vida de rebolos, a saber:

- Integridade superficial da peça – a temperatura no contato rebolo-peça cresce com a perda da agressividade (perda de afiação). Tal acréscimo de temperatura pode provocar transformações da estrutura do material da peça, o aparecimento de queimas ou trincas na superfície da peça ou até a elevação nas tensões residuais;

- Erros de forma - o aumento da temperatura no contato rebolo-peça, associada à falta de homogeneidade do material e rigidez não uniforme do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo resultam em variações na profundidade de corte que levam aos erros de forma. Os erros de forma também podem ocorrer, nas operações de mergulho, devido ao desgaste volumétrico do rebolo. Estes ocorrem de forma mais acentuada nos cantos do rebolo e em pequenos raios de curvatura;

- Vibrações – a vibração do sistema peça-dispositivo está relacionada com fenômenos de auto-excitação que ocorrem principalmente quando a força de retificação aumenta. O rebolo girando a altas rotações e sofrendo desgaste diferenciado ao longo de seu perímetro devido à falhas de fabricação, provoca também variações da força de corte ao longo de uma vida do rebolo. Tais variações dinâmicas excitam o sistema que começa a vibrar. A vibração pode chegar a tais níveis que inviabiliza a continuidade da operação, sendo necessária uma nova dressagem;

- Acabamento superficial da peça - em operações de mergulho a perda de agressividade, que leva ao acréscimo de temperatura, provoca um maior fluxo lateral do material durante a passagem do grão abrasivo. Este fenômeno gera um crescimento da rugosidade da peça. Nas operações de passagem, como é caso da retificação sem centros de passagem, o desgaste volumétrico do rebolo provoca mudanças na geometria da área de trabalho, que faz com que a rugosidade aumente;

- Erros dimensionais – a dressagem pode ser feita como uma forma de se ter um referenciamento da superfície de corte do rebolo. Isto é muito comum em retificadoras CNC, nas quais o conhecimento preciso da posição da superfície de corte é necessário;

- Forças elevadas no fim da vida – apesar de não ser uma grandeza normalmente utilizada como critério de fim de vida de um rebolo, a força de retificação é a causadora de diversos problema que levam à dressagem do rebolo. Quando as máquinas são equipadas com sistemas de monitoramento da potência eles podem ser utilizados para determinar o momento de dressagem do rebolo. Os acréscimos de força chegam a ser tão significativos que a energia necessária para a operação pode ultrapassar a disponível na máquina.

2.4.1 Ferramentas de Dressagem

Segundo Oliveira e Purquerio (1989), as ferramentas de dressagem são classificadas em dois grupos, segundo seu princípio de atuação cinemática: dressadores estáticos (só possuem movimento de avanço) e dressadores rotativos (possuem também movimento de rotação). No grupo dos dressadores estáticos, há dois tipos de ferramenta: as de ponta única e as conglomeradas. O dressador de ponta única é constituído de um suporte rígido para evitar vibrações, tendo um único diamante fixado na extremidade, podendo ser este bruto (para produção de perfis retilíneos) ou lapidado (para obtenção de perfis complexos). Nos conglomerados, diversos diamantes são posicionados em uma liga metálica e, de acordo com a configuração diamante/liga, têm-se alguns tipos característicos, por exemplo: bastão dressador, fliese, etc. Já para o grupo dos rotativos destaca-se o rolo dressador, que é fabricado em aço sinterizado ou diamantado e o rebolo dressador o qual é composto de um disco de liga metálica impregnada com diamantes, sendo principalmente utilizado para perfilamento de rebolos.

2.4.2 Cinemática de dressagem

O mecanismo cinemático da operação de dressagem consiste em deslocar o dressador (tomando como exemplo o dressador de ponta única) transversalmente ao rebolo, enquanto este perfaz seu movimento de rotação.

A figura 2.7 demonstra os principais parâmetros desta operação. A penetração do dressador a uma determinada profundidade de dressagem (a_d), implica numa largura de atuação de dressagem (b_d), cujo valor pode ser determinado, segundo Oliveira et all (1992), medindo-se a ponta do dressador com um projetor de perfis.

Assim, ao deslocar-se o dressador com determinado passo de dressagem (S_d) o rebolo será dressado removendo-se grãos abrasivos equivalentes à área de dressagem (A_{sd}). A largura real de atuação (b_{dr}) do dressador é determinada por:

$$b_{dr} = \sqrt{2r_p.ad} + ad \qquad \textbf{(6)}$$

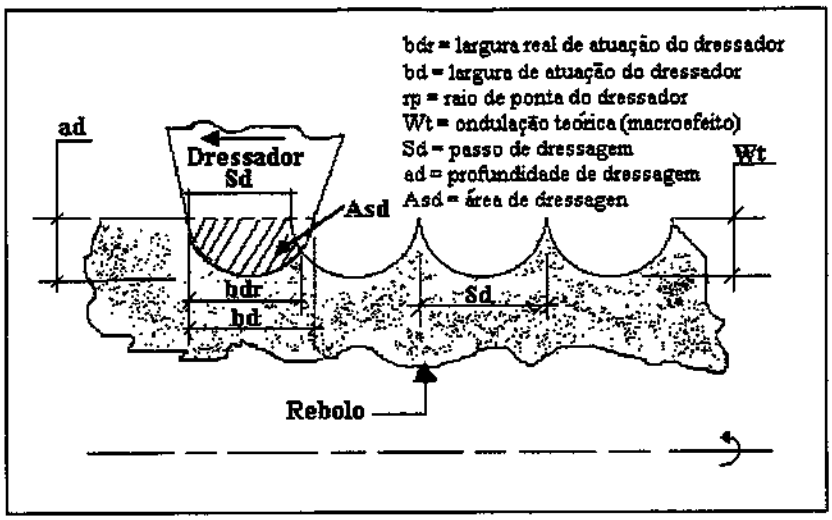


Figura 2.7: Parâmetros da dressagem do rebolo com ferramenta de ponta única. (Oliveira et all, 1988)

A operação de dressagem gera o corte e a quebra dos grãos abrasivos pelo dressador e também produz a formação de uma espécie rosca (marcas de avanço) na superfície do rebolo por onde o dressador percorre.

Como resultado surgem dois efeitos da dressagem que são classificados (Oliveira et all, 1992) por:

- Macroefeito: a sua formação depende do formato do dressador, da sua profundidade de penetração e do passo de dressagem. Este fenômeno determina a posição em que as arestas dos grãos abrasivos estão localizadas na superfície do rebolo. Pode-se dizer também que o macroefeito é a "rosca" que os dressador produz na superfície do rebolo.

- Microefeito: é formado pelo arrancamento dos grãos desgastados e fratura dos grãos que não se desgastam por completo, gerando novas arestas de corte. O grau de afiação das arestas depende das condições de dressagem e da friabilidade do grão abrasivo (capacidade de formar arestas cortantes quando fraturado). O fenômeno do microefeito está relacionado com o tipo de aresta que é formada nos grãos abrasivos durante a operação de dressagem, podendo tornar o rebolo mais agressivo ou não.

Em dressagens mais grossas, ou seja, naquelas em que a profundidade (a_d) e passo de dressagem (S_d) são altos, surgem simultaneamente os dois efeitos, levando a uma superfície duplamente agressiva (maior capacidade de remoção de material). Já para dressagens mais finas, o

macro efeito não atua e o micro é atenuado, em função da remoção ou fraturas das pequenas partículas, que geram uma superfície menos agressiva.

Em rebolos de grãos maiores, a dressagem grosseira conduz a um microefeito agressivo, porém o tamanho grande do grão abrasivo atenua o macroefeito, que seria obtido em dressagensde rebolos com grãos menores nestas condições. Para rebolos de granulometria fina, o microefeito será pouco agressivo e uma dressagem mais grosseira conduziria a um macroefeito mais influente.

O macroefeito pode ser representado pelas ondulações (W_t) formadas na superfície do rebolo, que podem ser determinadas teoricamente, segundo Oliveira et all (1992), pela equação:

$$Wt = \frac{Sd^2}{8r_p} \tag{7}$$

Conclui-se portanto que as ondulações (e, conseqüentemente, o macroefeito) são proporcionais ao quadrado do passo de dressagem, inversamente proporcionais ao raio de ponta do dressador e não dependem da profundidade do dressador (desde que S_d seja menor que b_d).

As condições de dressagem podem ser caracterizadas por um parâmetro denominado grau de recobrimento, o qual foi definido por Konig & Kegg (1983). Este parâmetro considera a geometria da ponta do dressador como sendo a relação entre a largura de atuação do dressador (b_d) e o passo de dressagem (S_d), conforme a expressão:

$$Ud = {}^{b_d}\!/_{S_d} \tag{8}$$

Um grau de recobrimento grande representa uma dressagem fina e um grau de recobrimento pequeno uma dressagem grosseira.

Com o objetivo de verificar qual a variação de desempenho que se pode ter em um rebolo pela modificação dos parâmetros de dressagem, Oliveira & Purquerio (1989) apresentaram, entre outros, resultados do comportamento da agressividade para diversas condições de Ud, conforme pode ser observado nas Figuras 2.8 e 2.9. Dos resultados obtidos três aspectos básicos podem ser observados: o aumento da agressividade com a diminuição do grau de recobrimento, o ponto máximo da agressividade no grau de recobrimento igual a um e o espalhamento das curvas quando Ud = 1. Estes resultados estão de acordo com o que se descreveu anteriormente: para graus de recobrimentos menores e profundidades de dressagem maiores, o caráter agressivo do microefeito é somado ao macroefeito resultando numa superagressividade do rebolo.

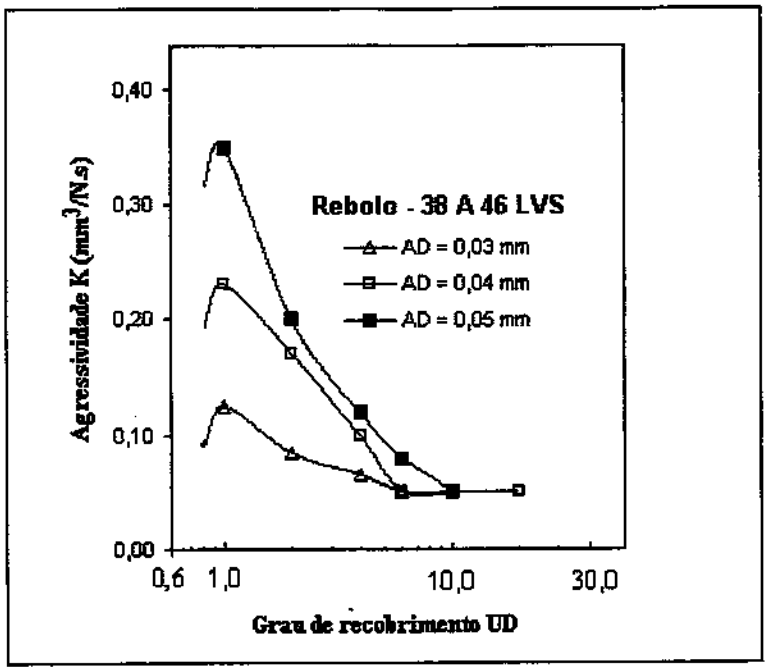


Figura 2.8: Agressividade do rebolo (38 A 46 LVS) x Grau de recobrimento (adaptado de Oliveira & Purquerio, 1989).

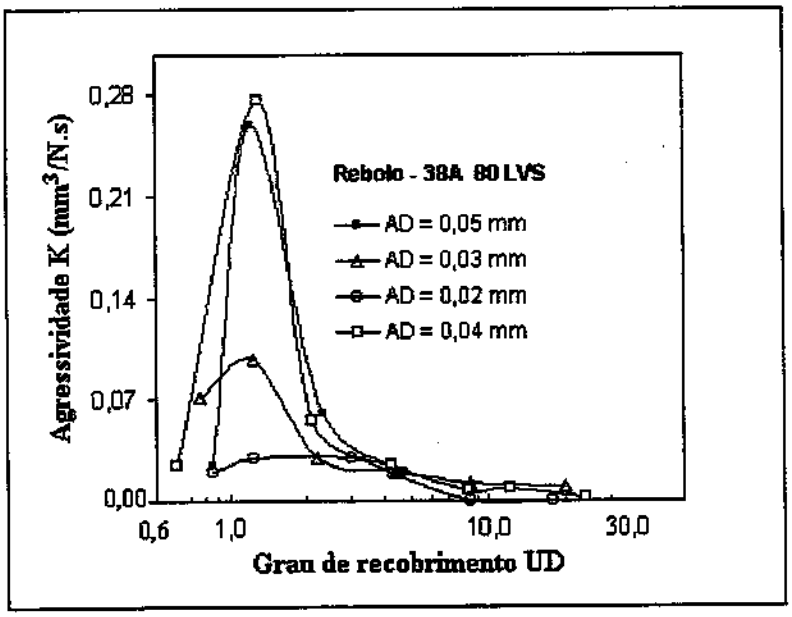


Figura 2.9: Agressividade do rebolo (38 A 80 LVS) x Grau de recobrimento. (adaptado de Oliveira & Purquerio, 1989)

Observa-se também destes gráficos um decréscimo da agressividade para valores de Ud menores que 1. Isto se deve provavelmente ao fato de que, nesta região, o passo de dressagem é maior que a largura de atuação do dressador, ficando um patamar não dressado no rebolo. Um outro ponto a ser comentado é que para Ud = 2 os dois rebolos revelaram quase a mesma capacidade de

remoção e que o aumento da agressividade do rebolo mais fino (38 A 80LVS) é bastante acentuado a partir de Ud<2. Este fato comprova a ação predominante do macroefeito sobre o microefeito, que para o rebolo mais fino é menos acentuado.

Ainda neste trabalho foi avaliada a influência do grau de recobrimento sobre a força normal de corte e a rugosidade. Os resultados, basicamente, demonstraram que para valores próximos de Ud = 1 os valores de força se apresentaram menores, crescendo a medida que Ud cresce. Para a rugosidade o comportamento foi oposto, pois esta cresce com aumento da agressividade do rebolo, apresentando também o ponto de máximo das curvas para Ud =1.

2.5 Forças de Corte na Retificação

O esforço de corte envolvido em um processo de retificação, como em outros processos de usinagem, é sem dúvida um parâmetro importante para se reconhecer as melhores condições de corte, ou seja, aquelas que apontam para um valor tal de força de corte, que seja favorável à qualidade e ao tempo de operação da peça. Dentre os principais fatores que influenciam as forças de corte na retificação tem-se: o tipo de rebolo, condições de corte, condições de afiação (dressagem), e outros conforme citado por Dedini, (2000). Os pesquisadores, em sua grande maioria, estimam a força específica de corte ($F'=F/b$), tomando a superfície do rebolo como homogênea em sua largura (b) (Oliveira, 1989). Para Marshall e Shaw (1952) as pesquisas sobre a força de corte e energia de retificação demonstram que a energia específica envolvida é muito maior do que a encontrada em outros processos de usinagem.

Hahn e Lindsay (1986) demonstraram experimentalmente que a força normal de retificação ($F'n$) é proporcional à taxa específica de remoção de material ($Z'w$ – volume de cavaco removido por unidade de tempo e por unidade de largura do rebolo), conforme a equação abaixo:

$$Z'w = \Lambda w.(F'n - F'no) \qquad \textbf{(9)}$$

A constante de proporcionalidade Λw entre a força e a taxa de remoção é chamada de parâmetro de remoção de material. A grandeza $F'no$, chamada de força crítica de corte, representa a força até onde não ocorre remoção de cavaco e somente atrito e riscamento do material. Assim, a parcela $(F'n - F'no)$ representa a força envolvida apenas para a remoção do cavaco. Estes autores classificaram os materiais submetidos à retificação em duas categorias: difíceis de retificar "**DTG**" (metal duro, materiais cerâmicos, etc.) e fáceis de retificar "**ETG**" (aços em geral).

A partir daí passaram a estudar o parâmetro Λw com o objetivo de conhecer quais as influências das variáveis do processo (tipo de rebolo, geometria, velocidade, fluidos, etc.) neste parâmetro. A expressão final proposta por eles foi:

$$\Lambda_W = 94.383.\frac{\left(\frac{V_w}{V_S}\right)^{3/19}.\left(1+\frac{a_d}{Sd}\right).S_d^{11/19}.Vs}{D_e^{43/304}.(Vol_b)^{0,47}.d^{5/38}(HRC)^{27/19}}\left(\frac{mm^3}{N.s}\right) \qquad \textbf{(10)}$$

Onde:

d = diâmetro médio do grão abrasivo;

$Vol_b = 1.33H + 2.2S - 8$, cujos valores de H' e S' são calculados pelas expressões apresentadas na tabela 2.4;

V_w é a velocidade da peça e V_s a velocidade do rebolo, ambas em m/s;

a_d é a profundidade de dressagem;

S_d é o passo de dressagem

Tabela 2.4: Expressões para o cálculo de Vol_b ($Vol_b = 1.33H + 2.2S - 8$). Hahn (1986)

Tamanho do Grão	S'	H'
54 - 80	$S' = \frac{2s - 6,9}{1,425}$	H'= 0.9H – 0.135
90 - 10	$S' = \frac{2s - 8,4}{1,40}$	H'= 0.9H – 0.43S +1.93
120 - 150	$S' = \frac{2s - 10}{1,375}$	H'= 0.82H – 0.55S + 3.43
180 - 220	$S' = \frac{2s - 11,7}{1,325}$	H'= 0.82H – 0.75S + 5.9

Observação: o valor H é a dureza do rebolo (H, I, J, K, L, etc.); o valor de H é 0, 1, 2, 3... respectivamente e o valor de S é o número da estrutura do rebolo: 4, 6. etc

A figura 2.10 apresenta alguns resultados relacionando a força de corte com o volume de remoção de material, desgaste do rebolo, a rugosidade da peça e a potência de corte. Observa-se nesta figura a relação linear entre a força e o volume de remoção do cavaco Zw.

Hahn e Lindsay (1986), depois de muitos experimentos, concluíram que a equação apresentada (equação 10) é capaz de estimar o valor de Λw com menos de 20% de erro para 95% dos casos em materiais ETG. Para os materiais DTG eles não elaboraram uma expressão que fosse

capaz de estimar o valor Λw, mas tabelaram os seus valores, os quais estão mostrados na figura 2.11, para diversos materiais.

Finalmente, substituindo a Equação (10) em (9) tem-se a equação da força normal de corte:

$$F'_n = \frac{Z'w.D^{43/304}.(Vol_b)^{0.47}.d^{5/38}.(HRC)^{27/19}}{94{,}383.\left(\frac{Vw}{Vs}\right)^{3/19}.\left(1+\frac{a_d}{S_d}\right).S_d^{11/19}.Vs} + F'no \qquad \textbf{(11)}$$

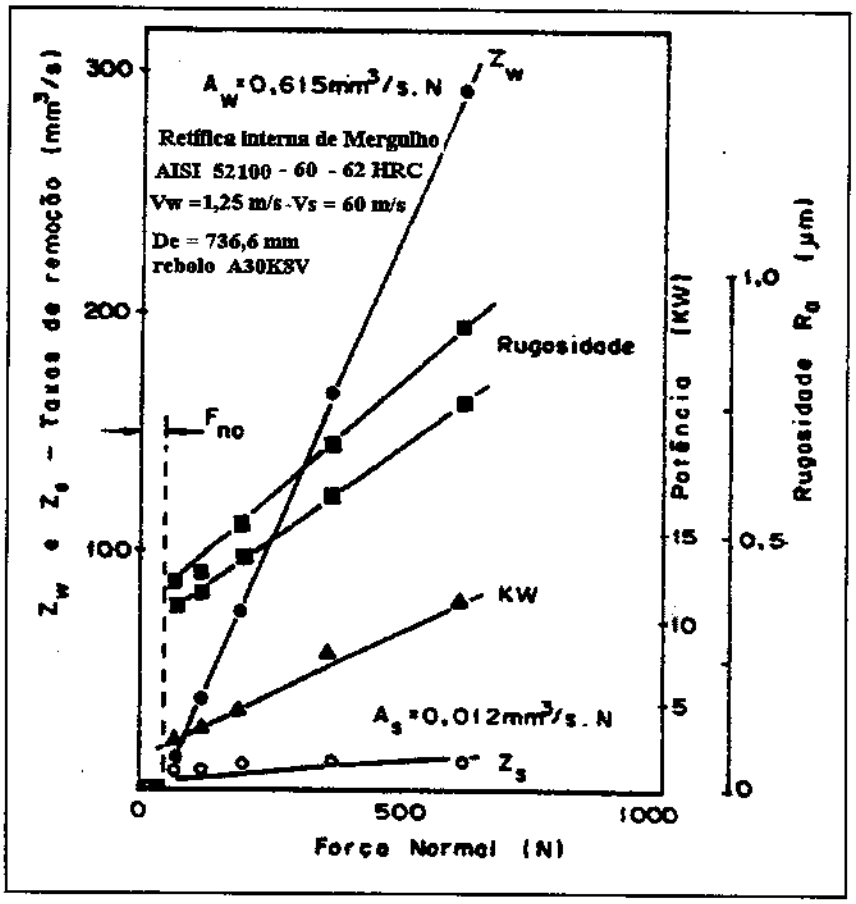


Figura 2.10: Resultados de Hahn (adaptado de Oliveira,1989).

Considerando que $Z'w = a.\ Vw$, $heq = a.(Vw/Vs)$ e fazendo $K_H = Vs/\Lambda w$, tem-se da equação (11) que:

$$F'n = heq.K_H + F'no \qquad \textbf{(12)}$$

Onde:

K_H é chamada de constante de Hahn que depende das velocidades e diâmetros da peça e do rebolo, do tipo do rebolo, da condição de dressagem e da dureza da peça.

Observa-se na equação (12) que a força de retificação formulada por Hahn é formada pela soma de duas parcelas, quais sejam:

- parcela de remoção do cavaco, proporcional à espessura de corte equivalente e;
- parcela gerada pelo atrito e riscamento do material.

Tlusty (1970) desenvolveu uma equação em que a força total F'_n é atribuída somente à parcela de remoção de cavaco e à parcela gerada pelo atrito é desprezada, conforme a equação 13.

$$F'n = 2A.a.Vw/\ Vs = h_{eq}.2A \qquad \textbf{(13)}$$

Onde a constante A depende do tipo de rebolo, material da peça, condição de dressagem, etc. A relação entre a constantes de Hahn e Tlusty é:

$$K_H = 2A \qquad \textbf{(14)}$$

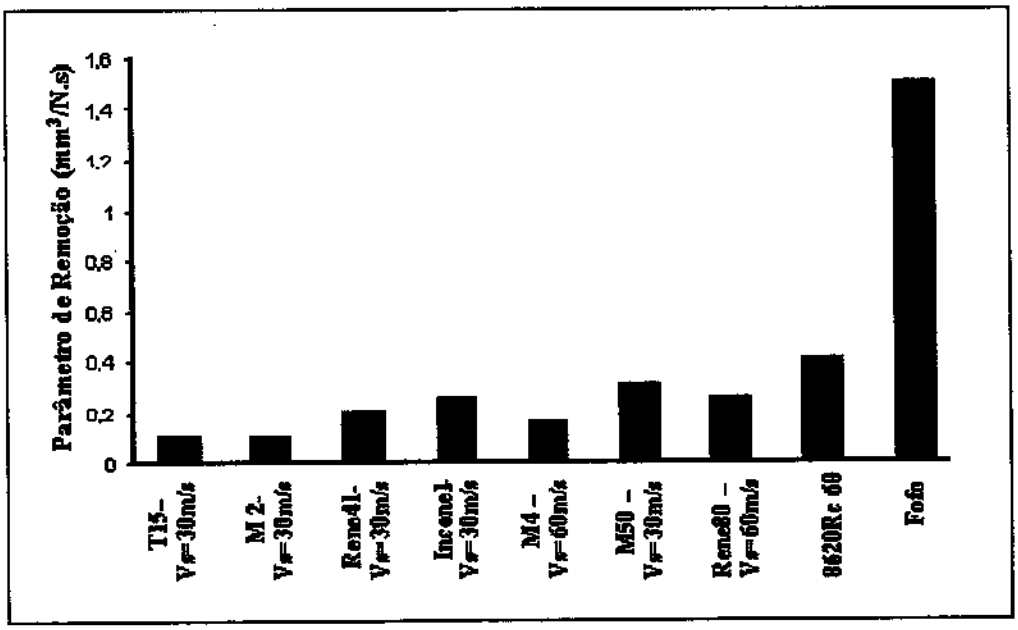


Figura 2.11: Aw para materiais DTG.(Hahn,1971).

Para Malkin (1989), a energia específica de retificação u pode ser definida como sendo a soma de três parcelas, quais sejam: formação do cavaco, deformação ou riscamento e atrito ou escorregamento.

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \qquad \textbf{(15)}$$

Onde:

U_{ch} = energia devido à formação do cavaco;

U_{pl} = energia devido ao riscamento ou deformação;

U_{sl} = energia despendida no atrito entre a peça e o abrasivo.

Cada uma das parcelas foi definida pelas equações:

$$U_{ch} = 13{,}8 \text{ Vw.a} \qquad \textbf{(15 a)}$$

$$U_{pl} = 1{,}0 \times 10^{-3} \text{ Vs} \qquad \textbf{(15b)}$$

$$U_{sl} = (C_1 + C_2 . \frac{Vw}{Vs} De) . De^{1/2}.a^{1/2}.As \qquad \textbf{(15c)}$$

Onde:

C_1 e C_2 são constantes do par peça-rebolo;

As é área real de contato dos grãos (somatório das áreas de contato de cada grão).

A expressão **(15a)** é baseada na constante da energia específica de formação do cavaco (13.8 J/mm^3) que, segundo Malkin, é válida para a retificação de aços de várias composições, bem como os tratados termicamente. Se a equação **(15a)** for dividida pela velocidade periférica do rebolo, obtém-se a força tangencial de retificação devida à formação do cavaco. Adotando-se uma relação ρ entre as forças tangencial e normal (ρ = F't/ F'n) chega-se a:

$$F'_n = \frac{13{,}8.a}{\rho} \frac{Vw}{Vs} = heq.\frac{13.8}{\rho} \quad \text{(N/mm)} \qquad \textbf{(16)}$$

A expressão obtida tem a mesma forma da equação (13), ou seja, é o produto de uma constante do processo pela espessura h_{eq}.

Outro estudo interessante a respeito de força de retificação foi apresentado por Lichun, (1980) que chegou à seguinte equação:

$$F' = \underbrace{k_1 . \frac{Vw}{Vs} . a}_{\text{remoção de cavaco}} + \underbrace{c\left(\frac{Vw}{Vs}\right)^{\alpha} . a \frac{1+\alpha}{2}}_{\text{atrito e riscamento}} \quad \text{(N/mm)} \qquad \textbf{(17)}$$

onde α (que é maior que 0 e menor que 2/3) é o coeficiente que se refere à distribuição dos grãos na superfície do rebolo e k_1 é a pressão específica de corte para a retificação.

Isolando-se a parcela referente à remoção de cavaco da expressão de Lichun (1980) tem-se que:

$$F' = k_1 . \frac{Vw}{Vs} . a = h_{eq} k_1 \qquad \textbf{(18)}$$

A qual se assemelha às equações de Hahn e Malkin.

Depois de diversos experimentos, Lichun (1980) concluiu que a componente de atrito e riscamento da força total é maior que a componente devido à formação do cavaco, para materiais DTG, enquanto que para materiais ETG a parcela de atrito e riscamento é bem menor que a de remoção de cavaco (aproximadamente ¼ da força total).

Fazendo-se uma análise comparativa dos modelos apresentados para a força de retificação, dois pontos básicos podem ser citados: o tratamento da componente de remoção de cavaco e o tratamento da componente elasto/plástica (atrito + riscamento) feitos pelos pesquisadores.

No diz respeito ao equacionamento da componente de formação do cavaco, vê-se que a relação direta e proporcional entre a força e a espessura equivalente é comum a todas as expressões. A única diferença entre tais modelos é a constante de proporcionalidade adotada em cada caso. Isto significa dizer que quanto maior a profundidade de corte (a) e a velocidade da peça (Vw), maior força de corte e quanto maior a velocidade do rebolo (Vs) menor a força de corte.

A componente elasto/plástica, porém, foi tratada de maneira diversa pelos pesquisadores. Hahn e Lindsay (1986) consideram esta força como constante após o início do corte e a partir daí todo acréscimo foi atribuído à geração do cavaco. Lichun (1980) equacionou a geração de atrito na retificação como uma função cuja derivada tende a diminuir com o aumento de h_{eq}. Sendo assim, a força total de retificação tende a se comportar cada vez mais próxima de uma reta com o aumento de heq. Na figura 2.12, uma representação gráfica comparativa entre os modelos é colocada de forma qualitativa para materiais ETG e DTG. É estabelecido um valor da espessura equivalente heq_L, a partir do qual a força de Lichun é praticamente linear e, portanto, de acordo com Hahn.

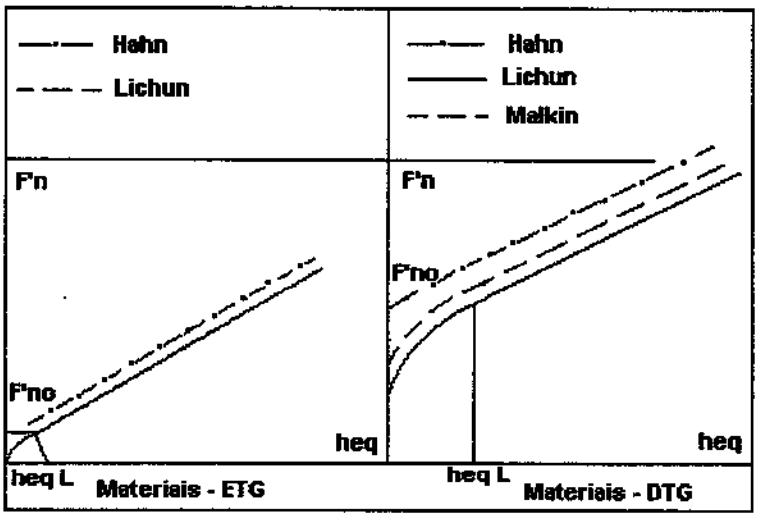


Figura 2.12: Comparação entre modelos de Hahn, Lichun e Malkin. (adaptado de Oliveira, 1989)

Observa-se nesta figura que para materiais ETG, os dois modelos são muito semelhantes, já que os valores das derivadas da curva de origem resultam numa força inicial aproximadamente igual à F'no, que é chamada força (ou pressão) crítica de corte. O valor de heq_L para materiais DTG é relativamente alto quando comparado aos ETG (aproximadamente 3 vezes). Neste caso, a simplificação de Hahn passa a proporcionar diferenças maiores em relação ao modelo de Lichun. Malkin, neste sentido, ficou numa posição intermediária, pois dividiu a parcela elasto/plástica em atrito e riscamento, adotando o riscamento como uma constante com relação à heq.

Linchun apresentou resultados para valores de $\rho\left(\rho = {F't}/{F'n}\right)$, que estão mostrados na figura 2.13. Pode se ver nesta figura um pequeno aumento de ρ com o acréscimo dos parâmetros cinemáticos. Outra observação importante é que tais valores estão sempre na faixa de 0.2 a 0.58, que são valores limites fixados por Lichun através de uma análise dos coeficientes de atrito dos

materiais e de ensaios práticos. Portanto, pode-se concluir que a força normal é de 1,7 a 5 vezes maior que força tangencial de retificação.

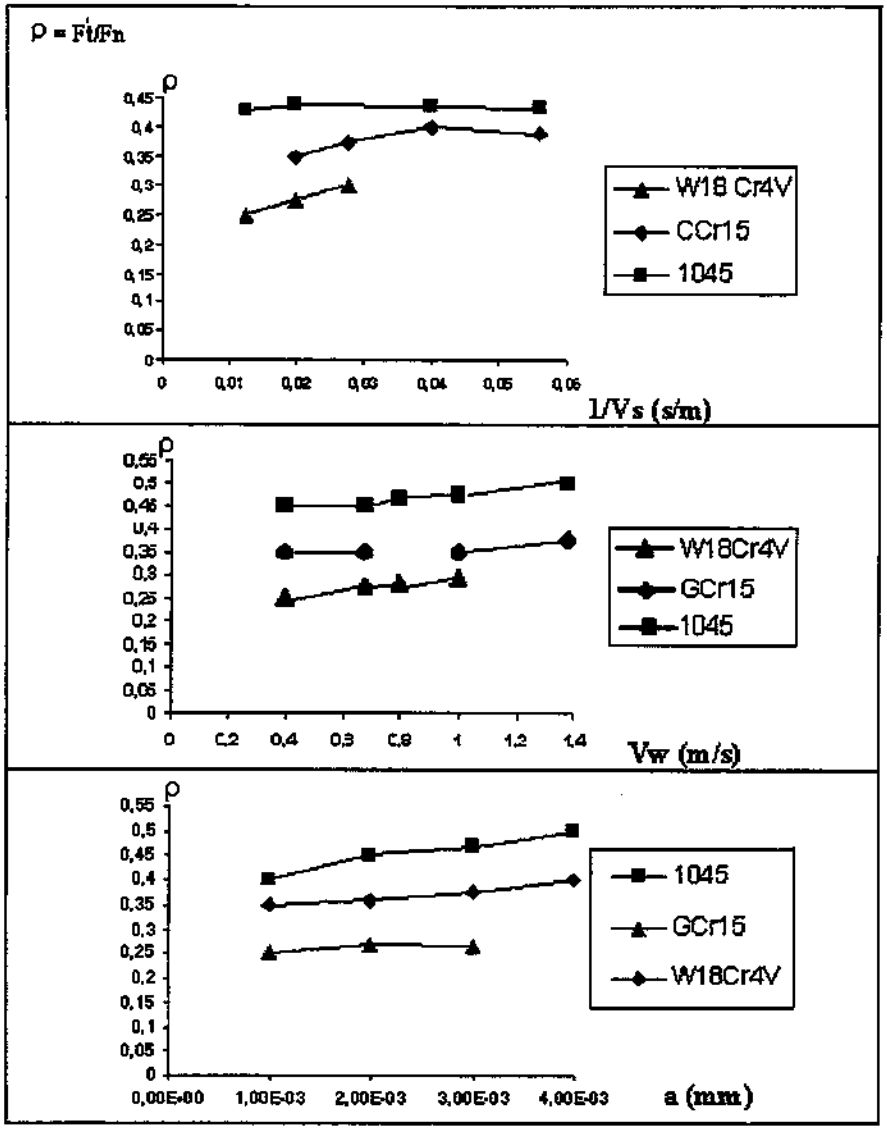


Figura 2.13: Comportamento da Relação ρ com Condições de Usinagem.
(adaptado de Lichun, 1980)

Um outro fator a ser considerado na análise de força de corte de retificação é a concentração de óleo no fluido refrigerante. O óleo de corte permite que o rebolo fique afiado por mais tempo, em função da redução do coeficiente de atrito grão-peça garantindo assim cortes com menores esforços (Hitchiner, 1990).

Silva (2000) estudou o comportamento da força de corte tangencial em um processo de retificação cilíndrica externa em relação ao aumento do teor de óleo mineral, vazão e tipo de rebolo. Este autor analisou a força de corte através da potencia elétrica consumida pelo motor durante a usinagem e constatou em seus experimentos que:

- para o rebolo de CBN (Nitreto de Boro Cúbico), o tipo de fluido de corte utilizado não alterou, de forma significativa, os valores da força de corte.
- já para o rebolo convencional de óxido de alumínio, em virtude da menor dureza de seus grãos quando comparados com os de CBN, o aumento do teor de óleo mineral no fluido proporcionou redução nos valores da força de corte.

Zhou et al (1992) estudaram o comportamento das tensões na interface grão abrasivo e liga para 3 maneiras distintas de desgaste do rebolo (desgaste da liga em torno todo o grão abrasivo, desgaste da liga apenas em um dos lados do grão e o desgaste do grão). Dos resultados concluíram que o desgaste do aglomerante (perda da capacidade de retençao dos grãos abrasivos) é aumentado pela elevação das tensões atuantes na interface aglomerante e grão abrasivo e que o desgaste dos grãos tende a reduzir a tensão aplicada na interface aglomerante e o grão, pois o desgaste diminui o momento aplicado ao grão.

Para Badger & Torrance (1999), muitas são as dificuldades para a determinaçao dos efeitos das variáveis tais como tipo de rebolo e material, condições de dressagem sobre os esforços de corte. Ainda segundo estes autores, a utilização de cartas de retificação (gráficos com h_{eq} na abcissa e rugosidade média, relação G, força normal e tangencial no eixo da ordenada em escalas diferentes citados por Snoeys & Peters, 1974) é dificultada pelas várias combinações de parâmetros que afetam as forças de corte como a porosidade de rebolo, tamanho de grão, velocidades do rebolo e da peça, material da peça e condições dressagem. Ainda no trabalho de Badger & Torrance (1999) foram apresentados dois modelos para avaliação das forças de corte, sendo que os dois modelos consideraram as 3 fases de formação do cavaco e a medição do perfil do rebolo em relaçao a h_{eq}. Concluíram que os dois modelos foram bem satisfatórios na previsão dos esforços de corte e que estes foram maiores a medida que se aumentavam o valor de h_{eq}.

Tso & Wu (1999) propuseram um novo parâmetro para medição dos esforços de corte denominado volume equivalente de cavaco (Veq). Este parâmetro pode ser entendido como o volume de cavado removido, sendo que quanto maior Veq maiores as forças de corte (força tangencial e normal). Este parâmetro foi estimado a partir de um conjunto de imagens geradas através da microscopia de varredura e foi equacionado por:

$$V_{eq} = Cv_s^{-0,52} v_w^{0,26} \quad (19)$$

onde:

C é uma constante obtida experimentalmente;

v_s é a velocidade do rebolo;

v_w é a velocidade da peça.

Como resumo, a força de corte é um parâmetro de grande influência na qualidade final da peça, pois pode provocar deformações elásticas e deflexões no sistema MRP (máquina-rebolo-peça) comprometendo a integridade geométrica da peça usinada exigida no projeto e provocando uma redução na vida da ferramenta de corte (rebolo). Como tal, deve-se procurar a melhor configuração das variáveis do processo para se obter o menor esforço de corte possível sem um detrimento proporcional de produtividade. Assim, passar-se-á a discorrer, no próximo item, sobre os fatores térmicos que, além de outros inconvenientes, aumentam a força de corte e sobre as avarias geométricas e cinemáticas causadas pelos esforços de cortes para uma dada condição de usinagem.

A força de corte pode provocar inconvenientes em um sistema MRP (máquina-rebolo-peça), dependendo de sua rigidez, tais como, deformações elásticas da peça e do eixo do rebolo que comprometem a qualidade da peça usinada e a vida do rebolo. Os esforços de corte, por sua vez, podem ser aumentados em função de danos térmicos provocados pela alta energia despendida por unidade de volume de cavaco removido. Assim, passar-se-a a discorrer inicialmente sobre os danos térmicos e posteriormente considerar-se-a os danos geométricos e cinemáticos provocados pela força de corte.

2.6 Danos Térmicos

O problema das altas temperaturas geradas durante o processo de retificação em função do atrito do rebolo com a peça é agravado pela dificuldade de dissipação de calor quando comparado com processos de usinagem como o torneamento e fresamento, nos quais grande parte do calor recai sobre o cavaco que, por possuir um maior volume dissipa boa parte do calor. Já na retificação os cavacos são de dimensões bem menores e a ferramenta de corte, muitas das vezes, é refratária, o que faz com que a maior parte do calor, cerca de 80%, incida sobre a peça (Shaw, 1993). Embora as temperaturas de pico aproximam-se do ponto de fusão da peça, a duração do contato peça-ferramenta é curta e estão localizadas nos planos de cisalhamento microscópicos dos cavacos de retificação (Malkin, 1989). As altas temperaturas podem causar vários danos à peça, a saber:

queima, transformação de fase, tensões residuais de tração, trincas e redução da resistência à fadiga. E ainda, a dilatação térmica da peça prejudica a obtenção de tolerâncias dimensionais e geométricas apertadas. Para Malkin (1989), as temperaturas geradas durante o processo de retificação são conseqüência direta da energia introduzida no processo que é uma variável de resposta não controlável. Rowe et al. (1991) comentam que as temperaturas envolvidas no processo de retificação são fortemente influenciadas, entre outros parâmetros, pelo estado de afiação do rebolo.

Segundo Komanduri & Hou (2001) as altas temperaturas do processo de retificação são um dos principais fatores que inibem ou limitam o aumento da produtividade. Mesmo com a utilização de abundantes fluxos de fluidos refrigerantes, os inconvenientes térmicos ainda não estão dominados, a ponto de não ser um limitador da produtividade do processo, merecendo cuidados operacionais e uma escolha mais criteriosa dos parâmetros de corte.

As principais conseqüências do calor sobre a peça retificação são a queima, o revenimento, o surgimento de tensões residuais e de trincas. Estas conseqüências serão abordadas com maiores detalhes a seguir.

2.6.1 Queima da Peça

Os danos térmicos mais comuns são a queima da peça que, para aços temperados e revenidos, é caracterizada pela reaustenitização de volume da peça próximo à região de corte, devido à alta temperatura. Quando este volume de material entra em contato com o fluido de corte ocorre a retêmpera, levando à formação de martensita não-revenida, provocando, por sua vez, perdas de propriedades mecânicas superficiais da peça como a redução do limite de resistência à fadiga (Malkin, 1989). Quando a queima superficial da peça não ocorre, em função de não se ter atingido temperaturas de austenitização pode ocorrer um amolecimento superficial do material.

Segundo Malkin (1989), a queima da peça pode ser notada pela presença de tons azulados ou amarelados na sua superfície, que são conseqüência da formação de uma camada de óxidos. Estas cores segundo Rowe et al. (1991) são normalmente removidas pela operação de centelhamento ou "spark-out" que é uma operação executada no final do ciclo de retificação cilíndrica, com o fim de promover a recuperação elástica do sistema como garantia de uma maior precisão dimensional. Mas a ausência desta coloração não significa que os efeitos adversos da queima estão sanados. O importante é não "queimar a peça" durante os ciclos que antecedem o centelhamento. A queima ocorre quando uma zona crítica de temperatura de retificação é ultrapassada. Malkin (1989) sugere que se monitore a potência do processo de retificação para evitar a ocorrência de queima na peça.

A queima pode elevar a velocidade da perda diametral do rebolo devido ao aumento da adesão de partículas usinadas aos grãos, o que causa o crescimento das forças de cortes e a deterioração da superfície da peça. Para Neailey (1988), a redução da temperatura pode ser melhorada através da redução da taxa de remoção de material, mas com isto elevar-se-ia o custo de produção.

2.6.2 Revenimento

Em função da intensidade do aquecimento gerado durante o processo de retificação e do mecanismo de retirada de calor da peça, através da ação do fluido de corte, observa-se algumas vezes um revenimento superficial e, conseqüentemente, um amolecimento nessa região (Malkin, 1989). A profundidade da camada revenida pode ser reduzida principalmente pelo uso de maiores velocidades da peça, o que resulta numa menor penetração do calor e em menores tempos de aquecimento Hassui (2002)

Malkin (1989), apresentou um parâmetro de dureza denominado de H, obtido após um revenimento à uma temperatura θ, durante um tempo t, sendo descrito por:

$$H = H[\theta(C + \log t)] \tag{20}$$

onde: C é uma constante determinada experimentalmente para cada aço

Este autor comenta que na prática é importante ajustar o comportamento do revenimento com a análise térmica, para se prever a redução de dureza na peça. Resultados experimentais mostram que temperaturas mais altas e tempos mais longos em que a peça fique exposta a essas temperaturas, com velocidades da peça menores, ou comprimentos de contato maiores, levam a maior perda de dureza da peça. Operações de acabamento e/ou centelhamento podem remover a camada afetada pelo revenimento.

2.6.3 Tensões Residuais

Para Malkin (1989), o processo de retificação invariavelmente gera tensões residuais nas proximidades da superfície acabada, as quais podem afetar o comportamento mecânico do material. As tensões residuais são induzidas pela deformação plástica não uniforme perto da superfície da peça. Interações mecânicas dos grãos abrasivos com a peça resultam, sobretudo, em tensões

residuais de compressão, devido a fluxo plástico localizado. Este tipo de tensão é benéfico às propriedades mecânicas do material, pois conjuga o aumento da dureza superficial com a elevação da resistência a fadiga. Já o aparecimento tensões residuais de tração, que são incentivadas pela expansão da peça, quando experimenta as altas temperaturas, e a contração, quando recebe o fluxo refrigerante, gera efeitos adversos na resistência do material, como trincas e a conseqüente redução da resistência à fadiga.

A influência das tensões residuais é relativamente mais pronunciada para materiais frágeis de alta resistência. Condições de retificação mais severas em aços de alta resistência e ligas aeronáuticas geralmente causam tensões residuais de tração maiores, levando à redução da resistência à fadiga e à trinca. A situação pode ser ainda mais agravada pelo enfraquecimento causado pelo hidrogênio, devido aos altos níveis de hidrogênio introduzidos no aço como resultado da decomposição do fluido de corte (Malkin, 1989).

Sabe-se atualmente que a maneira mais comum de se reduzir as tensões residuais de tração é mantendo a taxa de remoção de cavaco em níveis bem baixos, principalmente mantendo-se a profundidade de corte ou avanço por volta na retificação de mergulho (a) em nívieis baixos, conforme se pode perceber na Figura 2.14. Mas isto, por sua vez, opõe-se às necessidades de maiores demandas de fabricação. Para Malkin (1989), a introdução dos abrasivos de CBN em substituição ao óxido de alumínio induz tensões compressivas ao invés de tensões de tração na retificação de aços de rolamento endurecidos. Isto sugere que as temperaturas para retificação com CBN são menores, devido à energia específica mais baixa. Outro fator que pode ser uma das causas deste fenômeno é a alta condutividade térmica do CBN, que contribui para o resfriamento da superfície da peça.

Vansevenant (1987), citado por Hassui (2002), criou um modelo para prever as tensões residuais no processo de retificação. Seu modelo é composto por 3 estágios: um primeiro que analisa o processo de retificação, um segundo que analisa as temperaturas geradas pelo mesmo e um terceiro que calcula as tensões residuais relacionadas às informações do segundo e de um banco de dados referente ao material da peça. O modelo de Vansevenant (1987) apresentou bons resultados, principalmente porque considerou aspectos como as alterações do material em função da temperatura, o efeito da ação do fluido de corte entre outros. Estes fatores são bastante complexos e mostraram ter uma influência significativa nas tensões residuais geradas na retificação (Hassui, 2002).

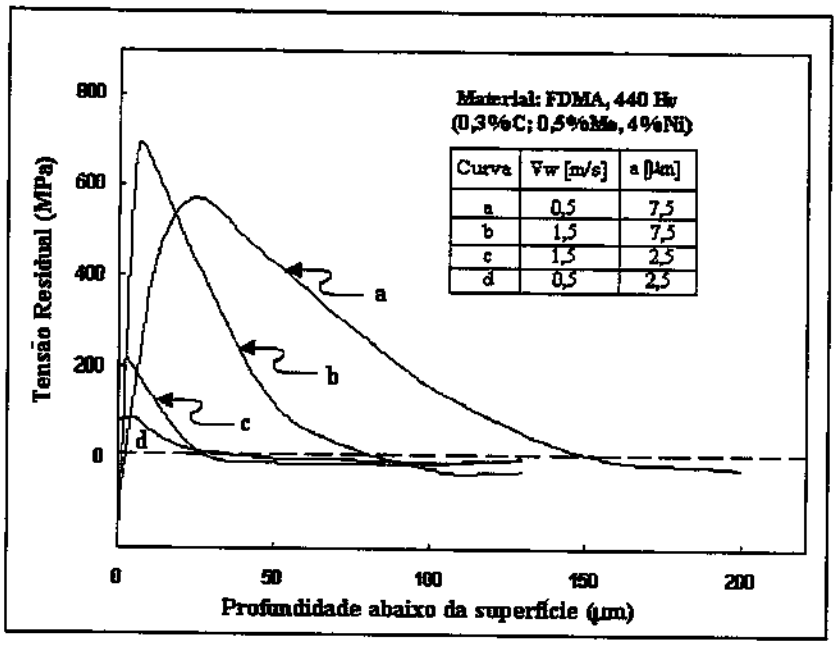


Figura 2.14: Tensão residual abaixo da superfície da peça (Malkin, 1989).

Brinksmeier (1986) concluiu que o tipo de ligante tem grande influência na tensão residual imposta à peça, sendo que as maiores tensões de compressão foram obtidas utilizando-se rebolo de CBN com ligas metálicas.

Segundo Torrance (1980), citado por Silva (2000), os fluidos de corte também apresentam influência nas tensões residuais sofridas pelas peças, pois um fluido de corte não tem apenas a função de prover uma boa refrigeração da peça, mas também deve garantir a predominância dos mecanismos de corte sobre a deformação plástica sem a retirada de material, através da conservação do estado de afiação do rebolo por mais tempo e pela redução do coeficiente de atrito.

2.6.4 Trincas

Para Johnson (1986), as trincas superficiais, resultantes das elevadas temperaturas desenvolvidas durante a retificação, podem não ser visíveis, logo após a operação de retificação. Entretanto elas se tornarão aparentes algum tempo depois. As trincas internas à superfície são ocasionadas quando as tensões residuais de tração são elevadas, sendo que estas só podem ser notadas através de ataques químicos. O surgimento dessas trincas implica necessariamente em redução da resistência à fadiga e em ataques corrosivos.

Portanto, torna-se necessário um estudo mais cuidadoso para a seleção dos parâmetros de retificação, como escolha do tipo de rebolo, momento e critério de dressagem, volume e tipo de fluido refrigerante, variáveis cinemáticas (Vs, Vw), profundidade de corte, avanço, etc., para que se evite o aquecimento excessivo da peça e os malefícios citados. Vale ressaltar que no ambiente fabril, muitos destes critérios são desconhecidos ou ignorados pelos operadores, o que ora pode comprometer a qualidade da peça e ora o tempo do ciclo de retificação.

2.7 Deformações nos Ciclos de Retificação

O estudo das deformações geradas no processo de retificação é de grande importância, pois se trata de um processo em que se exige alta qualidade da peça em relação ao acabamento e às apertadas tolerâncias dimensionais típicas deste processo, cuja obtenção é dificultada pela ordem de grandeza da força normal aplicada na peça.

Dentre os esforços envolvidos no processo de retificação, as forças normais são as maiores em função da própria característica do processo, que envolve atrito intenso, o que gera deformações elásticas e deflexões na máquina, no eixo do rebolo e na peça. As deformações ocorridas durante a retificação levam a imperfeições geométricas nos componentes que estão sendo usinados e devem ser cuidadosamente consideradas. A deformação normal entre o rebolo e a peça pode exceder a profundidade de corte selecionada para a operação. Embora isto, normalmente, seja recuperado em função de uma maior ou menor intensidade na operação de centelhamento no fim do ciclo de retificação, causa deflexões, irregularidades de forma e de posição na peça. Essas deflexões periódicas associadas à trepidação da máquina-ferramenta, causam vibrações que reduzem a qualidade superficial e geométrica da peça, limitando com isso a produção. Conforme citado por Dedini (2000), a deformação local do grão reduz a profundidade real do corte, pois as deformações locais do rebolo, quando está em contato com a peça, são da mesma ordem de grandeza do cavaco. Para Xun, Chen & Rowe (1995) a deformação elástica local do grão peça podem alcançar mais de 2 μm , de forma que esta deformação faça com que a remoção de sobremetal seja menor que do que o esperado, considerando o avanço programada na máquina.

Malkin (1989) analisou este fenômeno de deformação elástica, partindo do modelamento de um sistema oscilatório linear para o processo de retificação cilíndrica de mergulho, conforme apresentado na Figura 2.15.

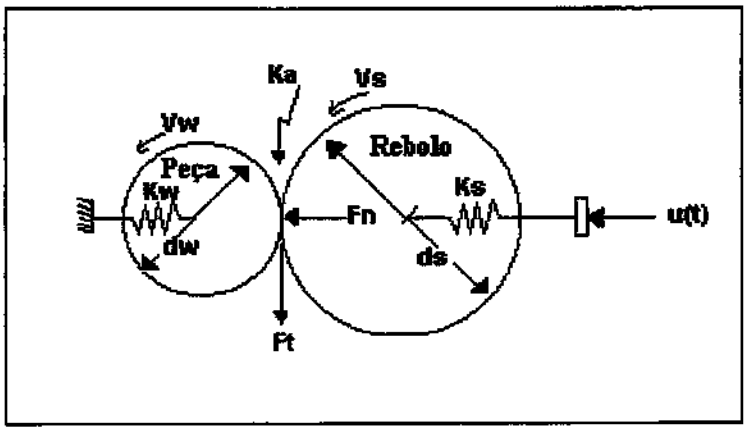


Figura 2.15: Modelo idealizado da retificação cilíndrica de mergulho. Malkin (1989)

A estrutura da máquina suporta o rebolo como uma mola de constante elástica linear k_s e a peça com uma constante k_w. Estas duas molas associadas em série compõem a elasticidade da máquina k_m na direção do avanço, conforme apresenta a equação 21:

$$\frac{1}{k_m} = \frac{1}{k_s} + \frac{1}{k_w} \tag{21}$$

Uma flexibilidade adicional devido à elasticidade do rebolo e peça é considerada como um contato flexível de constante elástica k_a na zona de retificação. A combinação da constante elástica de contato k_a com a da máquina k_w, gera a constante elástica efetiva do sistema MRP (máquina – rebolo – peça) k_e, como na equação (22):

$$\frac{1}{k_e} = \frac{1}{k_m} + \frac{1}{k_a} = \frac{1}{k_a} + \frac{1}{k_s} + \frac{1}{k_w} \tag{22}$$

A diferença entre a velocidade de avanço radial selecionada para a operação u(t) e a velocidade real v(t), que é menor em função da redução diametral do rebolo, é similar à taxa de mudança da deformação elástica do sistema de retificação, de acordo com a equação 23:

$$u(t) - v(t) = \varepsilon \tag{23}$$

Como a deformação de uma mola para um sistema linear é a razão entre a força e a constante elástica, logo para o sistema idealizado na Figura 2.6 tem-se:

$$\varepsilon = \frac{F_n}{k_e} \tag{24}$$

onde: F_n é a componente de força normal.

Definindo-se R como parâmetro de proporcionalidade entre a força normal de corte por unidade de largura (b) e a profundidade de penetração (a), tem-se a equação (15):

$$R = (F'n/a).b \tag{25}$$

O coeficiente R representa, portanto, o acréscimo que tem a força normal quando se aumenta a profundidade de corte (a). Tomando a constante elástica efetiva do sistema M-R-P (k_e) pode se estabelecer a relação μ entre R e k_e, como na equação abaixo:

$$\mu = \frac{R}{k_e} \tag{26}$$

O coeficiente μ é um parâmetro adimensional que permite uma avaliação quantitativa da influência da força para um conjunto R-M-P (rebolo-máquina-peça). Um valor alto de μ indica um sistema pouco rígido, em que o acréscimo da força normal com a profundidade de corte (a) é grande. Por outro lado, um valor baixo de μ representa um sistema mais rígido em que o acréscimo da força normal com a profundidade (a) não é muito grande. A figura 2.16 ilustra dois sistemas com valores extremos do parâmetro μ . O primeiro representa a retificação interna de um material DTG, em que o alto valor do diâmetro equivalente (De) proporciona uma redução no valor de Λ_w e um conseqüente aumento no coeficiente R. Ainda neste sistema as baixas velocidades, comuns em rebolos de pequenos diâmetro, garantem um aumento de F'n, como pode ser percebido nas equações 2 e 4 o que, por conseqüência, eleva o valor de R. Além disso, a alta dureza da peça, associado à baixa rigidez do mandril porta-rebolo, faz com que o valor de μ seja elevado. O segundo representa um comportamento inverso ao primeiro, pois a retificação externa, normalmente, possui o diâmetro equivalente menor, velocidade de corte maior e rigidez maior.

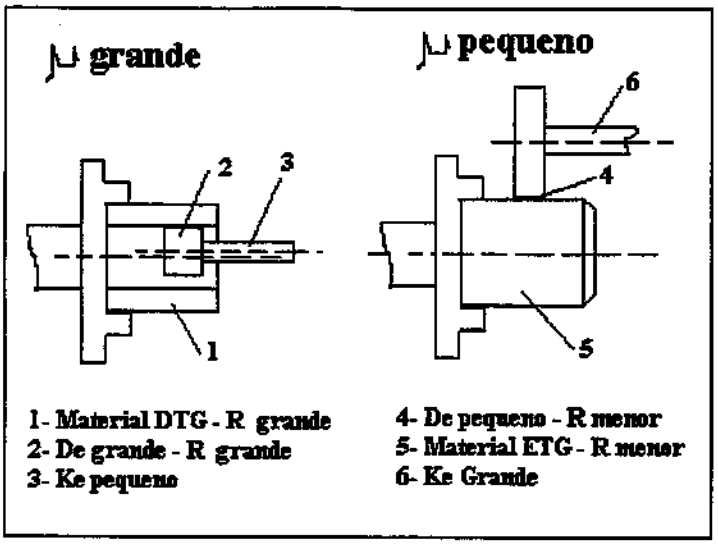


Figura 2.16: Ilustração de sistemas com valores altos e baixos de μ (Oliveira, 1989)

Tomando-se como exemplo uma operação de retificação cilíndrica de mergulho, pode se considerar que quando o rebolo toca a peça e começa seu avanço radial, para uma penetração (a) já ajustada, o sistema R-M-P se deforma elasticamente, fazendo com que, inicialmente, o avanço por volta desejado e comandado na máquina (s), não seja o avanço real, implicando, assim, em um atraso da posição real em relação à posição teórica. Após algumas voltas, o avanço real se iguala ao avanço comandado, mas a diferença entre a posição real e a teórica continua. Pode-se concluir com isto que, para se conseguir a dimensão desejada é necessário que, ao fim do corte, o rebolo pare seu movimento de avanço radial por alguns instantes, até que a peça e a ferramenta se recuperem da deformação e voltem às suas posições originais. A este período dá-se o nome de faiscamento, centelhamento ou "spark out". Durante este período, ainda existe corte, com profundidade de penetração cada vez menor, à medida que a deformação elástica vai se recuperando (Pereira 2003)

O fenômeno de atraso da posição do rebolo pode ser descrito pelo equilíbrio de forças, conforme é ilustrado na figura 2.17

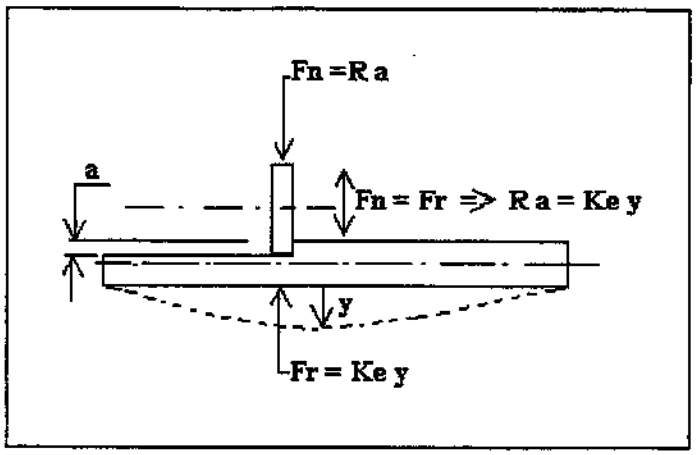


Figura 2.17: Ilustração do equilíbrio de forças e deformação numa operação de mergulho.

Da figura 2.17 pode-se retirar a equação do equilíbrio de forças:

$$R.a = k_e.y \tag{27}$$

Onde y é a parcela deformada do sistema R-M-P.

Substituindo-se (26) em (27), tem-se:

$$\mu.a = y \tag{28}$$

Como a partir de um certo valor n_{lim} de voltas da peça, a profundidade de corte (a) passa a ser igual ao avanço por volta (s), pode-se afirmar então que:

$$p/n > n_{lim} \Rightarrow y = \mu.s \tag{29}$$

Portanto o coeficiente μ determina a diferença entre a posição real e a desejada do rebolo. Quanto menor for μ, menor será o número de voltas para que sejam anuladas as deformações do sistemas R-M-P no período de faiscamento, isto é, quanto menor o μ menor a fase de "spark out".

2.8 Qualidade e Defeitos Típicos da Peça

A necessidade de operação de retificação para a confecção de uma determinada peça implica que esta deva ter bom acabamento superficial, ou seja, baixo nível de rugosidade e uma maior exatidão dimensional do que se consegue em outros processos. Normalmente, a qualidade das peças

submetida a operações de retificação cilíndrica externa é verificada através da circularidade, rugosidade e queimas superficiais.

A circularidade de uma peça pode ser verificada por meio do batimento radial. Para Agostinho (1995) a circularidade permitida para operação de retificação com IT 5 para peças com diâmetro 30 a 50 mm é de 11μm.

Baldo (1994) estudou o comportamento da circularidade da peça em relação à redução do tempo total de ciclo de retificação cilíndrica externa de mergulho, no qual o ciclo de centelhamento (recuperação elásto-plástica) foi acelerado provocando uma queda de tempo na confecção da peça. (A operação de centelhamento acelerado consiste na redução do tempo gasto na operação de centelhamento, de forma que o rebolo ultrapasse a dimensão final da peça com uma determinada velocidade de mergulho e depois retorne rapidamente com uma determinada velocidade de recuo, de forma a não prejudicar a qualidade da peça. Este assunto será abordado no item 2.9.3). Este autor concluiu que o centelhamento acelerado não provocou alterações significativas na circularidade das peças.

Hassui (1997) investigou, dentro de condições específicas, a relação entre circularidade e volume de material removido, para o mesmo processo, e comprovou que os valores do batimento radial tendem a aumentar com a velocidade de avanço e com o volume específico de material removido.

A rugosidade é um parâmetro de grande peso na verificação da qualidade de uma peça que foi submetida a uma operação de retificação. Fatores como granulometria, tipo de rebolo, grau de recobrimento, fluidos de corte, folgas nos eixos e condições cinemáticas de operação exercem forte influência no comportamento deste parâmetro. Tanto Baldo (1994) como Hassui (1997) investigaram a rugosidade como variável de resposta em seus experimentos para o mesmo processo, comentado acima. Baldo concluiu que as rugosidades Ra e $R_{máx}$ são menores para os ciclos acelerados e que essas crescem com a velocidade de mergulho, como se pode ver na figura 2.18. Hassui obteve a mesma conclusão que a da circularidade, ou seja, os parâmetros de rugosidade Ra e $R_{máx}$ crescem continuamente com o aumento do volume específico de material removido e, conseqüentemente, com o desgaste ou perda de afiação do rebolo. Oliveira (1989) também investigou a rugosidade, especificamente a Ra, em relação ao grau de recobrimento demonstrando que ela é maior para Ud = 1, ou seja, quando o rebolo é dressado de forma a se tornar mais agressivo.

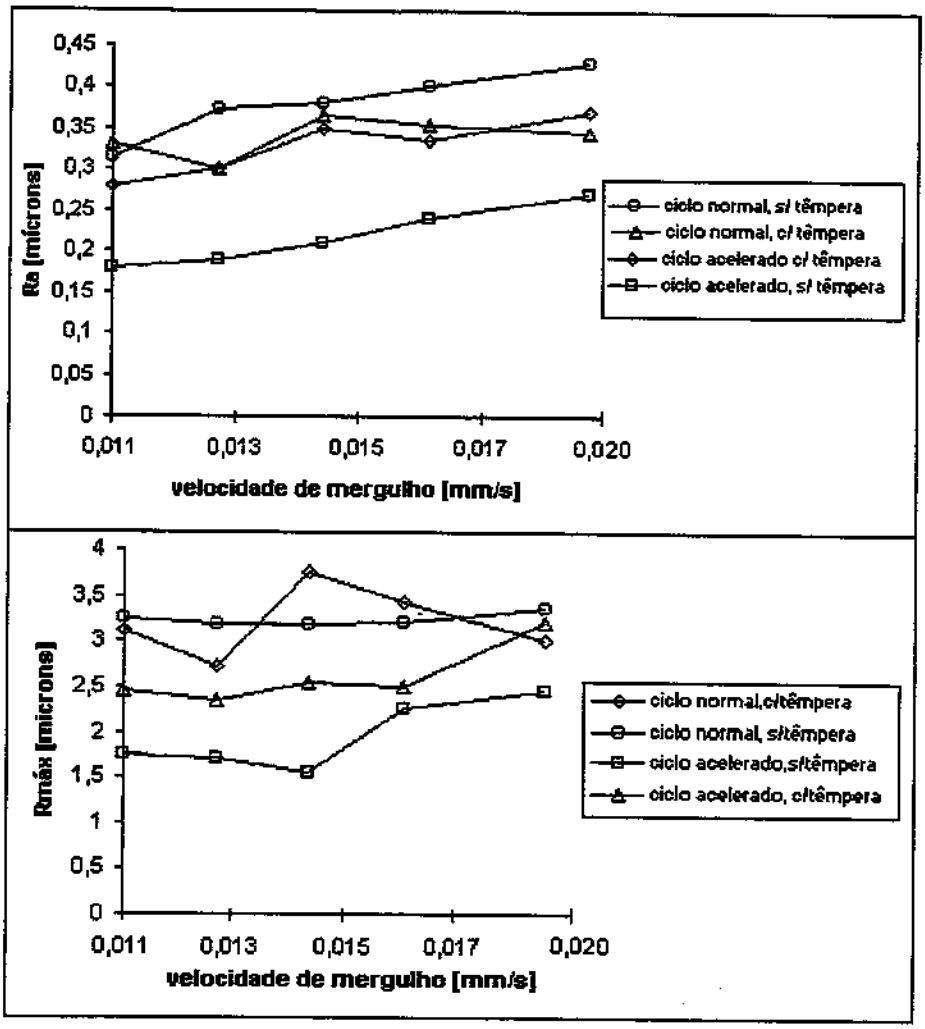


Figura 2.18: Variação da rugosidade *Ra* e *Rmáx* com velocidade de mergulho (adaptado de Baldo, 1994)

Os danos térmicos que também se constituem fatores de grande importância no estudo da qualidade e defeitos das peças já foram comentados no item anterior 2.4.

2.9 Ciclos de Retificação

2.9.1 Introdução

O ciclo de retificação é definido por um conjunto de etapas em uma operação, que vai da colocação da peça até sua saída dentro das especificações pré-determinadas. Ele é dividido em fases e a soma de todos os tempos de realização das fases resulta no tempo total do ciclo (Oliveira, 1989). A figura 2.19 apresenta um exemplo de um ciclo de retificação cilíndrica de mergulho.

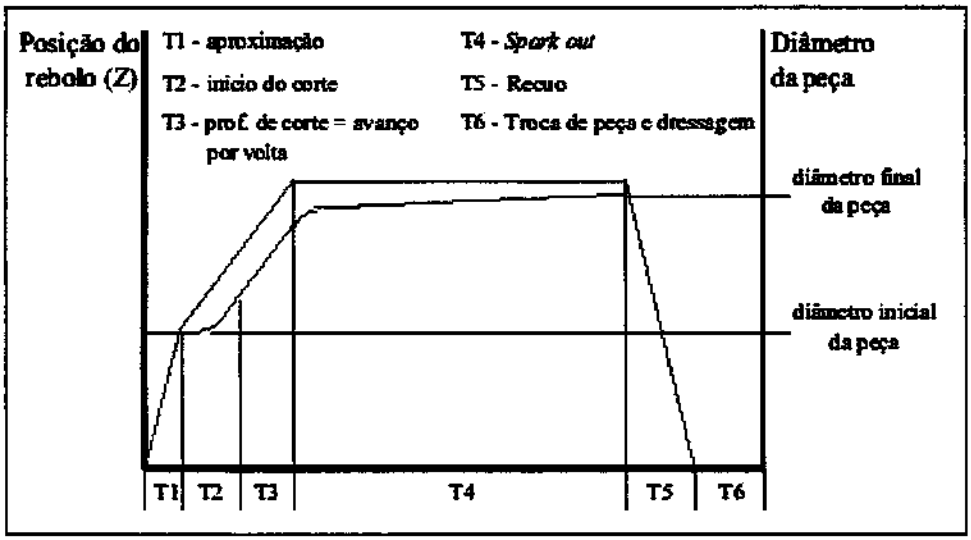


Figura 2.19: Ciclo de Retificação de Mergulho (Soares, 2001).

A primeira etapa (tempo T_1) é a aproximação do rebolo na peça sem o corte. Na segunda (tempo T_2) ocorre o início da remoção de material, com a conseqüente deformação elástica do conjunto máquina-rebolo-peça. Na terceira etapa (tempo T_3), a profundidade de corte é igual ao avanço por volta do rebolo. A quarta etapa (T_4) corresponde à operação de centelhamento. Nesta etapa atinge-se a dimensão final da peça. Finalmente na quinta e na sexta etapas (T_5 e T_6) ocorrem o afastamento do rebolo e a troca da peça com possível dressagem.

2.9.2 Ciclo com Três Avanços (quando se tem medição em processo) e Ciclo Normal com Centelhamento

O ciclo com três avanços é usualmente utilizado quando se tem a presença de um medidor radial em tempo real, que é muito utilizado no meio industrial. Sua função é indicar quando a peça atinge seu diâmetro programado para que o rebolo retorne a sua posição inicial. Nesta situação, o ciclo tradicional de um avanço constante, seguido de uma fase de centelhamento, em que o rebolo não tem avanço programado e a deformação elástica obtida no início do ciclo é aliviada (figura 2.20 a), não é usualmente utilizado. Isto se deve ao fato de que, se a retração do rebolo for ordenada pelo medidor radial em qualquer ponto da fase de centelhamento, poderia haver dano à qualidade superficial e de forma da peça, pois o centelhamento não seria completo. Assim é necessário dividir-se o avanço do rebolo em três fases diferentes e velocidades decrescentes. (figura 2.20 b), para que a deformação elástica da peça e do eixo do rebolo ocorrida na primeira fase seja recuperada nas duas últimas fases. Neste tipo de ciclo, o medidor radial deve registrar o diâmetro programado da peça na terceira etapa do ciclo, na qual o avanço e o sobremetal são muito pequenos.

O medidor radial tem precisão compatível com uma operação de retificação, mas necessita que o avanço seja pequeno no momento em que ele atue, para que não gere imprecisão na peça.

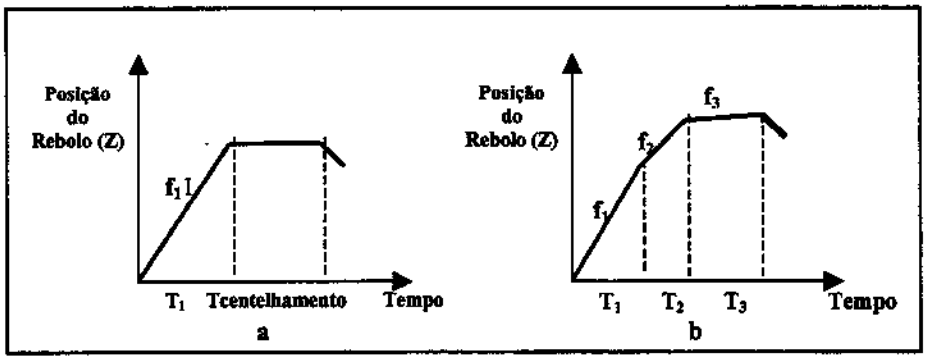


Figura 2.20 : a) Ciclo de retificação tradicional. b) Ciclo com três avanços.

Este trabalho buscará investigar dúvidas ainda existentes sobre cada um dos dois ciclos (figura 2.20). Por exemplo, no ciclo de três etapas quais as condições de usinagem em cada uma das fases irão gerar o melhor compromisso entre tempo e qualidade da peça? Qual é a influência das condições de retificação em cada fase na vida do rebolo? Qual ciclo (convencional ou 3 etapas) é melhor para a qualidade da peça e para a vida do rebolo? Será que realmente o ciclo convencional não pode ser usado quando se tem medidor radial em tempo real?

2.9.3 Otimização do Ciclo de Retificação

Os processos de retificação são largamente utilizados nas indústrias e, assim como em todos os outros processos, deseja-se a redução do tempo de produção sem a perda da qualidade final do produto. A redução do tempo nas operações de retificação são muito desejadas, pois em muitas vezes este processo se torna o gargalo em linhas de produção, fazendo-se necessário a sua otimização.Para que este objetivo seja alcançado pode se tomar as seguintes medidas:

- diminuição dos tempos improdutivos, sem a remoção de cavaco como centelhamento, aproximação e recuo do rebolo;
- diminuição da relação μ, através da otimização do processo de corte e do sistema máquina-rebolo-peça;
- utilização de sistemas transientes.

Os tempos improdutivos em um ciclo de retificação são basicamente os de aproximação e afastamento do rebolo, troca de peça e dressagem. A otimização da operação de dressagem já foi

comentada no item (2.2.5). Em relação ao tempo de afastamento do rebolo, além de ser muito pequeno em relação ao tempo total, pode ser diminuído sem grandes dificuldades. A otimização do tempo de aproximação será comentado a seguir.

A dispersão da sobremedida de usinagem é um limitador da diminuição do tempo total, através da aproximação rápida do rebolo. Isto porque a velocidade de aproximação rápida é normalmente ajustada para conduzir a ferramenta até uma dimensão pouco superior (folga de segurança) à sobremedida máxima do lote (figura 2.21), a fim de evitar o choque do rebolo com a peça. A primeira ação a ser realizada para a diminuição do tempo de aproximação do rebolo, é a redução da tolerância da operação anterior. Muitas vezes, esta tolerância é grande em relação ao sobremetal total retirado durante a operação de retificação, fazendo com que, em muitas peças, o rebolo fique muito tempo com avanço de trabalho, mas sem tocar a peça.

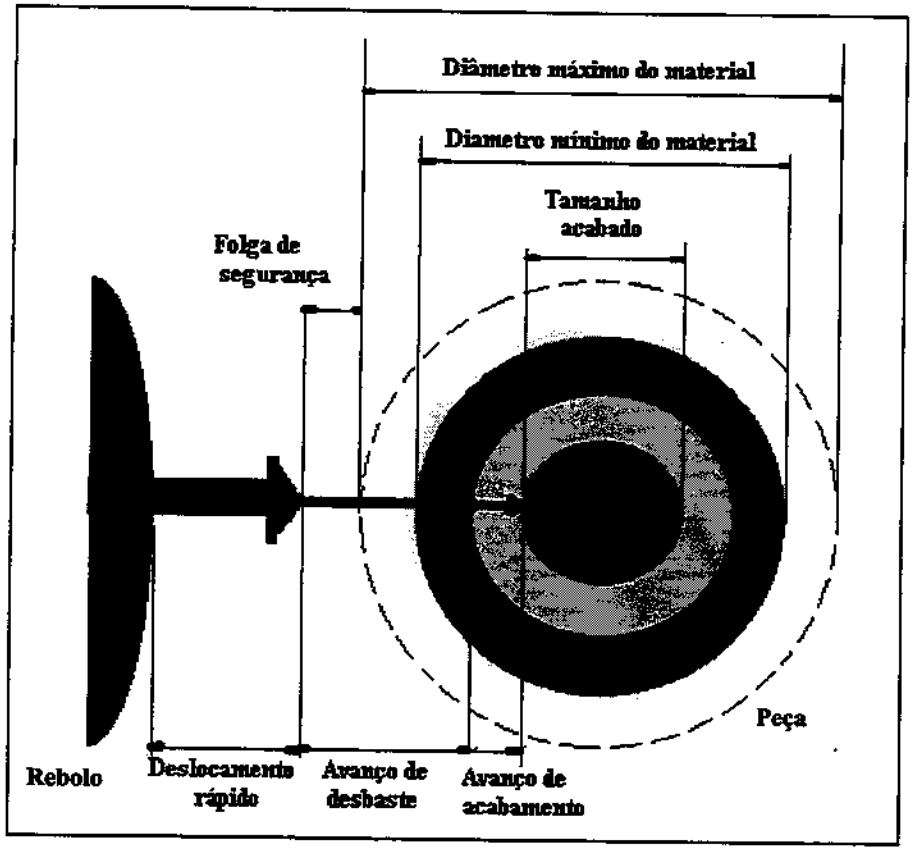


Figura 2.21: Representação do ciclo de retificação cilíndrica de mergulho (adaptado de Kluft, 1994)

Uma outra alternativa para minimizar o tempo de aproximação rebolo, sem ter que alterar a tolerância das peças da operação anterior seria adotar uma velocidade de avanço intermediária, ou

seja, uma aproximação rápida conduz o rebolo até a dimensão máxima do lote mais a folga de segurança, e em seguida, com uma velocidade intermediária de avanço, o rebolo é levado à dimensão máxima do lote.

O monitoramento por emissão acústica também tem sido utilizado para a redução do tempo de aproximação, mas isto será comentado mais adiante.

A minimização do coeficiente μ permite o uso de taxas de penetração mais elevadas pois permite a redução do tempo de centelhamento. Além disso, a qualidade geométrica da peça pode assumir níveis melhores. A figura 2.22 mostra a influência da redução do μ no tempo de retificação.

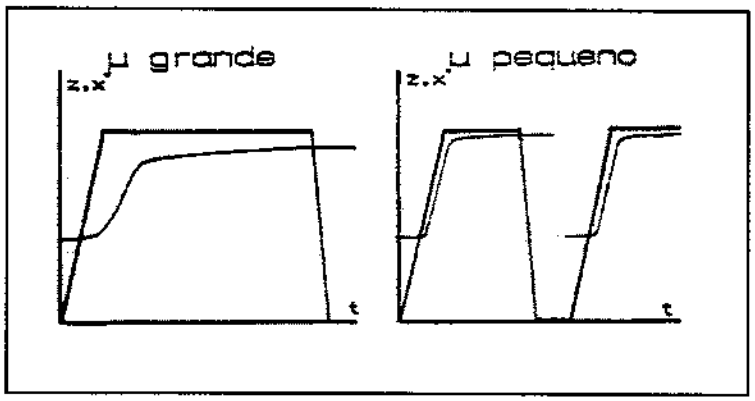


Figura 2.22: Influência de μ no tempo de retificação (Oliveira,1989)

Para se reduzir o coeficiente μ é necessário que:

- Aumentar a rigidez máxima do sistema MRP
- Diminuir o coeficiente de proporcionalidade (R) entre força e profundidade de penetração do rebolo.

Passar-se-á agora a descrever que medidas podem ser tomadas para que os fatores acima citados passam ser obtidos.

Nas operações cilíndricas externas entre centros, o elo menos rígido da cadeia M-R-P é frequentemente a peça. Portanto, esta deve estar bem apoiada à estrutura da máquina através de um dispositivo (luneta ou cavalete de apoio comandado por sistema de medição). Nas operações cilíndricas internas o elemento menos rígido é o eixo porta rebolo. Nas operações planas ou sem centros a rigidez estrutural da máquina é o ponto fraco, sendo que, nos casos em que rebolos estreitos trabalham inclinados, a rigidez pode atingir valores da ordem de 10 a 15% da rigidez usual de um sistema (Oliveira 1989).

A redução de valores do coeficiente R, entre a força e a profundidade de corte, reduz o valor de μ e melhora o rendimento térmico (queima na peça pode estar associada à altas forças de corte). Numa operação com R baixo poder-se-ia atingir altas taxas de penetração, com menores tempo de centelhamento.

Oliveira (1989) apresentou a uma equação para se analisar a influência de vários parâmetros no coeficiente R:

$$R = \left(\frac{V_W}{V_S}\right)^{\frac{16}{19}} \cdot \frac{D_e^{\frac{16}{19}} (Vol_b)^{0,47} d^{\frac{5}{38}} (HRC)^{\frac{27}{19}}}{94,383 \cdot \left(1 + \frac{a_d}{S_d}\right) S_e^{\frac{11}{19}}} \quad \text{N/mm} \qquad (30)$$

Da expressão 30 pode-se observar que para se diminuir R pode-se:

- Aumentar a velocidade periférica do rebolo. Teoricamente é a alteração que produz melhor resultado, pois o expoente de 1/Vs é o maior da expressão. Mas para isto seriam necessárias melhorias nos mancais, rebolos e sistemas de fixação e refrigeração para suportar o aumento da velocidade;
- Diminuir o produto $[(Vol_b)^{0,47} \cdot d^{5/38}]$ - selecionar um rebolo com estrutura mais aberta, mais mole e com grãos menores. Porém, a escolha de um rebolo deste tipo tem como prejuízo a deterioração da qualidade da peça acabada;
- Melhorar os parâmetros de dressagem de forma que o rebolo se torne mais agressivo. Esse fator cresce com o aumento a_d e s_d. É bom lembrar que nem sempre o aumento da profundidade e do passo de dressagem vai elevar a agressividade do rebolo. Além disso, o uso de um rebolo mais agressivo também prejudica a qualidade da peça retificada.

2.9.4 Ciclo com Centelhamento Acelerado

Este tipo de ciclo tem como objetivo a redução do tempo gasto na operação de centelhamento, de forma que o rebolo ultrapasse a dimensão final da peça com uma velocidade mergulho (u_1) e depois retorne rapidamente com uma velocidade de recuo (u_m). A figura 2.23 ilustra o ciclo com centelhamento acelerado.

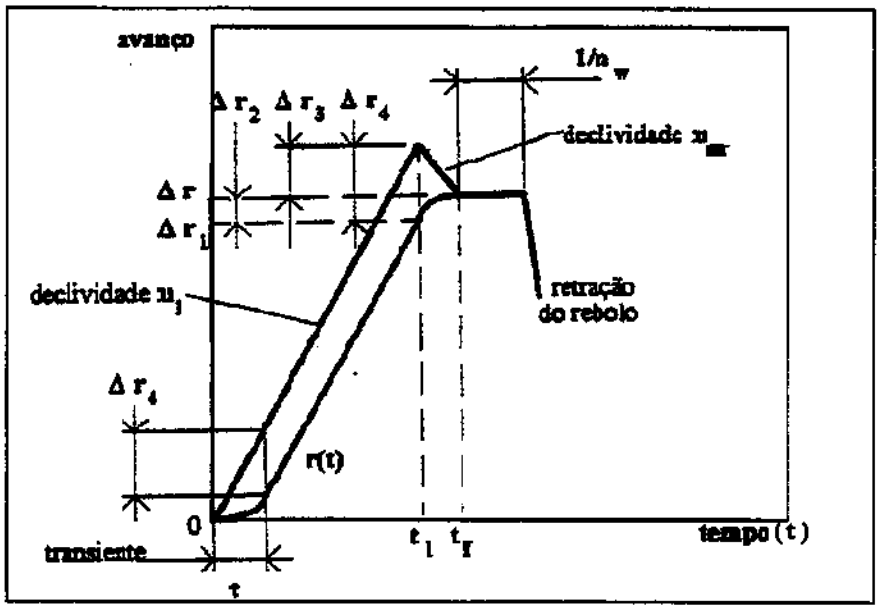


Figura 2.23: Ciclo de retificação cilíndrica de mergulho com centelhamento acelerado (Malkin, 1990)

A utilização deste tipo de ciclo é dificultada pela necessidade da determinação dos parâmetros Δr_3 (quanto o rebolo irá ultrapassar do diâmetro da peça) e u_m, de maneira que não se prejudique a dimensão desejada da peça, nem a qualidade superficial da mesma. Neste sentido, Malkin (1984) sugeriu que o fator $\left(\frac{\Delta r_2}{u_1.\tau}\right)$, que é utilizado no cálculo de u_m, esteja entre 0,2 e 0,8. Desta forma pode-se calcular u_m pela equação (31)

$$u_m = -u_1.e^{\left(1,65-5,15.\frac{\Delta r_2}{u_1.\tau}\right)} \tag{31}$$

Malkin (1989) sugere equações para a determinação de Δr_3 são:

$$\Delta r_3 = \Delta r_4 - \Delta r_2 \tag{32}$$

$$\Delta r_2 = \Delta r - r(t_1) = u_1.\tau + u_m.\tau \ln\left(\frac{u_1 - u_m}{-u_m}\right) \tag{33}$$

$$\Delta r_4 = u_1.\tau - \frac{u_1.\tau}{e} = u_1.\tau.\left(1 - \frac{1}{e}\right) \tag{34}$$

Das equações acima, percebe-se que com a obtenção de τ (tempo despendido com as deformações elásticas) se obtém todos os parâmetros necessários para a implementação do ciclo com centelhamento acelerado. Baldo e Diniz (1995) concluíram que o sinal de emissão acústica foi uma boa ferramenta na determinação do parâmetro τ, pois este sinal possui valor crescente no início do ciclo de retificação e se estabiliza quando o tempo de deformação elástica (τ) termina. Após a determinação dos valores de τ estes autores implementaram o ciclo acelerado em ensaios utilizando peças de aço 4340 com 52 HRc com rebolo de óxido de alumínio e seus resultados concluíram que o ciclo acelerado não prejudicou a qualidade da peça, mas reduziu significativamente o tempo de centelhamento.

2. 10 Sistemas de Monitoramento

O uso de sistemas de monitoramentos dentro da área de corte de metais (torneamento, fresamento, furação e retificação) vem sofrendo nos últimos anos grandes avanços, pois a utilização destes sistemas permite a determinação do momento de troca da ferramenta, inspeção da peça e a otimização do processo. Este tipo de sistemas tem a função de fornecer informações sobre um fenômeno físico que está ocorrendo durante uma operação de corte. As principais grandezas monitoradas são a emissão acústica, a vibração mecânica, a corrente elétrica consumida pelo motor (indicador dos esforços de corte) e a temperatura do processo.

2.10.1 - Emissão Acústica

Para Liu (1991) o processo de monitoramento por emissão acústica tem grande potencial de aplicação no meio industrial, pois é de baixo custo, alta sensibilidade, flexibilidade de montagem, robustez e utiliza sensores de dimensões reduzidas, simples instalação e processamento de sinal. Segundo Kluft (1994) estes sistemas de monitoramento permitem a otimização dos processos de retificação e dressagem, melhorando a produção e a qualidade, além da redução de custos da peça e dos desperdícios.

Para Micheletti, e confirmado por Dedini (2000), diversas são as razões que fazem com que o desenvolvimento de tais sistemas seja realizado, quais sejam:

- O surgimento de novos e caros materiais para ferramentas que precisam ter sua utilização otimizada;

- O surgimento de materiais de difícil usinagem e cujo comportamento no processo ainda é desconhecido;
- As mudanças dos processos produtivos que estão tornando os lotes cada vez menores, encarecendo a rejeição de peças;
- A busca pela automatização da manufatura.

Segundo Blum (1990) e Beattie (1983) a emissão acústica pode ser definida como um conjunto de ondas acústicas geradas por um material quando sujeito a um estímulo externo. De outra forma, quando um material é deformado, ondas de tensão elástica se propagam dentro dele, devido à rápida liberação da energia de deformação. A este fenômeno se dá o nome de emissão acústica. Estas ondas de tensão causam deslocamentos muito pequenos na superfície do material, que podem ser captados por um sensor piezoelétrico que transforma este sinal elétrico em determinadas faixas de freqüência. Para Blum & Dornfeld, (1990) estas faixas de freqüências situam-se entre 15 kHz a 1200 kHz. O mesmo Dornfeld (1992) reporta EA entre 100 kHz e 1 MHz. Webster & Marinescu (1994) utilizaram a EA entre 100 kHz e 800 kHz, Kakino (1984) utilizou um filtro passa alta de 300 kHz em seu experimento e Oliveira et al. (1994) utilizaram a EA entre 50 kHz e 1000 kHz.

Para Baldo e Diniz (1995), diversas são as aplicações da emissão acústica na retificação. Dentre as principais pode citar-se:

- Observação e controle de colisões por falha de programação ou falha de controle;
- Controle da posição inicial de retificação;
- Controle da dressagem;
- Determinação de valores de sobre avanço do rebolo para redução do tempo de centelhamento;
- Determinação das condições de dressagem;
- Determinação do tempo de centelhamento.
- Sistema de eliminação do tempo de corte em vazio, utilizando emissão acústica (Dornfeld & Cai, 1984)
- Sistema de detecção da posição real do rebolo visando a diminuição da dispersão dimensional da peça, utilizando emissão acústica (Gomes et al, 1997)

2.10.2 Monitoramento pelo Sinal de Vibração

Segundo Thomson (1978), citado por Hassui (2002), o estudo da vibração diz respeito aos movimentos oscilatórios de corpos e às forças que lhes são associadas. Todos os corpos dotados de massa e elasticidade são passíveis de vibração.

A ocorrência de vibração na retificação é um fenômeno indesejável, pois resulta em ondulações tanto no rebolo como na peça, que podem elevar a rugosidade da peça, além de reduzir a capacidade de produção do processo. Em geral, a redução da taxa de remoção de cavacos (redução da velocidade de avanço) diminui a vibração do processo, mas sob pena de se aumentar o tempo de usinagem da peça. Hassui et al (1998) mostraram que o sinal de vibração relaciona-se bem com o desgaste do rebolo, ou seja, é sensível ao desgaste do rebolo, pois aumenta com a perda da afiação do rebolo, podendo ser utilizado como elemento informativo do melhor instante de se dressar a ferramenta. Além disso, este tipo de monitoramento pode ser utilizado como elemento seletivo de qualidade superficial da peça para um processo de retificação cilíndrica de mergullho, pois o mesmo tem sem sua intensidade crescente em função do aumento da rugosidade (Hassui, 2002).

Segundo Hassui (2002) o aumento na intensidade da vibração na retificação cilíndrica externa em função da remoção de material é baixo e as freqüências de vibração estão na faixa de 1,7 a 1,9 vezes a freqüência natural da máquina.

Para King & Hahn (1986) rebolos mais duros são mais suscetíveis à vibração pois, para a mesma taxa de remoção de cavacos, a pré-carga em rebolos duros e, portanto, a rigidez de contato K, são maiores em relação aos rebolos moles.

Este trabalho fará uso do sistema de monitoramento por vibração para análises dos níveis de deformações imposta em um ciclo de retificação cilíndrica externa de mergulho com 3 etapas e de um ciclo convencional com apenas uma velocidade de avanço e ainda para estabelecer um quadro comparativo entre a qualidade superficial e geométrica da peça com o nível de vibração.

Capítulo 3

Procedimento Experimental

Como o objetivo deste trabalho é conhecer mais detalhadamente a influência dos parâmetros do processo de retificação cilíndrica, na vida do rebolo e na qualidade da peça, de tal forma a possibilitar a otimização do mesmo, este estudo foi dividido em etapas. Nas etapas preliminares procurou-se verificar a influência dos parâmetros avanço e sobremetal removido em cada uma das 3 fases para o processo com três avanços (desbaste, semi-acabamento e acabamento da peça) na qualidade da peça. Na etapa intermediária buscou-se selecionar condições mais rápidas do ciclo com três avanços ou 3 fases e compará-las com as mais lentas em termos de qualidade das peças e de níveis de vibração. Ainda nesta etapa, comparou-se a qualidade das peças obtidas no ciclo convencional com as do ciclo com 3 fases, como também procurou-se determinar a deformação deixada na peça pelas fases correspondentes aos avanços 2 e 3. Na etapa final analisou-se a qualidade da peça, no começo e no fim da vida do rebolo tanto para o ciclo com três fases, quanto para o ciclo convencional.

3.1 Descrição da Montagem Experimental

A máquina utilizada nos ensaios foi uma retificadora cilíndrica Zema Zselics série Compakta G600, dotada de um CNC Fanuc 18 TC. Optou-se por trabalhar com retificação de mergulho, pois além de ser mais simples é uma das mais utilizada na indústria. A dressagem do rebolo foi feita com um diamante dressador de ponta única. Este diamante apresentou, inicialmente, uma largura, b_d, igual a 0,7 mm, medida a 0,03 mm da ponta, o qual periodicamente era medido novamente (dimensão a ser usada como profundidade de dressagem).

As condições de dressagem podem ser caracterizadas por um parâmetro denominado grau de recobrimento de dressagem U_d, (Oliveira, 1988). Este parâmetro é a razão entre a largura de atuação do dressador (b_d) e o passo de dressagem (Sd), conforme a equação (8) apresentada no item 2.4.1

$$U_d = \frac{b_d}{s_d} \qquad \textbf{(8)}$$

Utilizou-se neste trabalho U_d de 5 e, como o b_d foi de 0,7mm, o passo de dressagem obtido foi de 0,14mm. A medição de b_d foi feita utilizando-se um microscópio Leica Stereo Zoom 6 Photo, equipado com uma lente de ampliação e uma câmera CCD. A câmera estava acoplada a um microcomputador Pentium 133 MHz equipado com o programa Global Lab Image versão 3.1, que permite o processamento de imagens.

Foi feita a aquisição do sinal bruto de vibração do processo. A aquisição deste sinal foi efetuada através de um acelerômetro Kistler tipo 8720A500, com campo de medição de ± 500 g, sensibilidade de 9,67 mV/g, sensibilidade transversal igual a 0,5% e freqüência de ressonância de 54,0 kHz, fixado ao contra-ponto fixo da máquina. Além de colado ao contra ponto, o sensor foi revestido com silicone a fim de evitar o contato deste com o fluido de corte e cavacos, que constituem um ambiente bastante severo e poderiam danificar o sensor. O sinal do acelerômetro alimentava um acoplador (coupler) Kistler tipo 5134. Este coupler possui 4 canais para condicionamento de sinais, que realizam basicamente amplificação e filtragem dos sinais. No experimento em questão, utilizou-se o primeiro canal, ajustado com ganho de 100 vezes e filtro passa baixa (Butterworth) com frequência de corte de 1 kHz, conforme recomendado por, Hassui, (2002). O sinal do coupler era lido com uma ponta de prova Tektronix YTEK YT5020, bem como por um sistema de aquisição composto por um bloco de conexões National Instruments CB 68LP, uma placa A/D National Instruments PCI MIO 16E 1, capaz de trabalhar com 16 canais em modo "single ended" ou 8 canais em modo diferencial, resolução de 12 bits e taxa de amostragem máxima de 1,25 MS/s multi canal, configurada via software para trabalhar com entrada analógica, diferencial e campo de trabalho ± 5 V. Tudo isto estava conectado a um microcomputador Pentium 200 MHz, com 32 Mbytes de memória RAM, onde estava instalado

um software Labview versão 5.0 da National Instruments. A taxa de amostragem utilizada, estabelecida no programa de aquisição, foi de 10,26 kHz. Optou-se por trabalhar em modo diferencial para minimizar os ruídos provenientes do próprio processo. A justificativa para uma taxa de aquisição elevada, principalmente se comparada ao critério de Nyquist, segundo Hassui (2002) é que uma vez efetuada a aquisição, não existem métodos de processamento capazes de corrigir uma subamostragem. Por outro lado, caso a taxa de amostragem seja excessiva, pode-se filtrar este excesso através de uma aquisição a posteriori do sinal gravado, desta feita, com uma taxa menor. A figura 3.1 ilustra o processo de retificação cilíndrica de mergulho utilizado nos ensaios e a figura 3.2 mostra um esquema da montagem experimental utilizada.

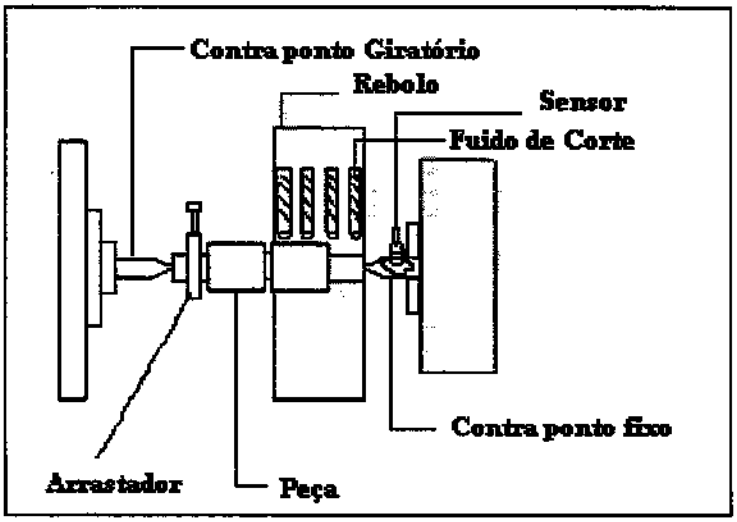


Figura 3.1:Esquema do processo de retificação cilíndrica de mergulho.

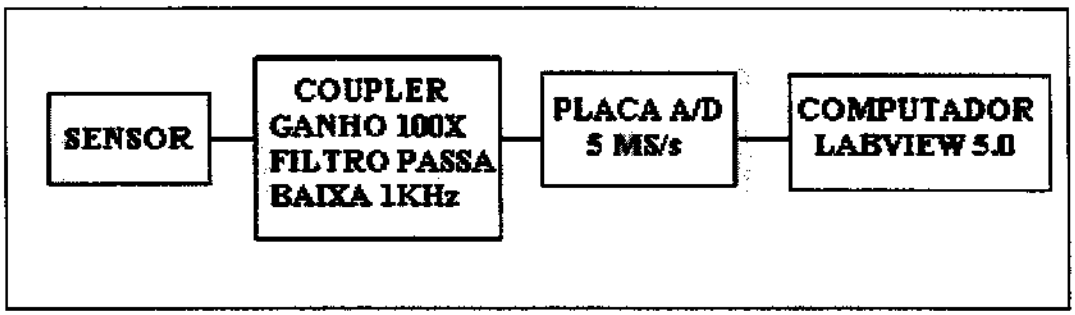


Figura 3.2: Esquema do Sistema de Aquisição

3.2 Condições de Usinagem

Os ensaios foram realizados utilizando-se um rebolo FE 38 A 80 K V S da Norton Abrasivos, recomendado para afiação e retificação de diversos tipos de materiais. Segundo catálogo do fabricante, este tipo de rebolo apresenta boa manutenção de perfil. O abrasivo é o óxido de alumínio branco (linha FE 38 A), o grão é tamanho 80, a dureza K e a liga é vitrificada (V) com uma modificação (S), que deixa o grão abrasivo mais exposto, gerando menor risco de queima na peça. As dimensões dos rebolos são: 355,6 mm de diâmetro externo inicial, 50,8 mm de largura e 127 mm de diâmetro do furo. O grau de recobrimento (Ud), já citado, foi de 5. e fluido de corte foi uma solução a 4% de óleo sintético. A velocidade periférica máxima recomendada para estes tipos de rebolos é 33 m/s. Nos ensaios, a velocidade periférica do rebolo foi constante e igual a 30 m/s. Este valor foi definido pois é menor que a velocidade máxima especificada pelo fabricante do rebolo, além de ser possível atingi-la com a máquina utilizada, sem afastar-se demasiadamente dos valores utilizados nos meios industriais.

Os corpos de provas utilizados foram de aço ABNT 4340 temperados e revenidos. A dureza média conseguida com o tratamento térmico foi de 56 HR_C. A figura 3.3 apresenta um croqui do corpo de prova utilizado.

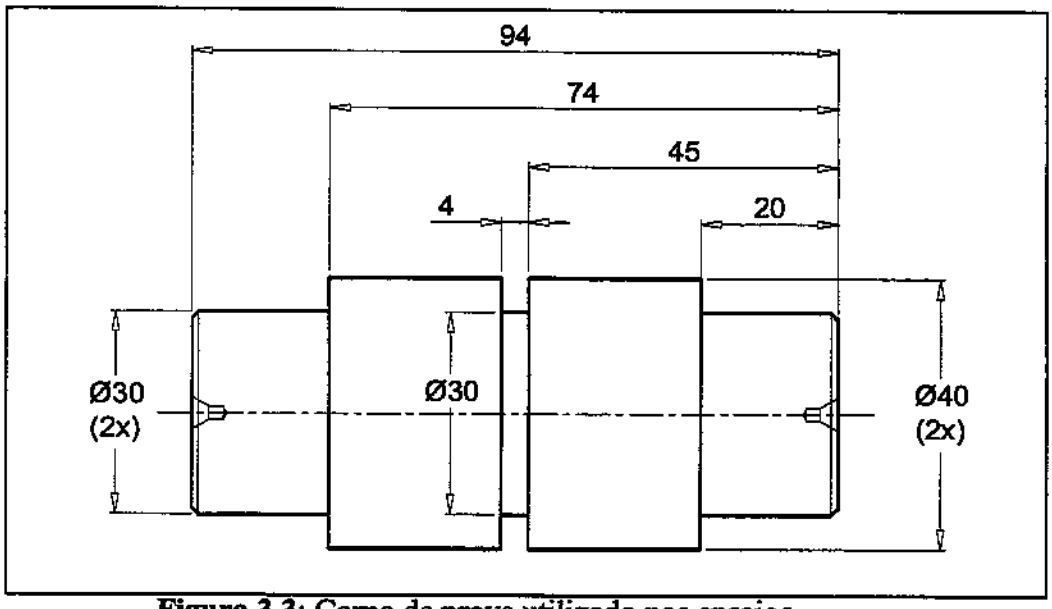


Figura 3.3: Corpo de prova utilizado nos ensaios.

Em função do propósito do presente trabalho, passar-se-á para a descrição das etapas de investigação da influência dos parâmetros de retificação na qualidade e otimização do processo com suas respectivas condições de usinagem.

3.2.1 Influência das Condições da Primeira Fase do Ciclo de Retificação na Qualidade Geométrica e Superficial da Peça.

O ciclo de retificação cilíndrica de mergulho pode conter 3 fases, conforme já citado anteriormente: a primeira fase é aquela em que se remove a maior quantidade de material e possui a maior velocidade avanço. Sendo assim, nesta primeira etapa do trabalho estudou-se a influência desta fase na deformação, circularidade e rugosidade da peça. Para tal, foram ensaiados 24 corpos de prova, obedecendo a um planejamento fatorial 2^3 , cujas variáveis com seus respectivos níveis e a ordem de execução estão descrito nas tabelas 3.1 e 3.2. Cada ensaio foi repetido 3 vezes.

Tabela 3.1: Variáveis estudadas e seus níveis.

Variáveis	Nível inferior (-)	Nível superior (+)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,0055	0,0095
Sobremetal S_m (mm)	0,2	0,3
Tempo de Centelhamento Tcent.(seg)	0,82	5s

Para atingir o objetivo dessa etapa do trabalho, nesses ensaios tinha-se a retificação somente com uma fase de avanço e logo depois o centelhamento. Este centelhamento foi feito em duas condições, de tal maneira que na 1ª condição o tempo de centelhamento era suficiente somente para uma volta da peça e na 2ª condição, este tempo era aquele necessário para um centelhamento completo. A diferença de diâmetros entre as peças obtidas nestas duas condições fornecia uma informação de quanto material o centelhamento removia e, portanto, qual o tamanho da deformação elástica inicial do processo.

Tabela 3.2: Matriz da experimentação com a ordem das três execuções aplicada a cada um dos tratamentos

Ordem de Execução			Tratamentos ou Condições	f_l	S_m	T_{cent}
1° réplica	2° réplica	3° réplica				
1	7	3	1	-	-	-
2	5	1	2	-	-	+
3	1	7	3	-	+	-
4	3	5	4	-	+	+
5	8	4	5	+	-	-
6	6	2	6	+	-	+
7	2	8	7	+	+	-
8	4	6	8	+	+	+

A velocidade da peça v_w foi constante e igual a 11 m/min. As dressagens ($U_d = 5$) foram efetuadas ao final de cada execução dos oito tratamentos. Cada dressagem consta de 15 passadas com profundidade de 0,03 mm a cada passada do dressador. Vale ressaltar que os valores de velocidade da peça, do rebolo e das demais variáveis foram selecionados em função de ensaios preliminares e pelo catálogo do fabricante.

A rugosidade da peça foi medida em um rugosímetro Mitutoyo Surftest 211, ajustado com "*cut-off*" de 0,8 mm e padrão ISO (parâmetro Ra dado em μm). A medição de circularidade era realizada girando-se a peça, presa entre pontos na máquina, com um relógio comparador milesimal apalpando a mesma. Para verificar a exatidão deste procedimento uma de cada oito peças do ensaio em que se media a circularidade, era levada a um equipamento Taly Round para também neste equipamento se medir a circularidade. Pode-se dizer que não havia diferença nos valores obtidos nos 2 métodos de medição, comprovando a confiabilidade do método de medição executado com peça presa na posição de operação. As medições dos diâmetros retificados foram realizados utilizando-se micrômetromilesimal da Mitutoyo. Para a análise das variáveis foi utilizado um software comercial (*STATISTIC VERSÃO 5*), com um intervalo de confiança de 95%.

3.2.2 Análise de um Ciclo de Retificação com duas Velocidades de Avanços

O objetivo dessa etapa dos ensaios era verificar, comparando as peças obtidas quase sem centelhamento (apenas uma rotação da peça) e com centelhamento completo, a influência dos ciclos de retificação na deformação elástica remanescente após a 2ª fases (avanço 2, semi-acabamento), e também na circularidade e rugosidade da peça. Nesta etapa também se realizou 24 ensaios em função das três variáveis em estudo, o que gerou um planejamento fatorial 2^3 com mais duas repetições, levando a 3 peças retificadas por cada tratamento. As tabelas 3.3 e 3.4 apresentam as variáveis estudadas e a ordem de execução dos experimentos.

Tabela 3.3: Variáveis estudadas e seus níveis.

Variáveis	Nível inferior (-)	Nível superior (+)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,0055	0,0095
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,0007	0,00102
Tempo de Centelhamento Tcent (seg)	0,8s	5s

Tabela 3.4: Matriz da experimentação com a ordem das três execuções.

Ordem de Execução			Tratamentos	f_1	f_2	Tcent *
1°	2°	3°				
1	5	3	1	-	-	-
2	6	4	2	-	-	+
3	1	7	3	-	+	-
4	2	8	4	-	+	+
5	7	5	5	+	-	-
6	8	6	6	+	-	+
7	3	1	7	+	+	-
8	4	2	8	+	+	+

**O sinal negativo representa o tempo de centelhamento de apenas uma volta da peça (0,8s). O sinal positivo representa um centelhamento completo, com tempo de duração de 5 s.*

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

As condições de retificação utilizadas foram idênticas ao ensaio anterior, exceto em relação à inclusão de mais uma fase no ciclo de operação.O sobremetal total nesta fase de experimento foi uma constante de valor igual a 0,3 mm em função deste não ter gerado influências nas respostas analisadas nos ensaios anteriores, e os sobremetais removidos nas fases 1 e 2 foram 0,28 e 0,02 mm respectivamente. A diferença de diâmetro das peças retificadas com centelhamento completo e as com centelhamento de uma só volta da peça, para os tratamentos com mesmos valores de f_1 e f_2, representa o nível de deformação elástica ainda remanescente na peça antes do centelhamento. A obtenção das respostas também obedeceu à mesma metodologia do ensaio anterior. Porém tomou-se o cuidado de se colocar na matriz da experimentação, especificamente na última coluna da tabela 3.4, a alteração dos níveis da variável tempo de centelhamento (0,8 e 5s) para as mesmas condições de f_1 e f_2.

3.2.3 Análise de um ciclo de retificação com três velocidades de avanços

O objetivo desta etapa foi verificar a influência do avanço e do sobremetal removido para cada uma das fases do ciclo com três velocidades de avanços, nas respostas circularidade, rugosidade e deformação, para que se pudesse, em ensaios ou etapas posteriores, estabelecer uma comparação na qualidade da peça usinada, no tempo do ciclo e na vida da ferramenta entre o ciclo convencional e o de 3 fases. Este ensaio foi realizado com três velocidades de avanços diferentes (f_1 desbaste, f_2 semi- acabamento- f_3 acabamento), para que a deformação elástica do eixo do rebolo e da peça, gerada na primeira fase do ciclo pudesse ser recuperada e, assim, a peça fosse obtida com a qualidade desejada sem a necessidade da operação de centelhamento, que é comum no ciclo tradicional. Este tipo de ciclo, com três velocidades de avanços diferentes, é comum em máquinas dotadas de medidor radial, que tem a função de estabelecer o momento em que a peça atingiu sua dimensão final e, portanto, o momento de retrair o rebolo. No ciclo convencional a ação deste medidor pode levar a uma retração do avanço da ferramenta de corte antes que a fase de avanço zero (recuperação elástica) possa garantir a qualidade superficial e geométrica da peça.

Para este estudo 5 foram as variáveis, quais sejam: avanço das fases 1, 2, 3 e sobremetal da fase 1 (S_1) e da fase 3 (S_3), conforme apresentado na tabela 3.5.

Tabela 3.5: Variáveis estudadas e seus níveis

Variáveis	Nível inferior (-)	Nível superior (+)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,005	0,007
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,002	0,0028
Avanço da fase 3 (mm/volta)	0,0004	0,00055
Sobremetal 1 (mm)	0,23	0,26
Sobremetal 3 (mm)	0,007	0,01

A tabela 3.6 apresenta a matriz da experimentação para um planejamento fatorial 2^5, em que as constantes foram velocidade da peça V_w de 15 m/min, e o sobre metal total retirado de 0,3 mm. Como o planejamento foi 2^5 gerando 32 condições diferentes, e para que cada condição fosse retificadas três vezes, o número de peças retificados foi de 96 peças. Vale ressaltar que o sobremetal da fase 2 fica em função da equação S_t - (S_1 + S_3). E que as dressagens (U_d = 5) foram efetuadas a cada 16 peças retificadas.

Tabela 3.6: : Matriz da experimentação com a ordem das três execuções.

Ordem de Execução			Tratamentos ou Condições	f_1	f_2	f_3	S_1	S_3
1°	2°	3°						
1	3	17	1	-	-	-	-	-
2	4	18	2	-	-	-	-	+
9	21	5	3	-	-	-	+	-
10	22	6	4	-	-	-	+	+
17	13	21	5	-	-	+	-	-
18	14	22	6	-	-	+	-	+
23	25	31	7	-	-	+	+	-
24	26	32	8	-	-	+	+	+
11	27	13	9	-	+	-	-	-
12	28	14	10	-	+	-	-	+
19	7	27	11	-	+	-	+	-
20	8	28	12	-	+	-	+	+
29	31	1	13	-	+	+	-	-
30	32	2	14	-	+	+	-	+
5	5	19	15	-	+	+	+	-
6	6	20	16	-	+	+	+	+
15	11	11	17	+	-	-	-	-
16	12	12	18	+	-	-	-	+
27	15	25	19	+	-	-	+	-
28	16	26	20	+	-	-	+	+
7	23	7	21	+	-	+	-	-
8	24	8	22	+	-	+	-	+
13	29	15	23	+	-	+	+	-
14	30	16	24	+	-	+	+	+
25	19	3	25	+	+	-	-	-
26	20	4	26	+	+	-	-	+
31	9	29	27	+	+	-	+	-
32	10	30	28	+	+	-	+	+
21	17	9	29	+	+	+	-	-
22	18	10	30	+	+	+	-	+
3	1	23	31	+	+	+	+	-
4	2	24	32	+	+	+	+	+

3.2.4 Análise da Influência da Redução no Tempo de Operação na Qualidade da Peça para o Ciclo com Três Avanços

Nesta etapa foram realizados 64 ensaios em função de um planejamento fatorial 2^4 com mais duas repetições. O objetivo dessa etapa foi a redução do tempo de operação através da elevação do valor do sobremetal e do avanço da fase 1, pois estes não acarretaram grandes influências nas respostas estudadas nas outras fases dos experimentos. O avanço dois foi mantido constante com o valor do seu nível superior da etapa anterior.

A tabela 3.7 apresenta os valores das variáveis estudadas com seus respectivos níveis e unidades e a tabela 3.8 mostra a ordem de execução, com os respectivos tratamentos.

Tabela 3.7: Variáveis estudadas e seus níveis.

Variáveis	Nível inferior (-)	Nível superior (+)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,007	0,009
Avanço da fase 3 (mm/volta)	0,0004	0,00055
Sobremetal 1 (mm)	0,26	0,28
Sobremetal 3 (mm)	0,007	0,01

A tabela 3.8 apresenta a matriz da experimentação para um planejamento fatorial 2^4, em que as constantes foram as mesmas da fase anterior, exceto a velocidade de avanço da fase 2 (f_2 = 0,0028 mm/volta).

As condições de dressagens ($U_d = 5$) foram efetuadas ao final das 16 peças retificadas, que compreendia um ensaio com todas as condições experimentais.

Tabela 3.8: Matriz da experimentação com a ordem das três execuções.

Ordem de execução			Tratamento	S_1	f_1	f_3	S_3
1°	2°	3°					
1	13	5	1	-	-	-	-
2	14	6	2	-	-	-	+
11	9	9	3	-	-	+	-
12	10	10	4	-	-	+	+
3	15	3	5	-	+	-	-
4	16	4	6	-	+	-	+
7	1	15	7	-	+	+	-
8	2	16	8	-	+	+	+
13	5	11	9	+	-	-	-
14	6	12	10	+	-	-	+
5	11	13	11	+	-	+	-
6	12	14	12	+	-	+	+
9	3	7	13	+	+	-	-
10	4	8	14	+	+	-	+
15	7	1	15	+	+	+	-
16	8	2	16	+	+	+	+

3.2.5 Análise de Ciclos com duas Fases com Tempo de Ciclo Idêntico a um Ciclo de Três Fases

O objetivo desta etapa foi comparar o ciclo convencional com o ciclo com três fases. Essa comparação foi realizada comparando ciclos com mesmo tempo de duração. Assim, calculou-se os tempos despendidos com as fases 2 e 3 mais o centelhamento de uma volta da peça e usou-se a soma desses tempos como tempos de centelhamento nos ciclos convencionais. Então, no ciclo

convencional tinha-se somente a 1ª fase de avanço (com avanços idênticos aos usados nos ciclos com 3 fases) mais o centelhamento, com duração idêntica àquela da soma dos tempos das etapas 2 e 3 com o centelhamento de uma volta da peça do ciclo com 3 etapas.

O cálculo do tempo para cada fase (Tf_2 e Tf_3) obedeceu a seguinte equação:

$$T_{f_i} = \frac{S_m/2 * \pi.D}{15000.f_i} * 60 = (segundos) \qquad \textbf{(35)}$$

Onde:

S_m é o sobremetal em mm;

f_i é o avanço da fase i em mm/volta;

D o diâmetro da peça em mm.

O cálculo do tempo de uma volta é calculado pela razão:

$$t = \frac{60}{n}(seg) \qquad \textbf{(36)}$$

Onde, n é a rotação da peça (rpm)

Foram retificadas 3 peças para cada tratamento (que foram 8) totalizando 24 peças retificadas. As variáveis para este ensaio foram o f_1, f_2, f_3, e as constantes foram o sobremetal 1 igual a 0,23 mm, diâmetro da peça (42 mm) e para a velocidade da peça e dressagem foram mantidas as mesmas condições dos ensaios anteriores, sendo que a dressagem foi realizada ao final de cada réplica (oito peças). A tabela 3.9 apresenta as variáveis com seus respectivos valores e a tabela 3.10, a matriz da experimentação com a ordem de execução com respectivos tratamentos.

Tabela 3.9: Variáveis estudadas e seus níveis no ciclo convencional.

Variáveis	Nível inferior (-)	Nível superior (+)	Tempo (seg) 1 rot/peça	Tempo (seg) de Centelhamento
Avanço da fase 1 (mm/rot)	0,007	0,009	0,5263	$(T_{f2}+T_{f3}+T_{1rot})$
Tempo da fase 2 (T_{f2}) *	1,70 seg	1,21 seg	0,5263	
Tempo da fase 3 (T_{f3}) **	4,57 seg	3,65 seg	0,5263	

** tempo consumido pela fase 2 do ciclo com 3 fases da primeira etapa dos ensaios (nível inferior para f_2 = 0.002 mm/rot; nível superior para f_2 = 0.0028 mm/rot)*

*** tempo consumido pela fase 3 do ciclo com 3 fases da primeira etapa dos ensaios (nível inferior para f_3 = 0.0004 mm/rot; nível superior para f_3 = 0.0005 mm/rot)*

Tabela 3.10: Matriz da experimentação para um ciclo com 2 fases (fase 1 e centelhamento).

Ordem de Execução			Tratamento	f_1	Tf_2	Tf_3	Tempo (seg) de SPK ($t_{f2} + t_{f3} + t_{1\ volta}$)
1°	2°	3°					
1	5	3	1	+	+	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,38$
2	6	4	2	+	+	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,30$
3	1	7	3	+	-	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,87$
4	2	8	4	+	-	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,79$
5	7	5	5	-	+	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,38$
6	8	6	6	-	+	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,30$
7	3	1	7	-	-	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,87$
8	4	2	8	-	-	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,79$

Num segundo passo desta etapa de ensaios, também foram realizados experimentos com apenas duas fases, ou seja, avanços 1 e 2, sendo que o avanço dois foi calculado em função do tempo despendido nas duas últimas fases dos ciclos utilizados nos ensaios anteriores (f_2 e f_3). Assim, em função deste tempo calculou-se uma velocidade de avanço que garantisse a retirada do mesmo volume de cavaco no mesmo tempo das últimas fases. Para este cálculo utilizou-se a mesma equação do tempo de ciclo (eq.35), e o sobremetal referente às f_2 e f_3 foi de 0,002 mm.

O diâmetro da peça para este ensaio foi de 41,87 mm levando a uma velocidade de peça de 114 m/min. A tabela 3.11 apresenta os valores das variáveis para o referido ensaio e a tabela 3.12 a matriz da experimentação com a ordem de execução com as respectivas condições de usinagem.

Tabela 3.11: Variáveis para o ensaio do comportamento de f_2.

Variáveis	Nível inferior (-)	Tempo (seg)	Nível superior (+)	Tempo (seg)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,007	10,72	0,009	8,18
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,002	1,709	0,0028	1,216
Avanço da fase 3 (mm/volta)	0,0004	4,603	0,0005	3,683

Tabela 3.12: Matriz experimental com dois ciclos, em que o segundo é a média das etapas 2 e 3.

Ordem de Execução			Trata-mento	f_1	f_2	f_3	Tempo p/ f_2 (seg)	f_2 Equivalente (mm/volta)
1°	2°	3°						
1	5	3	1	+	+	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) = 4,900$	0,00107
2	6	4	2	+	+	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) = 5,825$	0,000903
3	1	7	3	+	-	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) = 5,392$	0,000976
4	2	8	4	+	-	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) = 6,313$	0,000833
5	7	5	5	-	+	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) = 4,900$	0,00107
6	8	6	6	-	+	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) = 5,825$	0,000903
7	3	1	7	-	-	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) = 5,392$	0,000976
8	4	2	8	-	-	+	$(T_{F2-} + T_{F3-}) = 6,313$	0,000833

3.2.6 Simulação da Interferência do Medidor Radial na Qualidade da Peça.

O objetivo desta etapa foi a simulação da intervenção do medidor radial, cuja função é indicar quando a peça atinge seu diâmetro programado para que o rebolo retorne a sua posição inicial. Entretanto, pode ocorrer que o retorno do rebolo, por ação do medidor radial, ocorra antes que o avanço f_3 (de acabamento) se processe completamente, o que acarretaria prejuízos na qualidade da peça. Desta forma, a análise se deu através da redução da terceira fase ao meio, ou seja, redução do tempo ao meio, para analisar a qualidade da peça. Para esta verificação foram realizados 8 ensaios, sendo que 4 ensaios correspondem a uma réplica de cada ensaio. As variáveis estudadas estão representadas na tabela 3.13 e a matriz da experimentação com os respectivos tratamentos estão mostrados na tabela 3.14.

Tabela 3.13: Variáveis e seus respectivos níveis para o $Tf_3/2$.

Variáveis	Nível inferior (-)	Tempo (seg)	Nível superior (+)	Tempo (seg)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,007	10,35	0,009	8,05
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,002	1,68	0,0028	1,2
Avanço da fase 3 (mm/volta)	0,0004	4,53/2	0,0005	3,62/2

Tabela 3.14: Matriz da experimentação para $Tf_3/2$

Ordem de Execução		Tratamento	f_1	f_2	f_3	Tempo (seg)
1°	2°					
1	4	1	-	-	-	(10,35+1,68+2,265+0,517*)
2	3	2	-	-	+	(10,35+1,68+1,812+0,517)
3	2	3	+	+	+	(8,05+1,2+1,812+0,517)
4	1	4	+	+	-	(8,05+1,2+2,265+0,517)

**tempo relativo a uma volta da peça.*

As condições de usinagem referentes à velocidade da peça, do rebolo e sobre metais foram a mesmas dos ensaios anteriores. A dressagem se deu ao final de 4 peças retificadas.

Ainda nesta etapa procurou-se analisar, sobre as mesmas condições anteriores, um ciclo convencional (f_1 + centelhamento) com tempo de centelhamento igual a soma $f_2 + f_3/2$ + o tempo de uma volta da peça, a fim de se estabelecer comparações entre o ciclo com três etapas com o convencional. A tabela 3.15 indica a matriz da experimentação para este ensaio.

Tabela 3.15: Matriz da experimentação $f_3/2$ com centelhamento.

Ordem de Execução		**Tratamento**	f_1	f_2	f_3	**Tempo do ciclo (Tf_1 +Tf_2 +$Tf_3/2$ + T 1 volta) (seg)**	**Tempo de Centelhamento (seg)**
1°	2°						
1	4	1	-	-	-	(10,35+1,68+2,265+0,517)	4,46
2	3	2	-	-	+	(10,35+1,68+1,812+0,517)	4,0
3	2	3	+	+	+	(8,05+1,2+1,812+0,517)	3,53
4	1	4	+	+	-	(8,05+1,2+2,265+0,517)	3,98

3.2.7 Análise dos Ciclos Individuais para o Ciclo com 3 Fases

Nesta etapa, monitorou-se a vibração imposta durante as operações pertinentes aos tratamentos selecionados para estabelecer um quadro comparativo entre a qualidade superficial e geométrica da peça e o nível de vibração medido através de seu valor em RMS.

Utilizou-se ainda os sinais de vibração para, numa etapa posterior, realizar a comparação dos níveis de vibração em cada etapa do ciclo com a vibração dos ciclos em que f_2 e f_3 foram usados sem as etapas anteriores a eles.

Neste ensaio foram adquiridos 160000 pontos com uma taxa de amostragem 8000 pontos/s, totalizando 20 segundos de aquisição. As condições de usinagens (velocidade da peça, do rebolo e dressagem) não foram alteradas em relação ao ensaio anterior. Neste a dressagem foi realizada

ao final de cada peça. As variáveis com seus respectivos valores estão mostradas na tabela 3.16, e a tabela 3.17 apresenta a matriz desta experimentação.

Tabela 3.16: Variáveis e seus respectivos níveis para análise de vibração.

Variáveis	Nível inferior (-)	Tempo (seg)	Nível superior (+)	Tempo (seg)
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,007	10,8	0,009	8,40
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,002	1,756	0,0028	1,254
Avanço da fase 3 (mm/volta)	0,0004	4,73	0,0005	3,782

Tabela 3.17: Matriz da experimentação para o ensaio de análise de vibração.

Ordem de Execução	f_1	f_2	f_3	Tempo (seg) $(f_1+f_2+f_3)$ + uma rot. da peça
1	+	+	+	13,435
2	+	+	-	14,382
3	+	-	+	13,94
4	+	-	-	14,886
5	-	+	+	15,84
6	-	+	-	16,78
7	-	-	+	16,34
8	-	-	-	17,28

O cálculo dos tempos de cada fase se deu com o mesmo critério da fase anterior. Neste ensaio a peça possuía um diâmetro de 42,75 mm gerando uma velocidade $V_w = 112$ rot/min.

3.2.8 Análise da Vibração para Cada Fase Individualmente

O objetivo desta etapa dos ensaios foi estudar o nível de deformação imposta nas primeiras fases de retificação para um ciclo com três avanços, através do valor de (RMS) da vibração gerada em cada fase em particular. Desta forma, a diferença entre os valores obtidos individualmente numa operação somente usando uma fase com avanços f_2 ou f_3, e os valores obtidos nestas fases, em conjunto com as outras, ou seja, no ciclo completo, apontaria a reação do sistema em sua recuperação elástica.

Neste ensaio foram adquiridos 50000 pontos do sinal de vibração com uma taxa de amostragem de 4000 pontos/s, totalizando 10 segundos de aquisição. As condições de usinagem não foram alteradas em relação aos ensaios anteriores. Foram retificadas 8 peças, pois para cada condição experimentada (f_2+, f_2-, f_3+, f_3-) foram retificadas duas peças. A tabela 3.18 apresenta os valores dos avanços estudados como também o tempo referente a cada um, lembrando que a cada valor foi somado o tempo de uma revolução da peça. O diâmetro da peça para este ensaio foi de 43 mm, o que gerou uma V_w =111 mm/min. O cálculo do tempo se deu sob os mesmos critérios anteriores.

Tabela 3.18: valores das variáveis para o ensaio de vibração de fases individuais.

Ensaios	Nível inferior (-)	Tempo (seg)	Nível superior (+)	Tempo (seg)
2° Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,002	1,756 +0,54*	0,0028	1,25 + 0,54
3° Avanço da fase 3 (mm/volta)	0,0004	4,7 +0,54	0,0005	3,78 +0,54

* *tempo de uma rotação da peça.*

3.2.9 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo com Três Fases

Esta etapa foi realizada para verificar a influência dos avanços de cada uma das três fases do ciclo tanto no tempo de ciclo, quanto na qualidade da peça, no começo e no fim da vida do rebolo (ensaio de vida). Para atingir este objetivo foram retificadas 66 peças para cada uma das 8

condições, com mais uma réplica totalizando 1056 peças retificadas. Ainda nesta etapa procurou-se estabelecer comparações de rugosidade em função da evolução do volume de cavaco removido, para cada condição estudada.

A tabela 3.19 apresenta as variáveis estudadas e os respectivos níveis, e a tabela 3.20 a matriz com as respectivas condições e ordem de execução.

Tabela 3.19: Variáveis estudadas para o ensaio de vida do ciclo com 3 fases.

Variáveis	**Nível inferior (-)**	**Nível superior (+)**
Avanço da fase 1 (mm/volta)	0,007	0,009
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,002	0,0028
Avanço da fase 2 (mm/volta)	0,0004	0,0005
Sobremetal 1 (mm)	0,26	0,29
Sobremetal 3 (mm)	0,007	0,01

Tabela 3.20: Matriz dos ensaios de vida para o ciclo com três fases.

Ordem de Execução		Tratamento	f_1	f_2	f_3
1ª	2ª				
5	4	1	-	-	-
2	7	2	-	-	+
6	5	3	-	+	-
7	1	4	-	+	+
4	3	5	+	-	-
1	8	6	+	-	+
8	6	7	+	+	-
3	2	8	+	+	+

Neste ensaio o rebolo apenas foi dressado ao cabo de 66 peças, sendo que este procedimento também foi realizado sob as mesmas condições das etapas anteriores.

3.2.10 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo Convencional.

Esta última etapa foi realizada para se estabelecer comparações entre o ciclo convencional e o ciclo com três etapas na qualidade da peça, no começo e no fim da vida do rebolo para as mesmas variáveis de resposta estudadas na fase anterior.

Neste ensaio de vida da ferramenta, o tempo de centelhamento foi calculado através da soma dos tempos envolvido nos avanços 2 e 3 dos ensaios da fase anterior mais o tempo de uma rotação da peça. O sobremetal utilizado foi de 0,28 mm. Entretanto os tratamentos selecionados para este ensaio foram apenas 4, ou seja, os tratamentos 1 e 8; 4 e 5 da tabela 3.20 do ensaio anterior, em que os primeiros são o mais lento e o mais rápido respectivamente, e os últimos, diferem no nível da variável avanço 1, que, por remover mais material da peça, é a variável que mais tem influência no desgaste do rebolo.

Foram retificadas 66 peças para cada uma das 4 condições, sem réplica, totalizando 264 peças. As condições de usinagem referentes à velocidade do rebolo da peça em (m/ min), dressagem e avanços foram mantidas. A tabela 3.21 apresenta as variáveis estudadas como também o tempo inicial envolvido nos avanços 2 e 3 e a tabela 3.22 a matriz dos ensaios com os tratamentos estudados e a ordem de execução dos mesmos. Vale ressaltar que o diâmetro inicial da peça foi de 41,6 mm e que o cálculo do tempo para a tabela 3.21 são os valores iniciais, pois como o diâmetro da peça foi reduzindo ao longo dos ensaios estes valores, obviamente foram se modificando.

Tabela 3.21: Variáveis estudadas e seus níveis no ciclo convencional.

Variáveis	**Nível inferior (-)**	**Nível superior (+)**	**Tempo (seg) 1 rot/peça**	**Tempo de Centelhamento**
Avanço da fase 1 (mm/rot)	0,007	0,009	0,5263	$(T_{f2}+T_{f3}+T_{1rot})$
Tempo da fase 2 (T_{f2}) *	1,70 seg	1,21 seg	0,5263	
Tempo da fase 3 (T_{f3}) **	4,57 seg	3,65 seg	0,5263	

** tempo consumido pela fase 2 do ciclo com 3 fases da primeira etapa dos ensaios (nível inferior para f_2 = 0.002 mm/rot; nível superior para f_2 = 0.0028 mm/rot)*

*** tempo consumido pela fase 3 do ciclo com 3 fases da primeira etapa dos ensaios (nível inferior para f_3 = 0.0004 mm/rot; nível superior para f_3 = 0.0005 mm/rot)*

Tabela 3.22: Matriz dos ensaios de vida para o ciclo com centelhamento.

Ordem de Execução	Tratamento ou Condições	f_1	f_2	f_3
1	1	+	+	+
2	2	-	+	+
3	3	-	-	-
4	4	-	-	+

Capítulo 4

Resultados e Discussões

Neste capítulo apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos em todas as etapas envolvidas nas investigações sobre a influência dos parâmetros do processo de retificação cilíndrica de mergulho na qualidade da peça, na vida do rebolo e na vibração da peça, tanto para o ciclo convencional como para o ciclo com três fases de avanços.

4.1 Resultados Referentes ao Comportamento da Primeira Fase do Ciclo de Retificação na Qualidade Geométrica e Superficial da Peça

Relembrando o que já foi exposto no capítulo 3, esta etapa dos experimentos teve o objetivo de verificar o nível de deformação elástica que a primeira fase do ciclo de retificação com três fases impõe à peça. Assim, foram retificadas diversas peças somente utilizando-se a primeira fase do ciclo. Ora retificava-se sem praticamente se ter centelhamento (depois da fase de avanço, parava-se o avanço o tempo necessário para a peça dar somente uma volta sobre si mesma) e ora retificava-se com centelhamento completo. A diferença entre os diâmetros destas duas operações era considerada uma medida da deformação elástica imposta por esta fase à peça. Além dos diâmetros foram também medidas a rugosidade média (Ra) e a circularidade das peças retificadas. A tabela 4.1 apresenta a seqüência de execução dos experimentos, os ensaios realizados e os resultados obtidos para as três repetições das condições experimentadas. Vale ressaltar que os resultados são apresentados como sendo os valores médios.

Tabela 4.1: Matriz da experimentação com os resultados obtidos.

Ordem de Execução			Tratamentos			Resultados Obtidos								
			f_1	S_m	S_0	Circularidade			Rugosidade Ra			ΔD (mm) *		
1°	2°	3°	mm/v	mm	seg	(μm)			(μm)			mm		
1	7	3	-	-	-	4	3	3	0,79	0,81	0,81	-	-	-
2	5	1	-	-	+	1	1,5	1	0,55	0,56	0,61	0,021	0,017	0,014
3	1	7	-	+	-	3	5	3	0,83	0,80	0,81	-	-	-
4	3	5	-	+	+	0,5	1	1	0,59	0,57	0,65	0,019	0,017	0,018
5	8	4	+	-	-	5	5	6	0,87	0,74	0,90	-	-	-
6	6	2	+	-	+	1	1,5	1	0,69	0,68	0,70	0,024	0,023	0,027
7	2	8	+	+	-	5	6	5	0,86	0,82	0,83	-	-	-
8	4	6	+	+	+	1,5	1,5	1	0,79	0,81	0,74	0,027	0,032	0,025

** O sinal (-) refere-se ao diâmetro da peça ainda deformada para cada condição experimentada de f_1 e S_m e o valor subseqüente implica o valor que o centelhamento removeu para a mesma condição de f_1 e S_m .*

Para a análise dos resultados utilizou-se o software comercial (*STATISTIC VERSÃO 5*) com um intervalo de confiança de 95%. A tabela 4.2 mostra os efeitos principais e as interações de 2ª ordem. O cálculo do erro experimental foi obtido a partir do método de análise de variância (ANOVA). Depois de calculados os efeitos principais, as interações e o erro experimental dos efeitos, executou-se o teste de significância dos efeitos, ou seja, o intervalo de confiança do experimento, o qual é gerado através do produto do erro padrão (Student, que considera o grau de liberdade e o intervalo de confiança) pelo erro experimental dos efeitos (EF). Através deste é possível identificar os fatores significativos do processo e como estes influenciam as respostas analisadas. Na tabela 4.2 os mesmos estão identificados por um asterisco.

Tabela 4.2: Estimativa dos efeitos da fase 1 para as respostas analisadas.

Fatores	Efeitos		
	Circularidade	**Rugosidade**	**Deformação**
Avanço f_1	*1,04167	*0,088	*0,0043
Sobremetal S_m	0,04167	0,03217	-0,001
Centelhamento S_0	*-3,29167	* - 0,1616	-
$f_1.S_m$	0,04167	0,01283	0,000667
$f_1 .S_0$	*-0,79167	*-0,5766	*-0,00433
$S_m.S_0$	-0,125	0,278	-0,001
Erro Experimental dos Efeitos (EF)	0,234181	0,0162	0,0008
Erro Padrão ($t_{n,\%}$)	2,110	2,110	2,110
Significância t .(EF)	$t_{17,95\%}$.(EF)=0,494	0,035	0,00168

Dos resultados da tabela 4.2 verifica-se que a variável sobremetal não alterou, de forma significativa, nenhuma das respostas estudadas. Já os fatores avanço 1 e centelhamento se mostraram significativamente influentes em todas as respostas, sendo que o centelhamento se mostrou bem mais influente que o f_1 em todos os casos. É bom ressaltar que os sinais dos efeitos indicam se estes provocam aumento ou redução na resposta. Quando positivo (+) promove a elevação do valor da resposta analisada, quando negativo (-) produz a redução. Dessa forma, o centelhamento, quando no maior nível, produziu os melhores resultados, ao contrário do que ocorreu com o f_1. Este fato é totalmente coerente, pois o centelhamento possui a finalidade de remover ou reparar as imperfeições geométricas e superficiais ocorridas durante a ação do avanço 1. A fase de centelhamento envolve cerca de um terço do tempo total de retificação. Assim deve-se buscar o menor tempo possível de operação que possa garantir a qualidade geométrica e superficial da peça, sem um aumento desnecessário de tempo. O avanço 1 é responsável por 2/3 do tempo de ciclo. Embora a elevação da taxa de remoção de cavaco no tempo seja desejada para se diminuir esta fase do ciclo, também se deve procurar um bom ajuste entre tempo e qualidade. Nas fases posteriores deste trabalho tratar-se-á destas considerações.

A figura 4.1 apresenta o gráfico de superfície para interação centelhamento com o avanço (f_1) na resposta circularidade e a figura 4.3 a interação avanço 1 e centelhamento na rugosidade.

A figura 4.2 apresenta o efeito do avanço 1 na deformação, a qual, em cada nível (+ e - , na abscissa), indica a variação dos valores ocorridos para as três repetições (ordenadas), sendo que a linha intercepta no ponto médio. Este gráfico explicita o nível de variação da resposta sofrida pela alteração do nível da variável, medida pela diferença na ordenada entre o nível – e +.

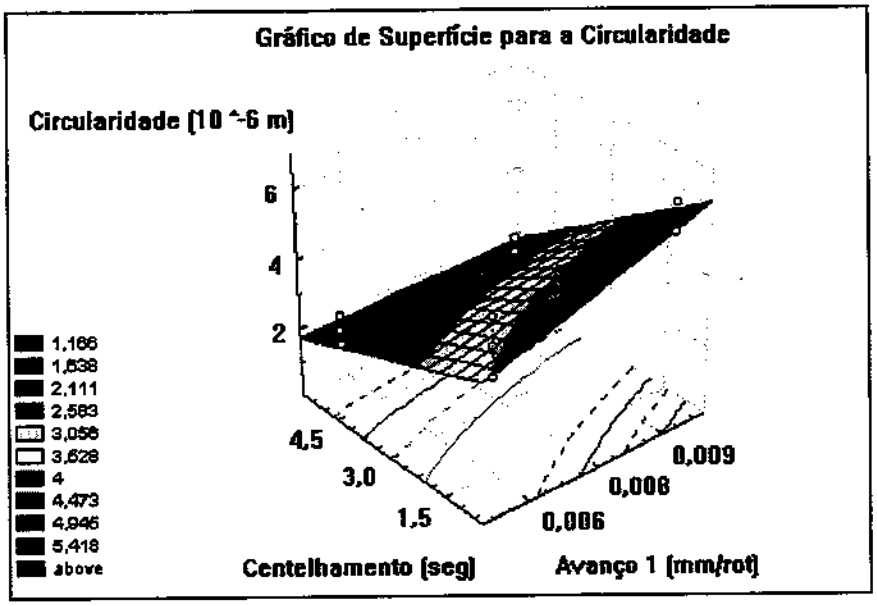


Figura 4.1: Resposta estimada para interação f_1 .S_0 na Circularidade.

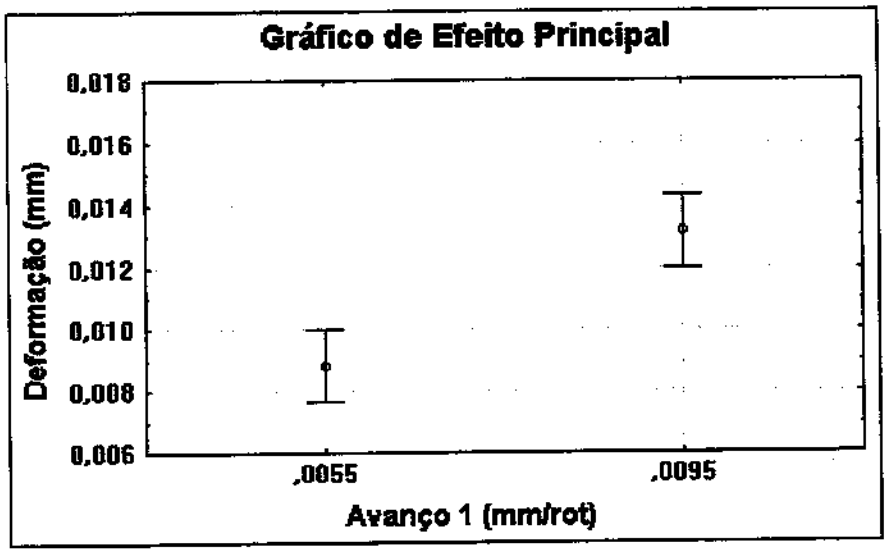


Figura 4.2: Efeito principal do f_1 na Deformação

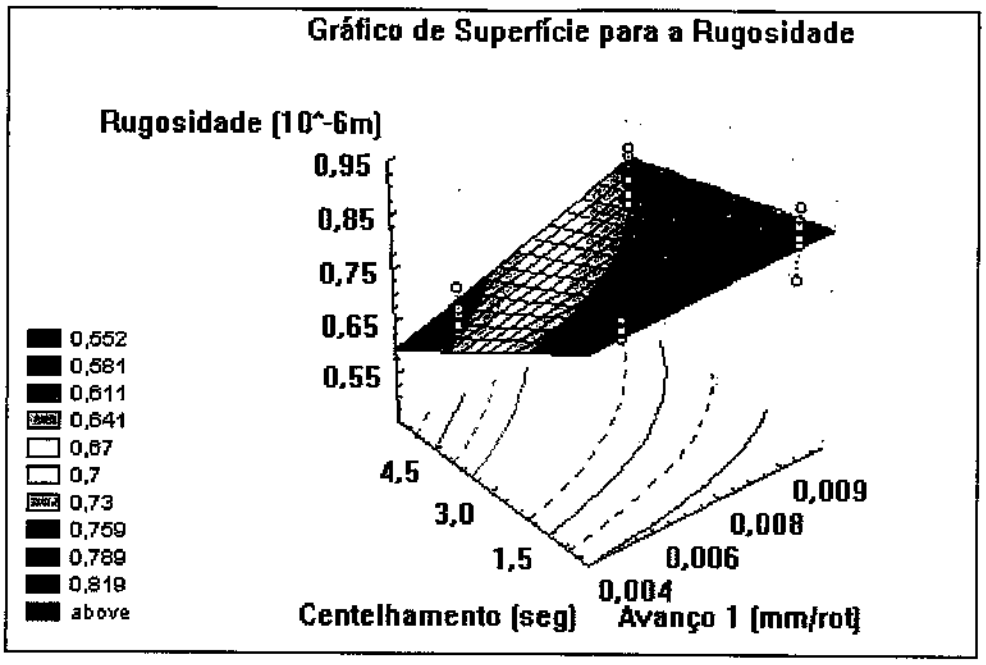


Figura 4.3: Resposta estimada para interação f_1 . S_0 na Rugosidade.

Da figura 4.1, observa-se que quando o nível do centelhamento foi positivo, ou seja, maior tempo de centelhamento, o f_1 não implica em alterações na resposta circularidade, pois o maior nível de centelhamento foi suficiente para garantir a qualidade geométrica da peça até mesmo para o avanço 1 no seu nível superior.

Ao contrário do que ocorreu com a circularidade (valor máximo de centelhamento experimentado foi suficiente para corrigi-la) o centelhamento não foi suficiente para corrigir a rugosidade (figura 4.3). Observando a figura 4.3, vê-se que o f_1 influenciou o valor de rugosidade, quando o centelhamento de 5s foi utilizado. O fato de que o centelhamento foi suficiente para corrigir a circularidade para qualquer valor de avanço f_1 e não foi para corrigir a rugosidade quando f_1 máximo foi usado, pode ter ocorrido por uma das duas seguintes razões: a) o tempo de centelhamento (5s) foi insuficiente para corrigir a deformação elástica imposta pelo avanço 1 quando no seu maior nível. Sendo verdade esta afirmação, pode-se concluir que para ter circularidade baixa não é necessário que se tenha um centelhamento completo; b) o tempo referente a 5 segundos foram suficientes para o centelhamento completo. Mas, se foi isto o que ocorreu a rugosidade precisa de algo mais do que um centelhamento completo (total remoção do sobremetal), ou seja, necessita que se tenha uma menor taxa de remoção de material na etapa 1.

Segundo Hassui (2002) o aumento excessivo na taxa de remoção de material (velocidade de avanço) provoca uma elevação no nível de vibração com conseqüente perda da qualidade superficial da peça usinada.

A figura 4.2 mostra a forte influência do avanço 1 na deformação elástica gerada no início do ciclo. Este resultado também é bastante coerente pois, quanto maior este avanço, maior a força normal à peça e ao rebolo e, conseqüentemente, maior a deformação do sistema.

Analisando-se ainda as tabelas 4.1 e 4.2, vê-se que o sobremetal removido na etapa 1 do ciclo de retificação (Sm) praticamente não influencia a deformação elástica do início do processo. Assim, é interessante que ele seja mantido no seu nível mais alto, a fim de que uma maior parcela do cavaco seja removida na etapa 1, que é a fase com maior velocidade de avanço dentre as três etapas do ciclo.

Será buscado nos próximos itens condições de usinagem que gerem um melhor compromisso entre a qualidade superficial e geométrica da peça com o tempo de operação.

4.2 Resultados Referentes ao Ciclo de Retificação com duas Fases de Avanços

Nesta fase de ensaios foram retificadas 24 peças visando estudar o comportamento de um ciclo com duas fases (f_1 e f_2), com e sem a operação de centelhamento. O que se procurava verificar aqui é quanto da deformação elástica gerada no início do ciclo ainda permanece na peça após duas fases do ciclo e como isto influi nos parâmetros de qualidade da peça.

A tabela 4.3 apresenta a seqüência de execução dos experimentos, os ensaios realizados e os resultados obtidos.

A tabela 4.4 mostra os efeitos principais e as interações obtidas para as variáveis experimentadas, utilizando-se a mesma metodologia do item anterior. Como no item anterior, os valores da circularidade e da rugosidade são os valores médios obtidos.

Tabela 4.3: Matriz da experimentação e resultados obtidos p/ o ciclo de duas fases.

Ordem de Execução			Tratamentos			Resultados Obtidos								
			f_1	f_2	S_0	Circularidade			Rugosidade Ra			ΔD (μm) *		
1°	2°	3°	mm/v	mm/v	seg	(μm)			(μm)			mm		
1	5	3	-	-	-	2,0	2	1,5	0,76	0,73	0,66	-	-	-
2	6	4	-	-	+	1,0	1,5	0,5	0,60	0,60	0,52	0,003	0,004	0,004
3	1	7	-	+	-	1,5	2	1	0,79	0,76	0,75	-	-	-
4	2	8	-	+	+	1,0	1,5	1	0,6	0,67	0,51	0,004	0,004	0,005
5	7	5	+	-	-	2	2,5	2	0,77	0,76	0,73	-	-	-
6	8	6	+	-	+	0,5	0,5	0	0,65	0,63	0,58	0,006	0,005	0,006
7	3	1	+	+	-	2,0	2	2	0,77	0,79	0,8	-	-	-
8	4	2	+	+	+	0,5	0	0	0,61	0,57	0,55	0,007	0,007	0,006

** Esta coluna se refere à diferença diametral entre o ciclo sem centelhamento e o ciclo com centelhamento completo, ou seja, o valor da deformação imposta pelas fases anteriores.*

Tabela 4.4: Estimativa dos efeitos para o ciclo de duas fases.

Fatores	Efeitos		
	Circularidade	Rugosidade	Deformação
Avanço f_1	-0,1666	0,02325	*1,083
Avanço f_2	-0,2500	0,017	*0,75
Centelhamento S_0	*-1,2500	* - 0,166	-
$f_1 . f_2$	0,1667	-0,017	0,25
$f_1 . S_0$	*-0,6667	-0,0084	*-1,083
$f_2 . S_0$	0,2500	-0,0277	*-0,75
Erro Experimental dos Efeitos (EF)	0,151248	0,017	0,222
Erro Padrão ($t_{n,\%}$)	2,110	2,110	2,110
Significância t (EF)	$t_{17,95\%}$(EP)=0,320	0,03587	0,4684

Pelos resultados apresentados na tabela 4.4, observa-se que para a circularidade apenas o fator centelhamento e a interação f_1 * S_0 mostraram-se significativamente influentes, e que o fator

f_1 sozinho não se mostrou influente. Daí conclui-se que, quando o centelhamento estiver fixado no seu maior valor (5seg – centelhamento completo), os valores de f_1 estudados não trarão prejuízos aos valores de circularidades, ou seja, dentro das condições estudadas e com S_0 +, pode-se escolher as condições mais rápidas de operação sem que a qualidade seja prejudicada. Em outras palavras, se num ciclo com 3 fases de avanço, a terceira fase conseguir realmente compensar toda a deformação elástica ocorrida no início do ciclo, pode-se usar valores de f_1 e f_2 em seus níveis máximos, sem comprometer a circularidade da peça. Para a resposta rugosidade também o centelhamento, quando mantido no seu maior nível, garantiu bons resultados. Assim, para o parâmetro rugosidade da peça também pode-se utilizar valores altos de f_1 e f_2, desde que o centelhamento completo esteja garantido. Para a última resposta analisada, a deformação, que foi tomada como sendo a diferença diametral entre uma condição experimentada sem e com centelhamento, todos os fatores se mostraram influentes. Baseado no exposto pode-se concluir que, mesmo que os avanços das fases 1 e 2 gerem grande deformação na peça, o centelhamento é capaz de corrigi-la. Basta agora saber qual o tamanho da fase 3 do ciclo para que essa correção seja feita.

Os gráficos da figura 4.4 demonstram a ação do centelhamento nas respostas bem como o efeito de f_1 na deformação.

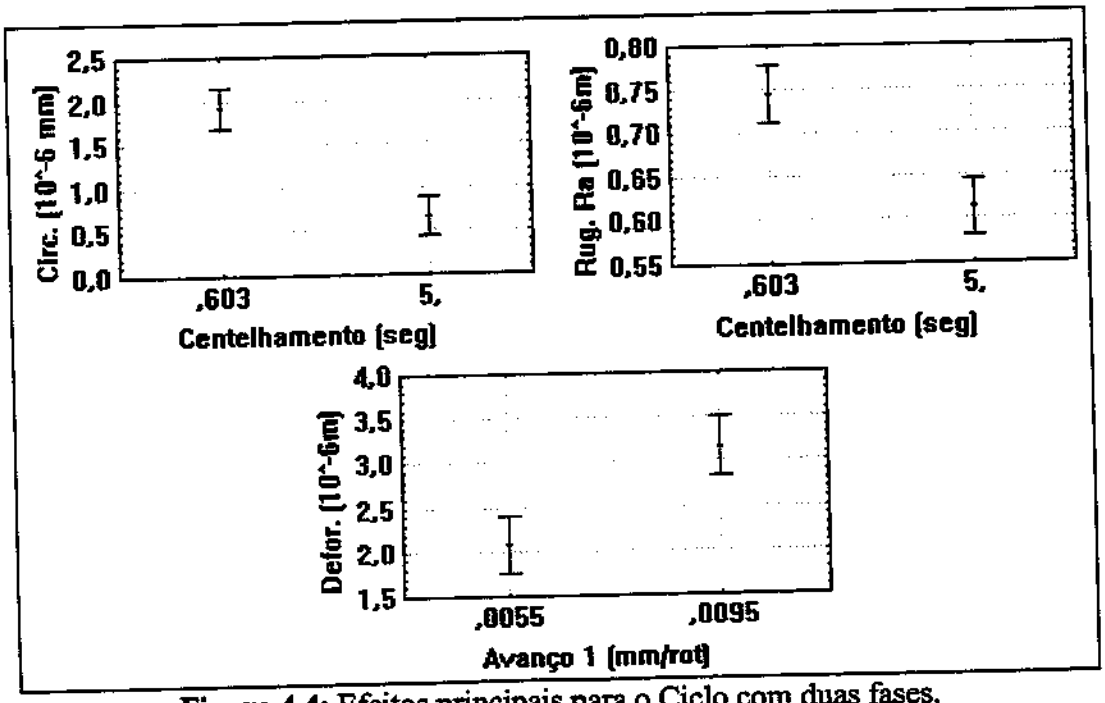


Figura 4.4: Efeitos principais para o Ciclo com duas fases.

Nota-se da figura 4.4 a ação preponderante do centelhamento, corrigindo ou otimizando as respostas à medida que este vai sendo elevado em seu valor.

A figura 4.5 apresenta o gráfico de superfície, ou seja, as respostas estimadas para a interação f_1 . S_0.

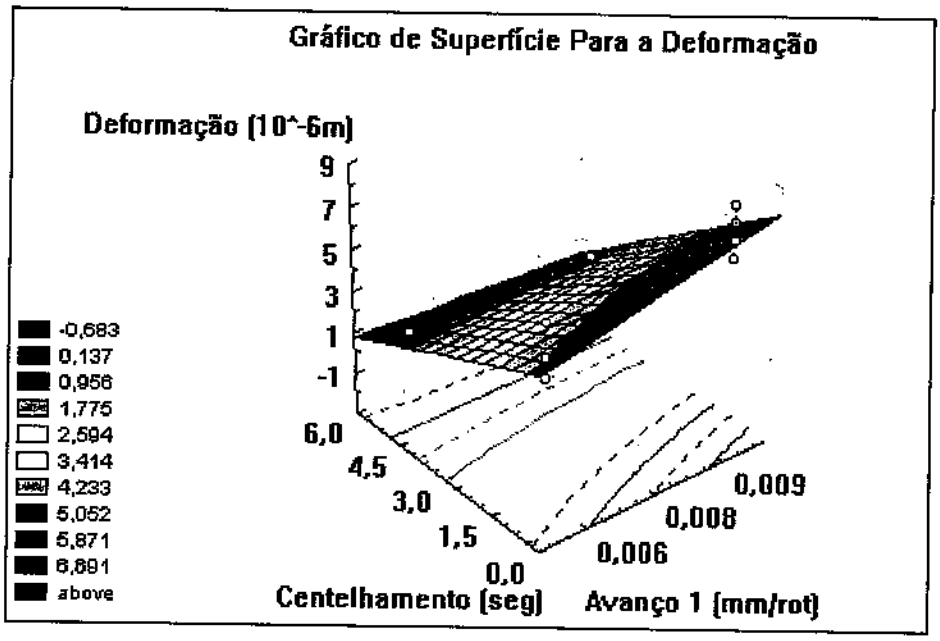


Figura 4.5: Resposta estimada para interação f_1 . S_0 na deformação.

Da figura 4.5 observa-se que quando o centelhamento estiver no seu maior nível, o avanço f_1 quase não altera a resposta, mas à medida que o valor do tempo de centelhamento vai se reduzindo o f_1 apresenta uma ação diretamente proporcional à resposta. Poder-se-ia se pensar em diminuir o tempo de centelhamento como também o valor de f_1, que ainda alcançar-se-ia uma qualidade viável, com um menor tempo de operação. Porém, o tempo despendido na etapa f_1 é bem maior que o da etapa de centelhamento. Logo é mais rápido manter f_1 e S_0 com seus maiores valores, uma vez que esta condição garantiu qualidade em todas respostas analisadas.

A figura 4.6 mostra a ação dos avanços f_1 e f_2 na deformação, indicando que o avanço 1 apresentou uma influência bem maior que o avanço 2 (f_2) e que a elevação do primeiro aumenta a deformação elástica principalmente quando o f_2 está no seu maior nível, ou ainda que o f_2 apresenta maior importância quando a taxa de remoção da primeira fase foi a mais alta (f_1+).

Entretanto, mesmo nas condições mais rápidas (f_1+,f_2+) a deformação elástica a ser removida foi baixa não ultrapassando 0,007 mm.

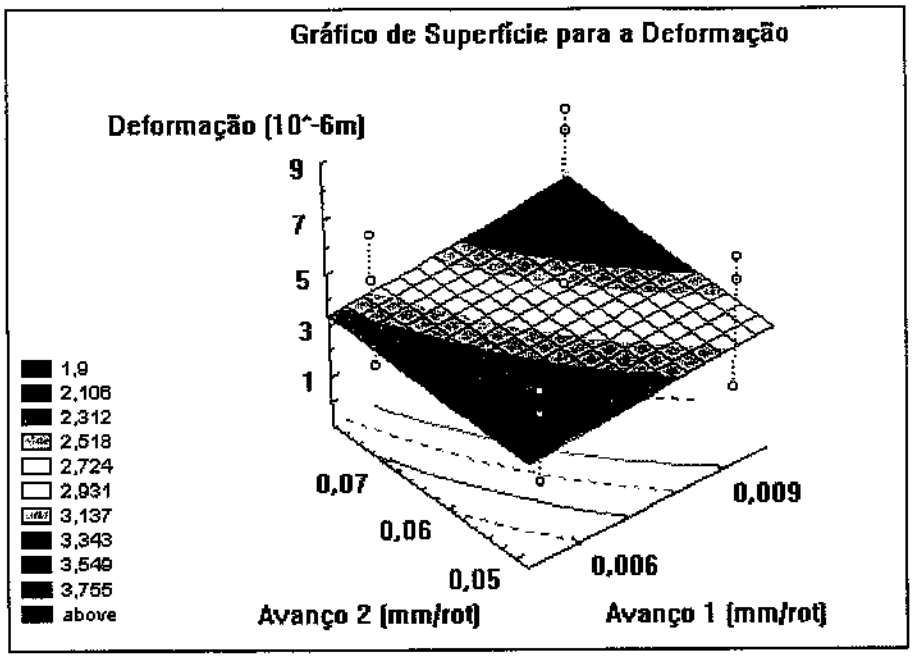


Figura 4.6: Deformação diametral em função dos avanços

As figuras 4.7 a 4.9 apresentam uma comparação entre o ciclo de 1 avanço e o ciclo de 2 avanços (2 fases) nas respostas circularidade, rugosidade e deformação respectivamente. Esta comparação foi realizada tomando-se apenas duas condições da 1ª. fase (f_1- Sm+ So- e f_1+ Sm+ So-) pois, no ciclo de duas fases, o sobremetal Sm foi igual a Sm+ do ciclo de 1 fase . Do ciclo de 2 fases foram escolhidas as condições que continham o So –, ou seja, sem centelhamento para que se pudesse analisar o quanto de imperfeições geradas pela etapa 1 foi corrigida na fase 2.

Da figura 4.7 nota-se que a presença de uma segunda fase f_2 reduz de forma pronunciada a circularidade e que a alteração no nível da variável f_2 (dentro das condições de contorno) não alterou de forma significativa a resposta circularidade, apontando apenas para uma tendência de redução no valor de circularidade. Nota-se ainda que a ciruclaridade já se encontra num nível bastante baixo após a fase 2 (abaixo de 2 μm), o que, para um bom número de peças industriais já é o valor recomendado. Assim, pelo menos com relação à circularidade, muitas vezes não seria necessário um centelhamento ou uma fase com menor avanço posterior. Ainda nesta figura

percebeu-se para o ciclo de uma fase que quando o valor de f_1- passa para f_1+ a circularidade é pronunciadamente piorada.

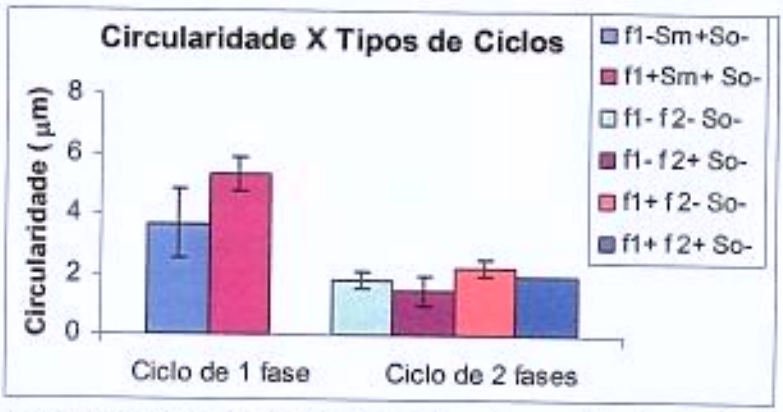


Figura 4.7: Comparação de circularidade entre o ciclo de 1 e 2 fases.

Da figura 4.8 nota-se que tanto para o ciclo de uma etapa como para o ciclo de 2 fases o nível de f_1 não alterou a rugosidade de forma significativa. Além disso, diferentemente do que ocorreu com a circularidade, a rugosidade obtida com o ciclo de uma fase não é tão maior que aquela obtida com o ciclo de 2 fases (está na faixa 0,80 µm para o ciclo de 1 fase e 0,75 µm para o ciclo de 2 fases). Isto demonstra que a fase 2 é mais importante para circularidade do que para a rugosidade, ou seja, para a rugosidade ainda há necessidade de fase de centelhamento ou fase com menor velocidade de avanço para corrigi-la ainda mais.

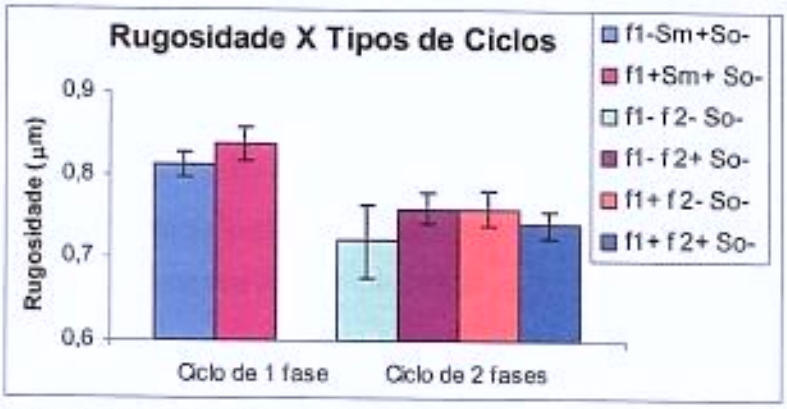


Figura 4.8: Comparação de rugosidade entre o ciclo de 1 e 2 fases.

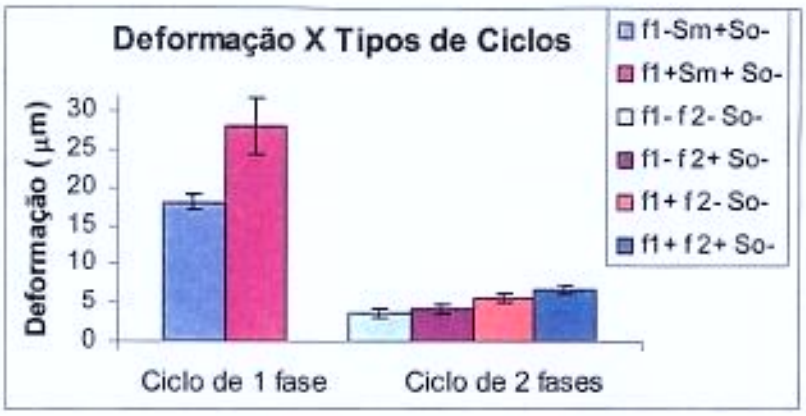


Figura 4.9: Comparação de deformação entre o ciclo de 1 e 2 fases.

Da figura 4.9 observa-se como a presença da segunda fase f_2 reduz a deformação,ou seja a segunda fase retirou cerca de 20 µm de deformação. Vale lembrar que o sobremetal retirado pela fase 2 é de 20 µm mas ainda existe cerca de 5 µm a ser retirado por uma fase posterior. Desta forma para um ciclo com duas fases é necessário que se deixe um sobremetal igual ou pouco superior a 25 µm para que se alcance um bom nível de qualidade superficial e geométrica da peça.

4.3 Análise dos Resultados Para o Ciclo com Três Fases de Avanços

As tabelas 4.5 e 4.6 apresentam a matriz da experimentação com os resultados obtidos, estimativas dos efeitos e as interações de 2ª ordem para as respostas circularidade, rugosidade e a variação diametral para os ensaios com as três fases de avanço. A coluna de variação diametral (ΔD) refere-se à diferença de diâmetro entre a peça obtida utilizando-se o sobremetal mínimo da fase 3 (S_3-) e a peça obtida utilizando-se o sobremetal máximo da fase 3 (S_3+).

Dos resultados apresentados pelas tabela 4.5 e 4.6, observa-se que para a circularidade todas as condições experimentadas geraram bons resultados, sendo que nenhuma das variáveis estudadas (avanços 1, 2 ,3 e os sobremetais) geraram influências significativas. Embora a interação $S_1.S_3$ tenha apresentado um valor um pouco acima da significância, cerca de 3% maior, foi considerada como não significativa, pois o valor ficou muito próximo da significância. Para a rugosidade Ra, os avanços 2 e 3 elevaram o valor numérico da resposta quando mantidas nos seus níveis superiores, sendo que o f_3 se mostrou bem mais influente. Já o sobremetal 3 reduz o

valor da rugosidade à medida que se eleva seu valor. Para a variação diametral, o sobremetal teve grande influência, o que era de se esperar, pois quanto maior o sobremetal da terceira fase de ciclo (acabamento) maior a chance de se remover todo o diâmetro programado, ou seja, aproxima-se do tempo necessário para a recuperação elástica total da peça. Ainda para esta resposta, a variável avanço 3 também se mostrou influente mas de forma bem discreta, sendo que o acréscimo do seu valor tende a elevar o valor da deformação, ou a um afastamento do tempo ideal de recuperação elástica da peça.

Tabela 4.5: Matriz da experimentação e resultados obtidos para o ciclo com três fases.

Ordem de Execução			Tratamentos					Resultados Obtidos								
			f_1	f_2	f_3	S_1	S_3	Circularidade			Rugosidade Ra			ΔD		
1°	2°	3°	mm/rot	mm/rot	mm/rot	mm	mm	(μm)			(μm)			(μm)		
1	3	17	-	-	-	-	-	0,5	1	1	0,48	0,42	0,51	0	0	0
2	4	18	-	-	-	-	+	1	1	1	0,44	0,42	0,48	1	3	4
9	21	5	-	-	-	+	-	1	1	0,5	0,46	0,52	0,48	0	0	0
10	22	6	-	-	-	+	+	0,5	1	0,5	0,43	0,43	0,46	2	1	4
17	13	21	-	-	+	-	-	1	1	1	0,47	0,52	0,49	0	0	0
18	14	22	-	-	+	-	+	1	0,5	1,5	0,45	0,50	0,45	0	2	3
23	25	31	-	-	+	+	-	1	1,5	1,5	0,46	0,50	0,50	0	0	0
24	26	32	-	-	+	+	+	1	0,5	1,0	0,50	0,48	0,50	1	2	5
11	27	13	-	+	-	-	-	1,5	1	0	0,48	0,48	0,50	0	0	0
12	28	14	-	+	-	-	+	1,0	1	1	0,47	0,46	0,47	0	0	3
19	7	27	-	+	-	+	-	1,0	0,5	1	0,47	0,47	0,48	0	0	0
20	8	28	-	+	-	+	+	0,5	1	1	0,44	0,46	0,48	2	2	3
29	31	1	-	+	+	-	-	0,5	1	1,5	0,47	0,53	0,52	0	0	0
30	32	2	-	+	+	-	+	1	0,5	1	0,46	0,53	0,49	2	5	3
5	5	19	-	+	+	+	-	1,5	1,5	1	0,48	0,47	0,51	0	0	0
6	6	20	-	+	+	+	+	1	1,0	0,5	0,50	0,54	0,53	1	2	4
15	11	11	+	-	-	-	-	1	1,0	1	0,51	0,44	0,51	0	0	0
16	12	12	+	-	-	-	+	1	1,0	1	0,48	0,44	0,51	2	3	5
27	15	25	+	-	-	+	-	1	1,5	1	0,45	0,47	0,47	0	0	0
28	16	26	+	-	-	+	+	0,5	0,5	1	0,43	0,42	0,46	3	2	3
7	23	7	+	-	+	-	-	0,5	1,0	1	0,51	0,51	0,50	2	0	0
8	24	8	+	-	+	-	+	1	1,0	1	0,45	0,47	0,48	0	4	2
13	29	15	+	-	+	+	-	1,5	1,0	0,5	0,50	0,50	0,52	0	0	0
14	30	16	+	-	+	+	+	1	0,5	1,0	0,49	0,49	0,49	0	1	0
25	19	3	+	+	-	-	-	1	1,5	1	0,51	0,45	0,50	0	0	0
26	20	4	+	+	-	-	+	1	1,5	1	0,43	0,42	0,46	0	4	3
31	9	29	+	+	-	+	-	0,5	1,5	0,5	0,49	0,48	0,51	0	0	0
32	10	30	+	+	-	+	+	1,5	1	1	0,48	0,44	0,50	3	1	2
21	17	9	+	+	+	-	-	1	1	0,5	0,51	0,52	0,53	0	0	0
22	18	10	+	+	+	-	+	1	1	1,5	0,49	0,52	0,52	2	2	4
3	1	23	+	+	+	+	-	1	1	1	0,45	0,51	0,51	0	0	0
4	2	24	+	+	+	+	+	1	1	1	0,45	0,49	0,53	1	4	2

Tabela 4.6: Estimativa dos efeitos para o ciclo com três etapas.

Fatores	Efeitos		
	Circularidade	**Rugosidade**	**Variação Diametral**
Avanço f_1	0,0549	0,0027	-0,0395
Avanço f_2	0,088	*0,01019	0,0843
Avanço f_3	0,0543	*0,02762	*0,41124
Sobre metal 1 (S_1)	- 0,0185	-0,00146	-0,0854
Sobre metal 3 (S_3)	-0,02373	*-0,017	*-2,241
$f_1 . f_2$	0,05195	-0,00167	-0,0085
$f_1 . f_3$	-0,1211	-0,00033	-0,307
$f_1 . S_1$	-0,0378	-0,045	-0,35
$f_1 . S_3$	0,0663	-0,05130	-0,0573
$f_2 . f_3$	-0,02617	0,00157	*0,5815
$f_2 . S_1$	0,02617	-0,0028	0,216
$f_2 . S_3$	0,104	0,004854	0,06063
$f_2 . S_1$	0,100	0,002505	-0,109
$f_3 . S_3$	-0,0455	0,09213	0,099
$S_1 . S_3$	*-0,1288	0,00788	0,22
Erro Experimental dos Efeitos (EF)	0,063	0,005119	0,2069
Erro Padrão ($t_{n,\%}$)	1,99	1,99	1,99
Significância t . EF	$t_{80,95\%}$ .EP=0,125	0,0102	0,411

A figura 4.10 apresenta o gráfico de estimativa das variáveis f_3 e S_3 na rugosidade. Nota-se nesta figura que a variável f_3 é mais predominante em relação à rugosidade, pois seu aumento para qualquer um dos valores de sobremetal projetado no gráfico eleva o valor da rugosidade. Desta forma, para esta resposta, a coerência aponta para a manutenção do f_3 no seu menor valor e especificar o sobremetal da fase 3 baseado na rugosidade desejada da peça.

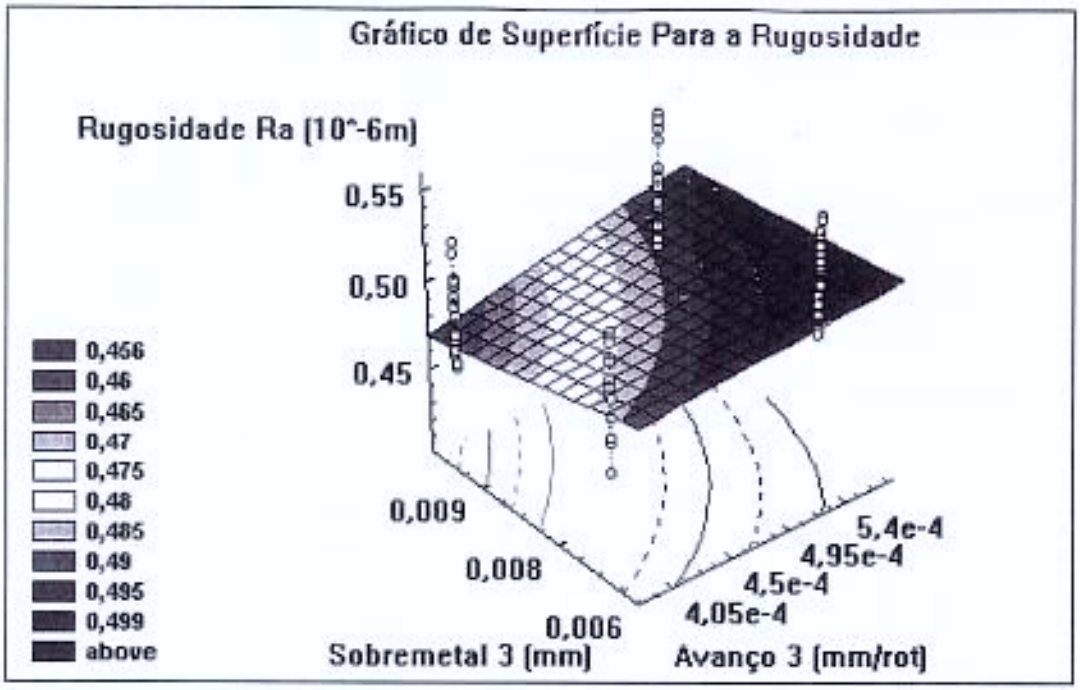


Figura 4.10: Resposta estimada na rugosidade para o ciclo com 3 fases.

A figura 4.11 apresenta os gráficos dos efeitos principais das variáveis S_3 e f_3 na deformação, a qual revela a ação predominante do S_3 em relação à f_3, ao contrário do que ocorreu para a rugosidade. Assim, uma condição favorável a todas as respostas foi aquela em que se manteve f_3 em seu menor nível e S_3 em seu maior nível. Entretanto fica ainda uma dúvida. Será que este sobremetal deixado para a terceira fase do ciclo e que propiciou a remoção de material encontrada nos ensaios (valor de ΔD) foi suficiente para recuperar toda a deformação elástica da peça e do eixo do rebolo ocorrida no início do ciclo? Resposta a esta pergunta será dada mais a frente. Por outro lado, se somente ΔD tiver sendo prejudicado por alguma variável, isto pode ser corrigido pelo uso de um medidor radial. Em outras palavras, não se deve otimizar o ciclo pensando em variação diametral. A qualidade da peça deve ser pensada em termos de circularidade e rugosidade.

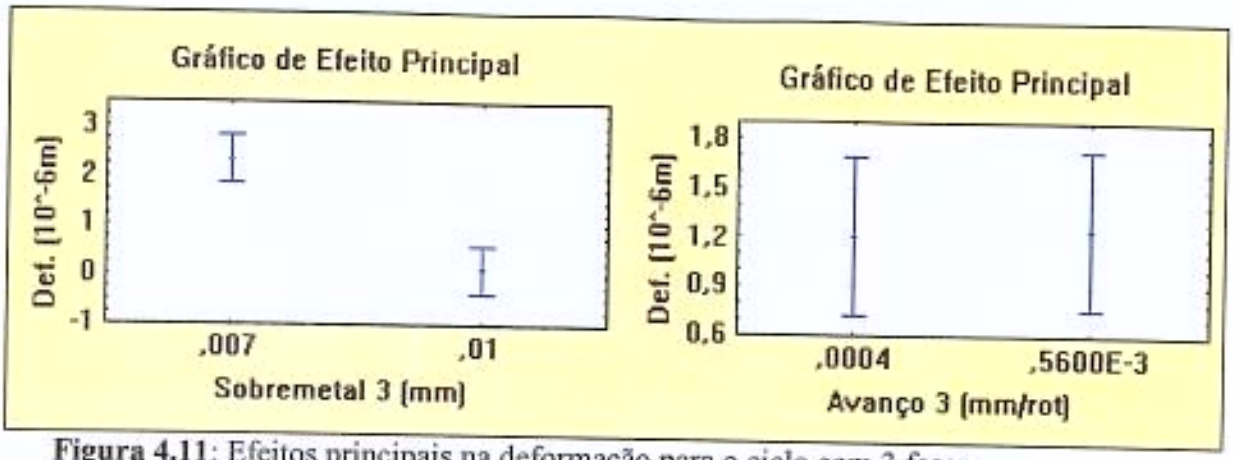


Figura 4.11: Efeitos principais na deformação para o ciclo com 3 fases.

A figura 4.12 apresenta uma comparação entre os valores de circularidades gerados nos ciclos de 1, 2 e de 3 fases e a figura 4.13 mostra uma comparação entre os valores de rugosidade Ra, lembrando que os valores apresentados para os dois primeiros ciclos (1 fase e 2 fases) foram sem a operação de centelhamento e que esta comparação visa ressaltar o comportamento da fase 3 na qualidade da peça . A figura 4.14 apresenta a comparação dos 3 tipos de ciclos na deformação.

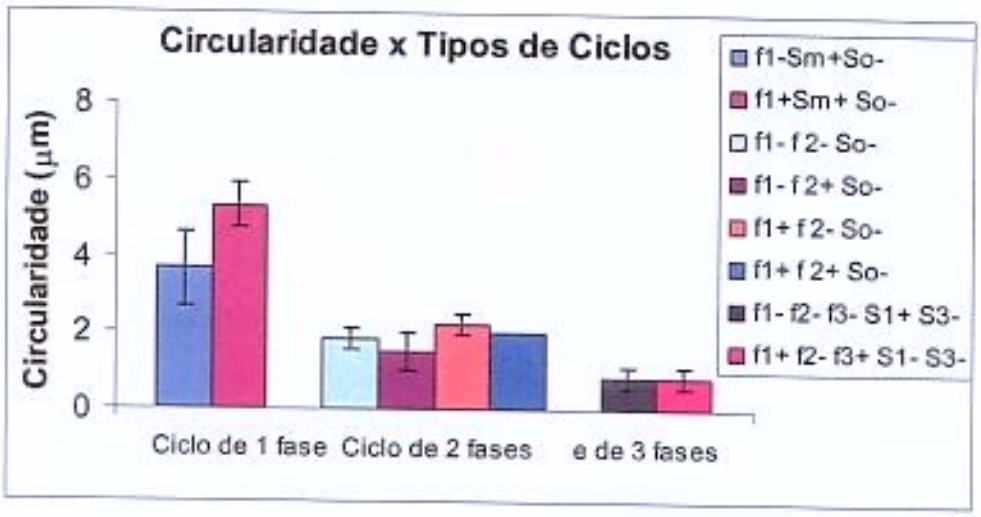


Figura 4.12: Comparação dos valores circularidade entre o ciclo de 1, 2 e de 3 fases.

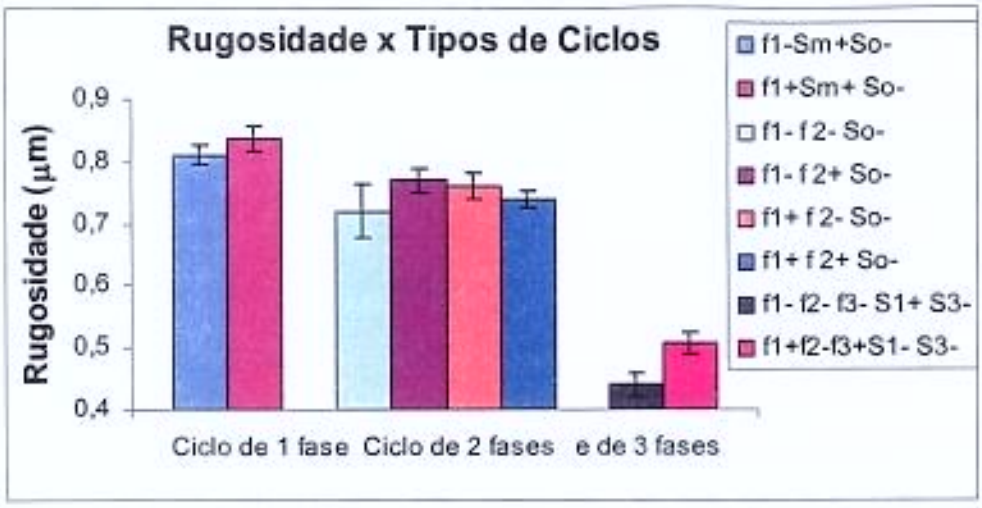


Figura 4.13: Comparação dos valores de rugosidade entre o ciclo de 1, 2 e de 3 fasezs.

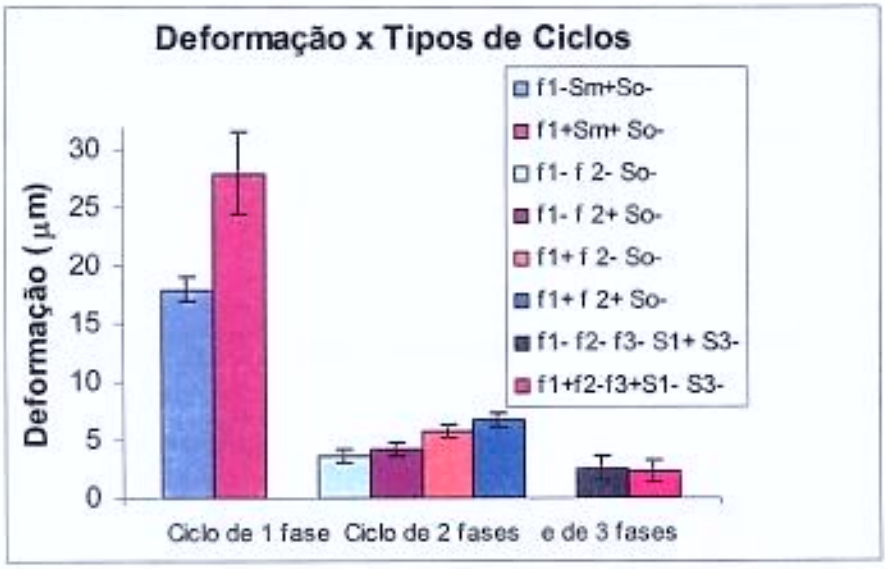


Figura 4.14: Comparação dos resultados da deformação entre o ciclo de 1, 2 e 3 fases.

Observa-se das figuras 4.12, 4.13 e 4.14 que a existência de mais uma fase com velocidade de avanço menor é benéfica para a melhoria da qualidade da peça, pois se dá mais tempo para que a recuperação elástica ocorra de forma a corrigir as imperfeições geradas nas fases precedentes. Estas fases que possuem maiores velocidades e, com isto, maiores taxas de remoção de material no tempo, necessitam de uma fase posterior com menor velocidade de avanço ou de uma fase de centelhamento para garantir uma melhor qualidade da peça. Porém, ainda

permanecem dúvidas tais como até quando pode ser reduzido o tempo de ciclo de forma que ainda se garanta uma qualidade superficial satisfatória da peça e, ainda, qual operação, ciclo convencional ou ciclo com 3 fases geram melhores resultados com menores tempos de operação. Estes fatos serão abordados na seqüência deste trabalho.

4.4 Análise dos Resultados da Redução do Tempo de Operação na Qualidade da Peça para o Ciclo com Três fases.

Como nos ensaios da etapa anterior verificou-se que o avanço e o sobremetal da fase 1 do ciclo não influenciaram as variáveis de resposta, decidiu-se realizar novos ensaios com maiores valores destes parâmetros do que aqueles utilizados nos ensaios da etapa anterior, a fim de reduzir o tempo total do ciclo. Para alcançar este objetivo, os novos valores do avanço da fase 1 foram (0,007 e 0,009 mm/ rot) e dos sobremetais foram (S_3 = 0,007 e 0,0085mm; S_1 = 0,26 e 0,28). O avanço da fase 2 e foi mantido constante, no seu nível maior. Também o sobremetal total removido foi mantido o mesmo dos ensaios da etapa anterior.

Pelos resultados apresentados pela tabela 4.7 nota-se que os valores de rugosidade, circularidade e deformação são aceitáveis quando comparados aos da fase anterior, pois apenas na resposta rugosidade se observou uma pequena elevação (ver tabela 4.6). Na figura 4.15 se tem uma comparação entre os valores de rugosidade desta fase (com redução de tempo) e com os da fase anterior. Desta figura observa-se uma pequena diferença no valor de rugosidade, que provavelmente se deu pela redução do tempo nas últimas fases, pois o sobremetal e a velocidade de avanço da fase 1 foram aumentados. Conseqüentemente teve-se uma imposição de maior vibração e deformação a serem corrigidas pela fase 3.

Dos resultados apresentados pela tabela 4.8, o sobremetal 3 influenciou todas as respostas, diferenciando da etapa anterior em que para a circularidade não houve variável influente. Uma curiosidade nestas respostas, é que o aumento de f_3, que por sua vez eleva o nível da rugosidade da peça por não conseguir reparar todas as imperfeições causadas na peça durante a fase 1, não ocasionou alterações na circularidade. As variáveis da fase 3 do ciclo (f_3 e S_3) produziram alterações significativas na rugosidade, pois nesta fase é que se processam as recuperações elásticas e geométricas da peça, levando a uma minimização das imperfeições impostas pelas fases anteriores. Assim à medida que a taxa de remoção de material da fase 3 se eleva e o tempo

despendido nesta diminui, cria-se uma tendência de se reduzir a qualidade superficial da peça, principalmente no que tange à rugosidade da peça. Deste fato também pode-se concluir que a rugosidade é mais sensível que a circularidade às imperfeições deixadas pelas etapas anteriores do ciclo.

Tabela 4.7: Matriz da experimentação p/ o ciclo de três fases com tempo reduzido.

Ordem de Execução			Tratamentos				Resultados Obtidos								
			S_1	f_1	f_3	S_3	Circularidade			Rugosidade Ra			ΔD		
1°	2°	3°	mm	mm /rot	mm /rot	mm	(μm)			(μm)			(μm)		
1	13	5	-	-	-	-	1	1	1,5	0,55	0,51	0,54	0	0	0
2	14	6	-	-	-	+	1	1	1,0	0,54	0,49	0,53	2	1	4
11	9	9	-	-	+	-	1,5	1,5	1,5	0,57	0,53	0,54	0	0	0
12	10	10	-	-	+	+	1	1	1,0	0,55	0,51	0,52	3	2	1
3	15	3	-	+	-	-	1	1	1,0	0,54	0,51	0,51	0	0	0
4	16	4	-	+	-	+	1	1	1,0	0,53	0,49	0,50	3	3	0
7	1	15	-	+	+	-	1	0,5	1,0	0,57	0,50	0,53	0	0	1
8	2	16	-	+	+	+	1	1	1	0,55	0,50	0,52	2	5	0
13	5	11	+	-	-	-	1	1	1	0,53	0,48	0,51	0	0	0
14	6	12	+	-	-	+	1	1	1	0,51	0,48	0,50	4	2	0
5	11	13	+	-	+	-	1,5	1	1	0,56	0,55	0,55	0	0	0
6	12	14	+	-	+	+	1	1	1	0,54	0,50	0,53	3	2	2
9	3	7	+	+	-	-	1	1	1	0,54	0,51	0,51	0	0	0
10	4	8	+	+	-	+	1	1	0,5	0,53	0,51	0,50	4	3	2
15	7	1	+	+	+	-	1	1,5	1,5	0,56	0,53	0,52	0	0	0
16	8	2	+	+	+	+	1	1	1	0,54	0,53	0,52	1	8	2

Tabela 4.8: Estimativa dos efeitos p/ o ciclo de três fases com tempo reduzido.

Fatores	Efeitos		
	Circularidade	**Rugosidade**	**Deformação**
Sobremetal 1 (S_1)	-0,2083	-0,00304	0,0416
Avanço (f_1)	-0,10416	-0,004125	-0,29167
Avanço (f_3)	0,10416	*0,02015	0,04167
Sobremetal 3 (S_3)	*-0,146	*-0,01421	*-2,208
$S_1 . f_1$	0,10416	0,0077	0,04167
$S_1 . f_3$	0,0625	0,00646	-0,04167
$S_1 . S_3$	-0,0208	0,00042	-0,29167
$f_1 . f_3$	-0,05130	-0,00462	0,04167
$f_1 . S_3$	0,00157	-0,00404	-0,04167
$f_3 . S_3$	-0,0028	-0,00304	0,04167
Erro Experimental dos Efeitos (EF)	0,05448	0,00571	0,334808
Erro Padrão ($t_{n,\%}$)	2,026	2,026	2,026
Significância t . EF	$T_{37,95\%}$.EP=0,11	0,0117	0,678

A figura 4.16 apresenta uma comparação de tempo entre os ciclos de 3 fases com tempo reduzido e o de 3 fases apresentado no item anterior. Nesta figura nota-se quão pronunciada foi a redução do tempo, para condições bem próximas de operação entre as duas fases de ensaios. Esta redução de tempo alcançou cerca de 40% quando comparado à condições similares às utilizadas na etapa anterior, ou seja, quando comparadas nas mesmas condições experimentais (variáveis nos mesmos níveis).

Pode-se ver na figura 4.15 que a maioria dos valores de rugosidade para o ciclo de 3 fases sem redução de tempo está entre Ra = 0,475 e 0,525 μm. Pode-se também verificar que, em alguns casos do ciclo de 3 fases com tempo reduzido também se conseguiu rugosidade nesta faixa. Cita-se como exemplo os ensaios com $S_{1+}f_{1+}f_{3-}S_{3+}$, $S_{1-}f_{1+}f_{3+}S_{3+}$, $S_{1}+f_{1-}f_{3+}S_{3+}$, $S_{1-}f_{1+}f_{3-}S_{3+}$ e $S_{1+}f_{1-}f_{3-}S_{3+}$, todos eles com tempo de ciclo menor que 16 s. Especialmente há que se notar o ensaio com $S_{1+}f_{1+}f_{3-}S_{3+}$ em que o tempo de ciclo foi 14,24 s. Neste ensaio utilizou-se um ciclo que, embora tendo um corte bem pesado no início ($S_{1+}f_{1+}$), o que fez com que o tempo de ciclo

fosse pequeno, tinha um corte bem leve e longo no fim do ciclo (f_3.S_{3+}), o que propiciava a correção das irregularidades geradas no início do ciclo.

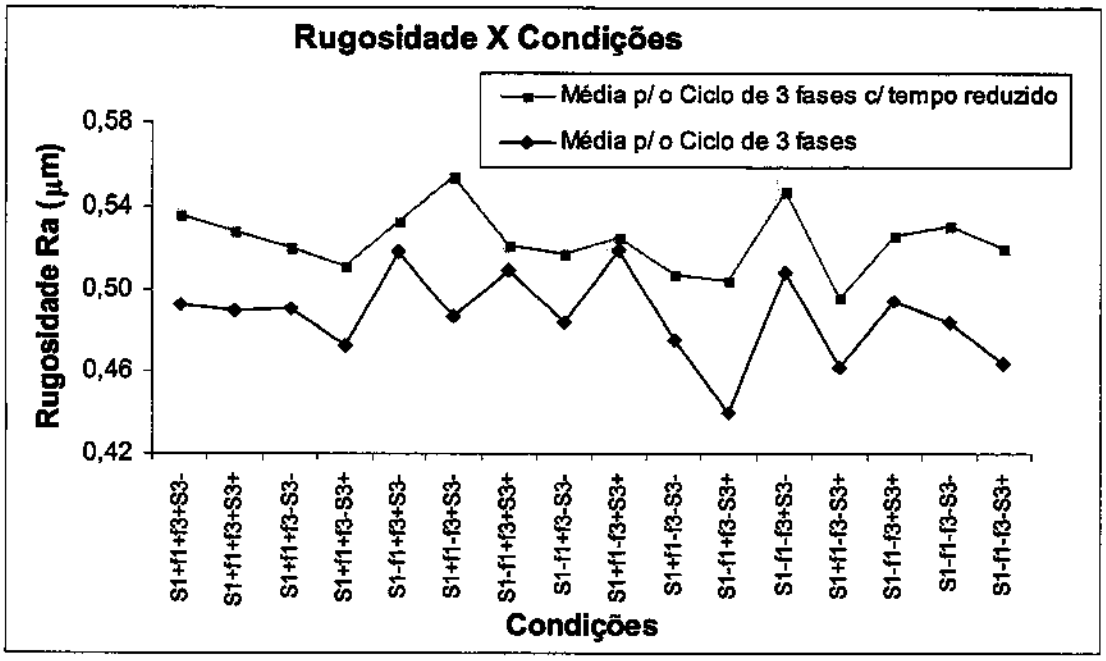


Figura 4.15: Comparação do nível de rugosidade entre os ciclos.

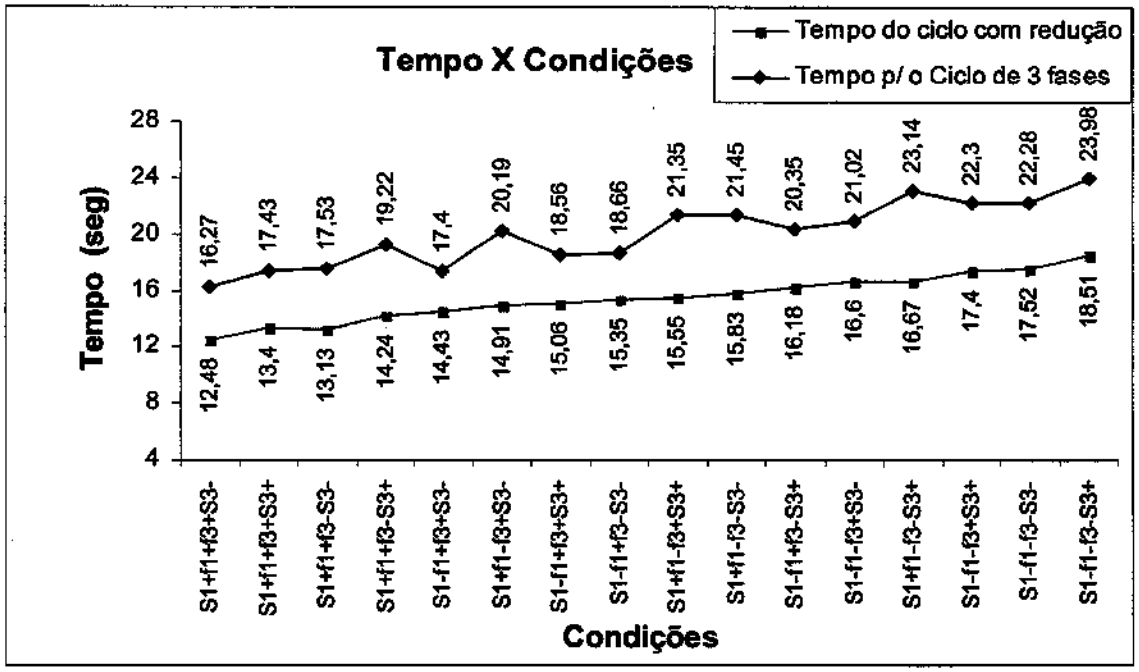


Figura 4.16: Redução do tempo para o ciclo de três fases.

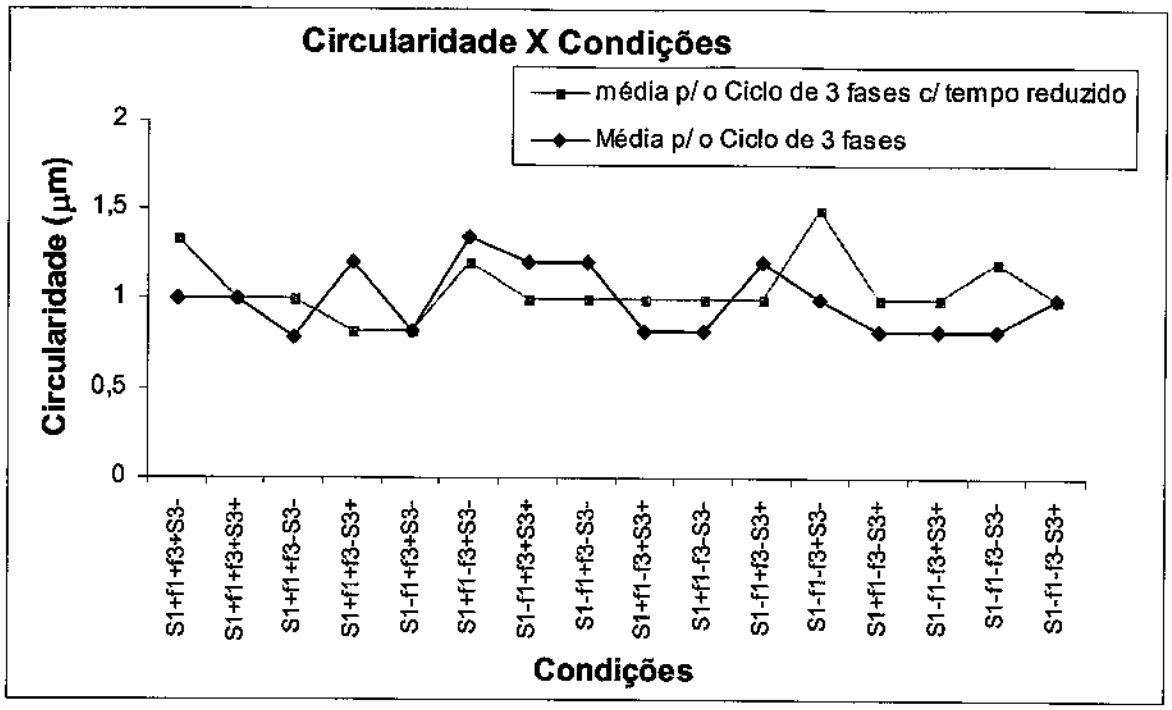


Figura 4.17: Comparação do nível de circularidade entre os ciclos.

Da figura 4.17 percebe-se que praticamente não houve prejuízo na qualidade geométrica da peça ao reduzir-se o tempo de operação, pois o maior valor alcançado foi cerca de 1,5 µm que pode ser considerado, em função da natureza da operação, um ótimo valor de circularidade.

A figura 4.18 apresenta o efeito do sobremetal da fase 3 na circularidade e deformação. Observa-se nesta figura a grande influência do sobremetal 3, ou seja, da dimensão da fase 3 (acabamento) na circularidade, em concordância com o que ocorreu na fase anterior

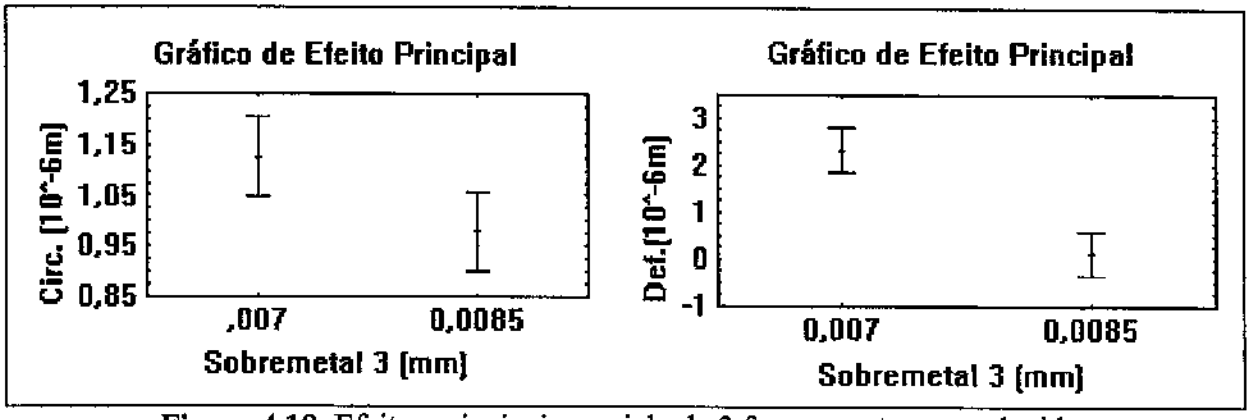


Figura 4.18: Efeitos principais no ciclo de 3 fases com tempo reduzido.

A figura 4.19 apresenta a resposta estimada da rugosidade para as variáveis f_3 e S_3, demonstrando que para o acabamento superficial, a quantidade de volume de material retirado no tempo durante a 3ª. fase (f_3) é mais importante que todo o material removido nesta fase (S_3). Assim os melhores resultados são localizados nas regiões próximas a f_3-. Em termos de rugosidade pode-se afirmar que, uma vez estando o avanço f_3 em seu nível mínimo, pode-se usar o sobre metal S_3 também no nível mínimo para reduzir-se o tempo de ciclo. Isto não causaria efeitos danosos para a rugosidade, mas, como já visto na tabela 4.8, prejudicaria o desvio de circularidade da peça. Porém, como o desvio de circularidade nunca ultrapassou 1,5 μm, que é um valor ainda baixo, a redução do tempo de ciclo através da redução de S_3 é um procedimento que não geraria danos à qualidade da peça.

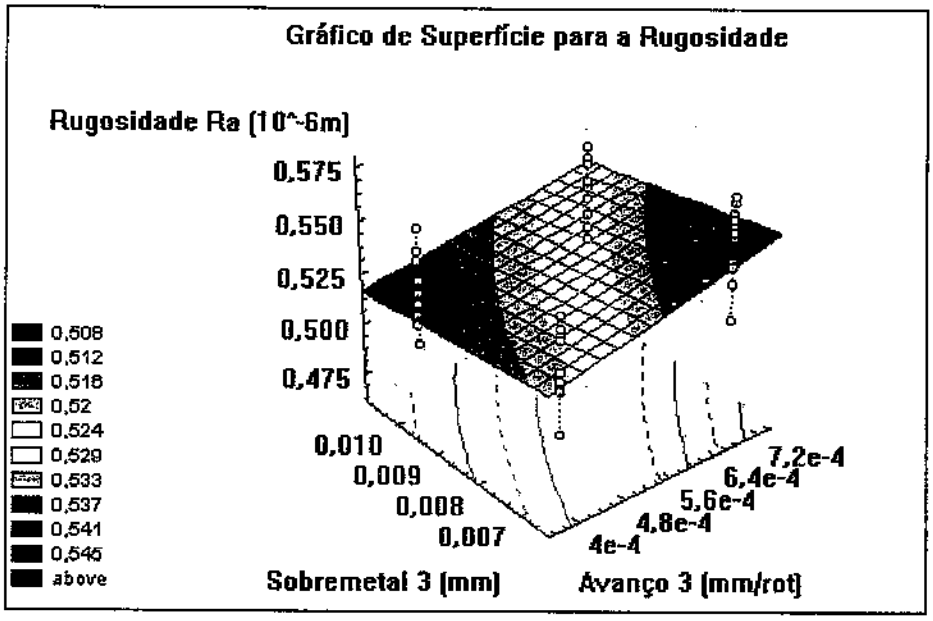


Figura 4.19: Resposta Estimada para a Rugosidade .

4.5 Análise dos Resultados do Ciclo Convencional com Tempo de Ciclo Idêntico a um Ciclo de 3 Fases

Como o objetivo desta etapa é estabelecer dados para uma comparação entre o ciclo convencional e o ciclo de 3 fases, utilizou-se o mesmo tempo que foi despendido em algumas condições dos ciclos da etapa anterior (ciclo de 3 fases c/ tempo reduzido) para o ciclo convencional (f_1 e centelhamento). Desta forma, os valores de f_1 e S_1 foram mantidos com os

mesmos valores do item anterior e o sobremetal 3 utilizado para o cálculo do tempo de ciclo foi sempre o de menor valor (0,007 mm) em relação ao ensaio anterior. O tempo de centelhamento foi calculado, através das somas dos tempos despendidos nas fases 2 e 3 dos ciclos anteriores mais o tempo p/ 1 volta da peça, ou seja, t_{f2} é o tempo da fase 2 , t_{f3} o tempo da fase 3 e t_1 o tempo de uma volta da peça assim como mostra a tabela 4.9. Dos resultados apresentados na tabela 4.9, nota-se que o ciclo convencional gerou menores níveis de rugosidades e valores de circularidade similares aos da etapa anterior (ver tabela 4.7). Estas comparações serão mais adequadamente discutidas adiante com auxílio de gráficos comparativos.

Tabela 4.9: Matriz da experimentação com os resultados obtidos do ciclo convencional.

Ordem de Execução			f_1	Tempo (seg) de centelhamento ($t_{f2} + t_{f3} + t_{1\ volta}$)	Circularidade			Rugosidade Ra		
1°	2°	3°			(μm)			(μm)		
1	6	7	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,38$ (A_1)	2,0	2	1,5	0,43	0,41	0,45
2	3	5	+	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,30$ (A_3)	1,5	1,5	1,5	0,39	0,41	0,41
3	2	1	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,87$ (A_2)	2,0	1,5	1,5	0,41	0,39	0,39
4	4	8	+	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,79$ (A_4)	1,5	1,5	1,5	0,39	0,38	0,40
8	2	6	-	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,38$ (A_1)	1,5	1,0	1,5	0,40	0,39	0,36
7	7	3	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,30$ (A_3)	1,0	1,0	1,0	0,36	0,36	0,36
5	5	2	-	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = 5,87$ (A_2)	1,5	1,0	1,5	0,38	0,39	0,36
6	1	7	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = 6,79$ (A_4)	1,0	1,0	1	0,35	0,34	0,33

Nota-se da tabela 4.9 que se tem quatro valores de centelhamento, ou seja, 4 níveis (5,38; 5,87; 6,30 e 6,79), sendo que estes foram denominados respectivamente A_1, A_2, A_3 e A_4. Assim considerou-se mais conveniente não se aplicar aqui um planejamento fatorial que geraria um número muito grande de experimentos e sim estabelecer um quadro comparativo entre os diferentes tempos de centelhamento estudados em conjunto com a variável f_1. Com isso, pôde-se ressaltar, através da metodologia de comparação entre as médias com um intervalo de confiança de 95%, as condições experimentais que geraram resultados significativamente diferentes quando comparadas entre si.

A figura 4.20 apresenta a resposta para a circularidade e desta nota-se que, embora a condição mais rápida f_1+ A1 gere um maior valor de circularidade, ainda assim este valor foi bem

satisfatório (em torno de 2 μm), considerando-se a natureza da operação. Desta forma, conclui-se que para uma exigência de circularidade até 2 μm, pode-se utilizar a condição mais rápida de operação para o ciclo convencional. Porém, há se salientar que se a redução do tempo não for realmente necessária, as condições que contemplaram o avanço 1 no nível inferior e T_{F3}- (mais tempo na fase 3) geraram os melhores resultados. Ainda da figura 4.20 nota-se que o f_1 tem maior contribuição na circularidade que os valores de centelhamento aqui estudados (A_1, A_2, A_3 e A_4).

A figura 4.21 mostra o comportamento da rugosidade para as condições estudadas. Pode-se ver nesta figura que a rugosidade também apresentou uma tendência inversa ao tempo de operação. Entretanto, condições intermediárias (f_1+A4, f_1+A2, f_1+A3) geraram um bom compromisso entre qualidade e tempo. Tanto para rugosidade, quanto para a circularidade os melhores resultados foram gerados nas condições mais lentas (níveis de f_1 negativos e os valores de A que envolveram os maiores tempos). As alterações de A1 para A4 e de f_1- para f_1+ tiveram signficância, pois quando o nível do avanço 1 for muito alto este impõe maiores deformações e vibrações e, com isto, o tempo (controlado pelas velocidades de avanços e sobre metais) despendido nos ciclos posteriores deve ser selecionado de forma a ser suficiente para garantir a qualidade da final da peça. Em outras palavras, o tempo despendido nas etapas finais do processo deve ser tal que garanta um centelhamento completo (total remoção da deformação elástica inicial).

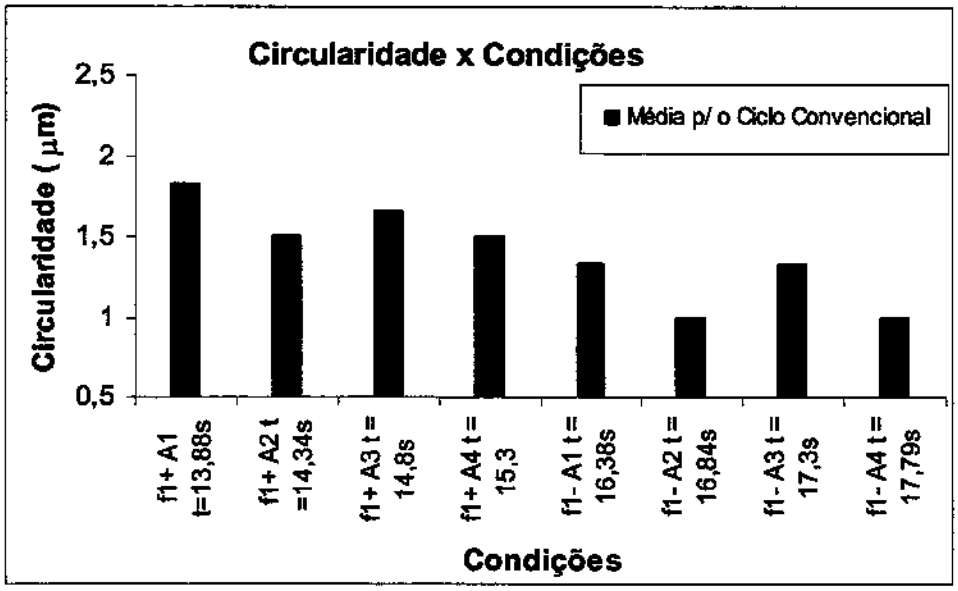


Figura 4.20: Resultados para a circularidade média do ciclo convencional.

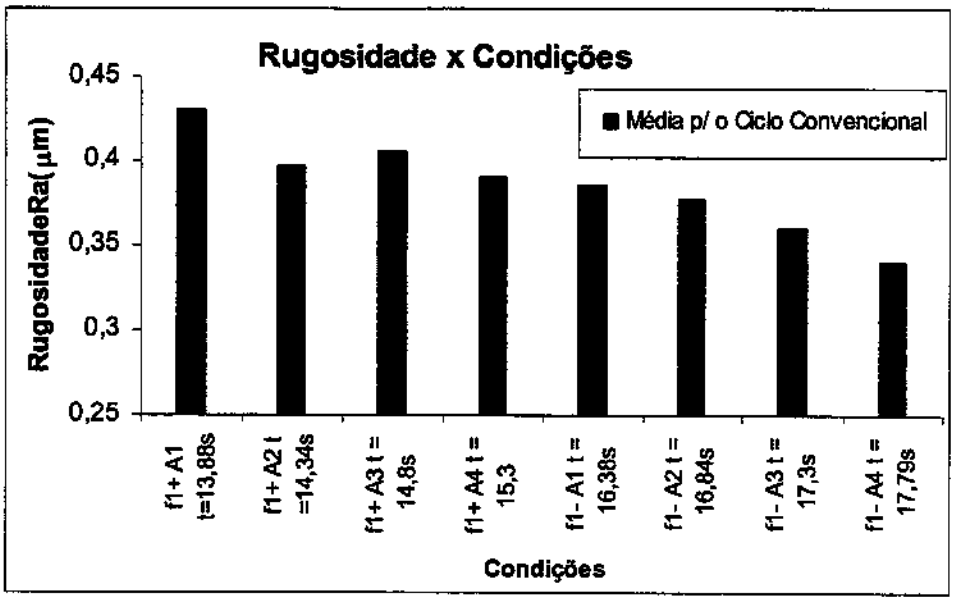


Figura 4.21: Gráfico de rugosidade para o Ciclo Convencional da fase 5.

A figura 4.22, apresenta uma comparação do nível de rugosidade entre o ciclo convencional e o ciclo de 3 fases da etapa anterior. O motivo de ser apenas 4 pontos de comparação se deve ao fato que as condições selecionadas nesta etapa só podem ser comparadas a quatro condições da etapa anterior, que são respectivamente as linhas 9, 11, 13 e 15 da tabela 4.7, em função do valor do sobremetal 3 ter sido fixado no valor 0,007mm. Nesta figura verifica-se que as condições experimentadas para o ciclo convencional geraram valores de rugosidade 40% menores para os duas primeiras condições e aproximadamente 30% menores para as últimas duas em relação ao ciclo da etapa anterior (ciclo de 3 fases com tempo reduzido). A figura 4.23 mostra o comparativo de circularidade entre os dois ciclos e desta nota-se que houve diferença, mas todos os valores são bastantes satisfatórios para uma operação de retificação em acabamento. Desta forma, conclui-se que dentro das condições de contornos estudadas nesta etapa, o ciclo convencional garante melhores resultados que o ciclo com 3 fases. Julga-se que tal conclusão se deve ao fato de que, no ciclo convencional não há velocidade de avanço no final da operação, o que favorece o retorno da peça, a recuperação da deformação elástica e a absorção da vibração.

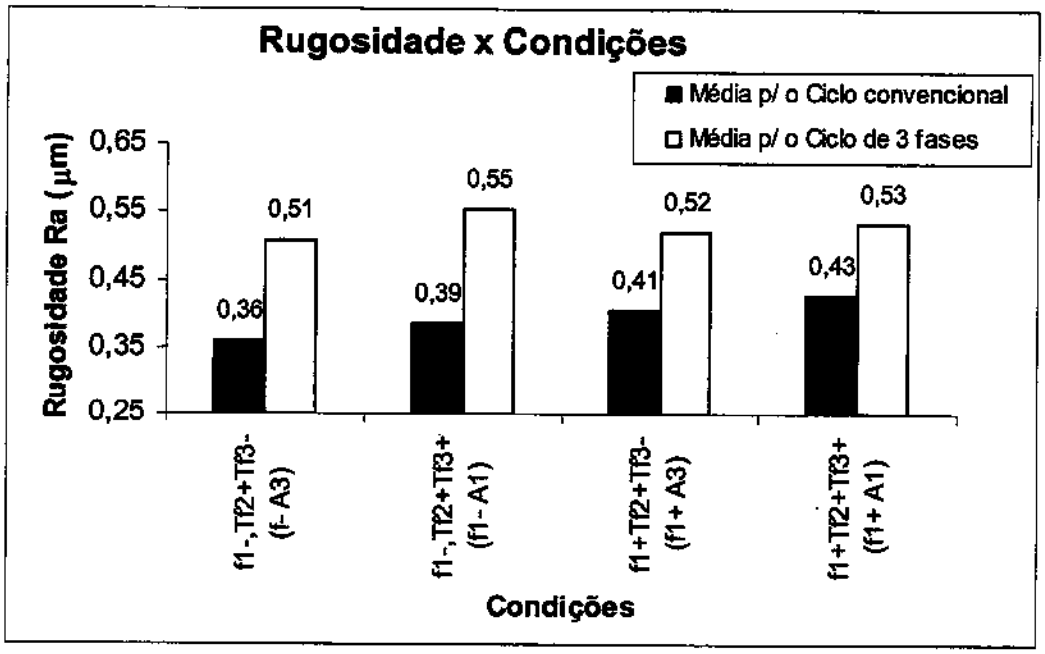


Figura 4.22: Comparativo de rugosidade entre o ciclo Convencional e o de 3 fases.

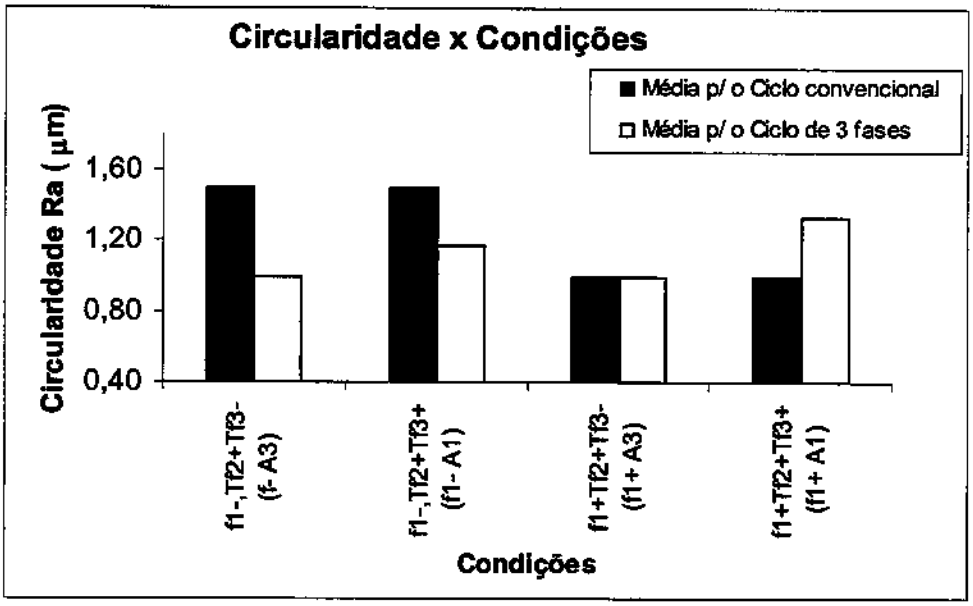


Figura 4.23: Comparativo de circularidade entre o ciclo convencional e o de 3 fases.

Na segunda parte desta etapa, procurou-se analisar o comportamento de um ciclo com duas fases de avanço (f_1 e f_2 mais o centelhamento referente a uma volta da peça), sendo que a velocidade de avanço 2 foi calculada a partir do tempo envolvido nas fases 2 e 3 dos ensaios das

etapas anteriores, como já explicado no item 3.5, com um ciclo convencional (fase 1 + centelhamento) e com um ciclo de três fases.

A tabela 4.10 apresenta a matriz da experimentação com os resultados obtidos para a circularidade e rugosidade

Tabela 4.10: Matriz da experimentação para o ciclo de 2 fases $f_1 + f_2(f_2 = Tf_2+Tf_3)$.

Ordem de Execução			**f_1**	**Tempo para f_2 (Seg)**	**f_2 Equivalente (mm/rot)**	**Circularidade**			**Rugosidade Ra**		
1°	2°	3°				(μm)			(μm)		
1	5	3	+	**A1** ($T_{F2+} + T_{F3+}$) = (4,90)	0,00107	2	2,0	2,0	0,53	0,52	0,53
2	6	4	+	**A2** ($T_{F2+} + T_{F3-}$) = (5,825)	0,000903	1,5	2,0	1,5	0,50	0,50	0,49
3	1	7	+	**A3** ($T_{F2-} + T_{F3+}$) = (5,392)	0,000976	2	1,5	2	0,52	0,51	0,52
4	2	8	+	**A4** ($T_{F2-} + T_{F3-}$) = (6,313)	0,000833	1,5	1,5	1,5	0,48	0,47	0,45
8	7	5	-	**A1** ($T_{F2+} + T_{F3+}$) = (4,90)	0,00107	1,5	2	2	0,52	0,50	0,50
7	8	6	-	**A2** ($T_{F2+} + T_{F3-}$) = (5,825)	0,000903	1,5	1,5	1,5	0,47	0,46	0,48
5	3	7	-	**A3** ($T_{F2-} + T_{F3+}$) = (5,392)	0,000976	2,0	2,0	2	0,49	0,47	0,48
6	4	8	-	**A4** ($T_{F2-} + T_{F3-}$) = (6,313)	0,000833	1,5	1,5	2	0,48	0,48	0,44

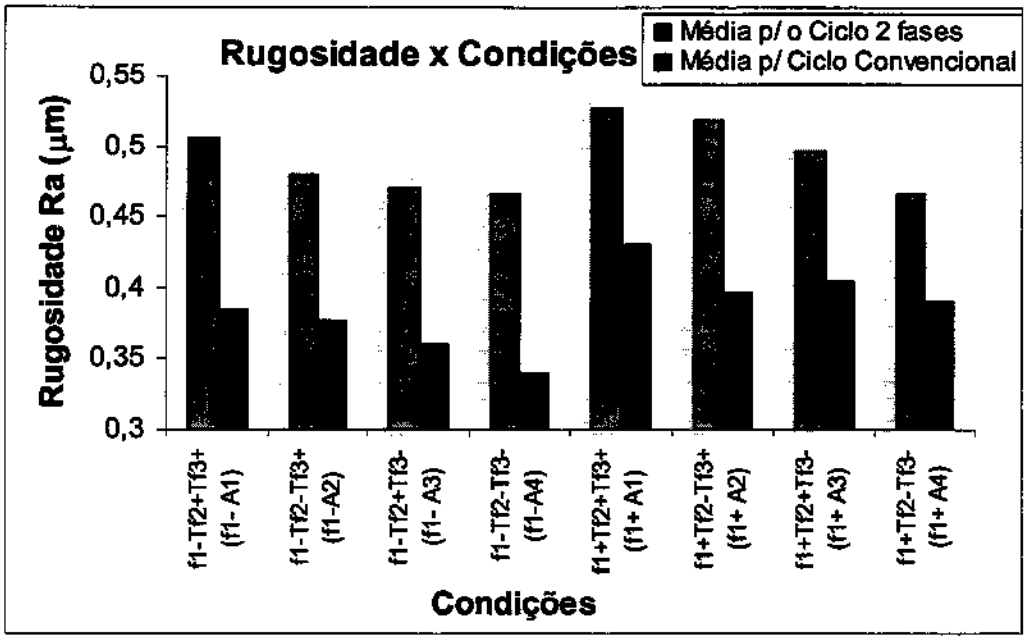


Figura 4.24: Rugosidade comparativa entre o ciclo convencional e de 2 fases.

A figura 4.24 apresenta os resultados comparativos de rugosidade entre o ciclo com duas fases (f_1 e f_2) e o ciclo convencional. Desta figura nota-se que em todas as condições experimentadas o ciclo de 2 fases gerou valores de rugosidade superiores, contudo com um comportamento bem parecido em relação às alterações das variáveis, ou seja, o aumento do nível do avanço f_1 eleva de forma bem pronunciada a resposta rugosidade nos dois ciclos e, da mesma forma, quando se altera de A1 para A4 há uma redução no valor da rugosidade. No primeiro caso, fica claro que o aumento na taxa de remoção de material gera queda na qualidade superficial e, no segundo, quanto mais tempo de centelhamento ou maior tempo de f_2, mais se corrigem as imperfeições geradas no início do processo. Em relação aos resultados do ciclo de 2 fases ter gerado valores sempre superiores ou de menor qualidade será comentada em conjunto com o ciclo de 3 fases na figura 4.25.

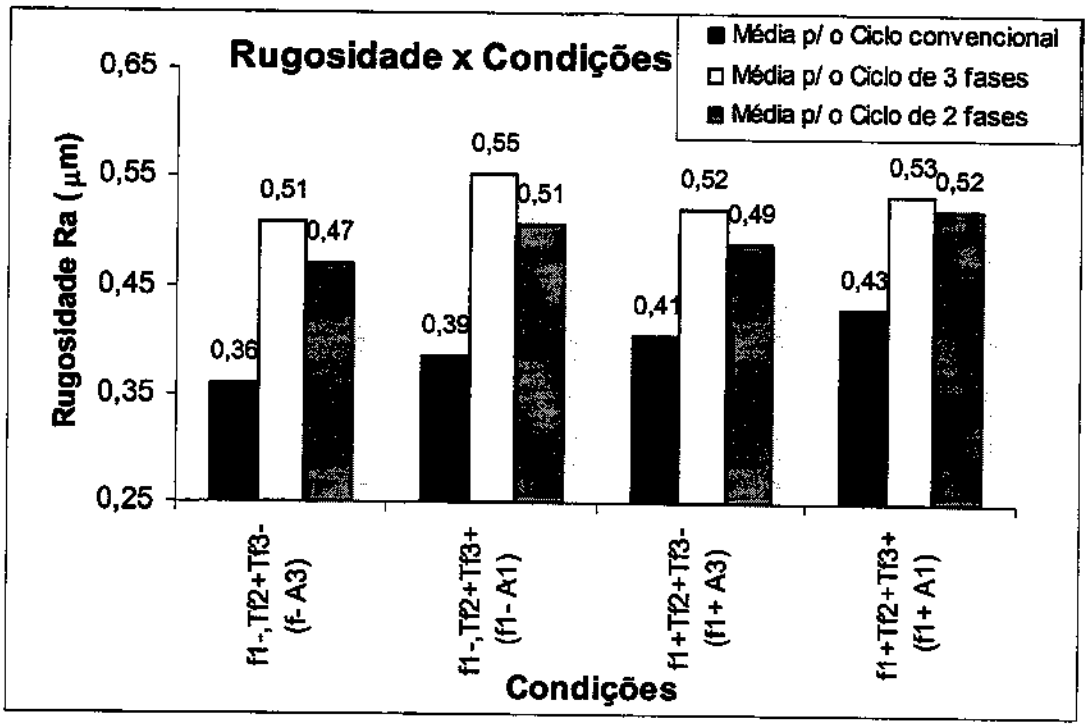


Figura 4.25: Rugosidade comparativa entre os ciclos convencional, de 3 e 2 fases.

A figura 4.25 mostra uma comparação de níveis de rugosidades gerados pelo ciclo convencional, de 3 fases e de 2 fases, dentro das 4 condições possíveis de comparação. Desta figura, verifica-se que o ciclo convencional gerou os melhores resultados em relação à rugosidade e que o ciclo de 2 fases foi superior em qualidade quando comparado ao ciclo de 3 fases. Tal ocorrência pode ser explicada pelo fato de que, no ciclo com 2 fases de avanço, há uma redução mais pronunciada de avanço efetivo após a primeira fase, permitindo que a recuperação elástica se inicie antes que no ciclo de 3 fases. Mesmo com um avanço final maior (o ciclo com 3 fases tem um avanço final bem pequeno), o ciclo de 2 fases garantiu melhor qualidade superficial da peça.

A figura 4.26 apresenta o comparativo de circularidade entre os ciclos. Verifica-se nesta figura que a circularidade apresentou um comportamento diferente em relação à rugosidade, pois com elevação do nível do f_1 não houve um aumento da circularidade e ela foi mais sensível que a rugosidade à mudança de tempo de centelhamento representado pela variável **A**. É nas fases posteriores que se processam as correções dos erros gerados no início do ciclo, sendo necessário um tempo suficiente para minimização dos efeitos das fases anteriores. Embora os resultados

numericamente demonstraram que o ciclo de 2 fases gerou valores mais altos de circularidade e que entre o ciclo convencional e o de 3 fases quase não houve diferenças, pode se dizer que todas as condições experimentadas nos três processos geraram valores de circularidade bem satisfatórios.

Em resumo, pode-se concluir que mesmo com a melhora na rugosidade da peça causada pelo ciclo de 2 fases de avanço em relação ao ciclo com 3 fases, ainda o ciclo convencional demonstrou ser mais capaz que os outros ciclos na obtenção de boa qualidade da peça. Resta saber se é possível se utilizar o ciclo convencional na presença de um medidor radial. Então, no próximo item, procurar-se-á responder às seguintes perguntas: o que ocorre com a qualidade da peça se o ciclo convencional for interrompido antes de seu término, isto é, antes de que o centelhamento tenha conseguido remover toda a deformação elástica inicial da peça? O que ocorre com a qualidade da peça se o ciclo de fases múltiplas for interrompido durante a fase 3?

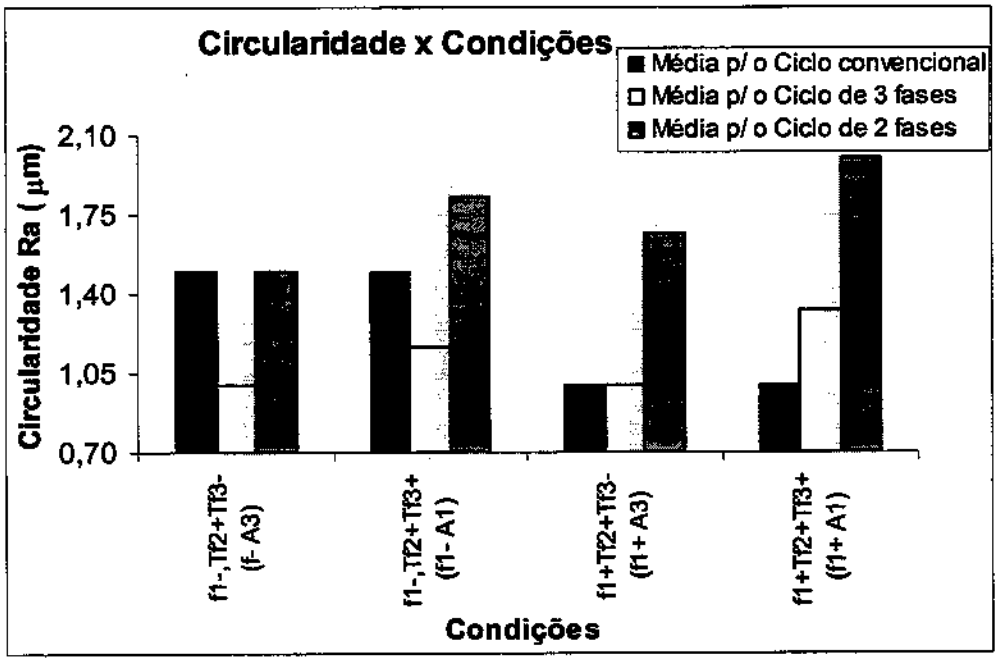


Figura 4.26: Circularidade comparativa entre os ciclos convencional, de 3 e 2 fases.

4.6 Análise dos Resultados para a Simulação da Influência do Medidor Radial na Qualidade da Peça.

Nesta etapa de ensaios procurou-se analisar o comportamento da qualidade da peça para uma redução de tempo da fase 3 no ciclo de 3 fases, e com a mesma redução de tempo na fase de

centelhamento em um ciclo convencional, com a intenção de simular a ação do medidor radial antes que a fase 3 ou que o centelhamento estivessem terminados. Neste ensaio, tanto o diamante dressador como o rebolo foram substituídos por novos (de mesma características) e, com isto, uma comparação de resultados com os das etapas anteriores não seria estatisticamente correta. Desta forma, realizou-se ensaio também com o f_3 completo, como descrito no item 3.6.

A tabela 4.11 mostra a matriz dos experimentos e os resultados obtidos para o ciclo com 3 fases com o tempo de f_3 reduzido à metade e para o ciclo com 3 fases com o tempo de f_3 completo. A tabela 4.12 apresenta a matriz experimental do ciclo convencional com a mesma redução de tempo, agora aplicada à fase de centelhamento e para o ciclo convencional sem a redução de Tf_3. Vale ressaltar que foi realizado um teste de hipótese para se reconhecer se as médias foram significativamente diferentes com 95% de confiabilidade.

Tabela 4.11: Matriz experimental para o ciclo de 3 fases com $Tf_3/2$ e com Tf_3 normal.

Ordem de Execução		**Tratamento**			**Tempo (seg) $Tf_3/2$ e Tf_3 (na seqüência)**	**Rugosidade Ra (μm)**			**Circ. (μm)**		
1°	2°	f_1	f_2	f_3		Ym_1	Ym_2	Y_M	Ym_1	Ym_2	Y_M
1	3	-	-	-	2,265	0,42	0,44	0,43	1,5	1,5	1,5
2	4	-	-	-	*4,53	0,34	0,37	0,35	1	0,5	0,75
3	7	-	-	+	1,812	0,47	0,46	0,47	2,0	2,0	2,0
4	8	-	-	+	*3,62	0,39	0,40	0,40	0,5	1	0,75
5	1	+	+	-	2,265	0,49	0,48	0,49	2,0	2,5	2,25
6	2	+	+	-	*4,53	0,43	0,41	0,42	1	1	1
7	5	+	+	+	1,812	0,52	0,51	0,52	2,5	2,5	2,5
8	6	+	+	+	*3,62	0,43	0,46	0,45	1	1	1

** Estes valores são referentes aos ciclos de 3 fases, sem a redução Tf_3.*

Tabela 4.12: Matriz da experimental para o ciclo convencional com $Tf_3/2$ e com Tf_3 normal

Ordem de Execução		Tratamento			Tempo (seg) de centelhamento = (Tf_2+Tf_3/2+1rot)	Rugosidade Ra (μ m)			Circ. (μ m)		
1°	2°	f_1	f_2	f_3		Ym_1	Ym_2	Y_M	Ym_1	Ym_2	Y_M
1	3	-	-	-	4,46	0,35	0,38	0,37	1,5	1,5	1,5
2	4	-	-	-	*6,79	0,35	0,33	0,34	1	1	1
3	7	-	-	+	4,0	0,40	0,39	0,40	1,0	1,5	1,25
4	8	-	-	+	*5,87	0,38	0,36	0,37	1,25	1,5	1,37
5	1	+	+	-	3,98	0,42	0,39	0,40	2,0	2,0	2
6	2	+	+	-	*6,30	0,39	0,41	0,40	1,5	1,5	1,5
7	5	+	+	+	3,53	0,43	0,42	0,43	2,0	2,0	2
8	6	+	+	+	*5,38	0,42	0,44	0,43	2	1,5	1,75

** Estes valores são referentes ao ciclo convencional, sem a redução de Tf3.*

A figura 4.27 mostra um gráfico comparativo de rugosidade entre os ciclos de 3 fases com $Tf_3/2$ e com o de 3 fases normal e também com o convencional normal e convencional com tempo de centelhamento reduzido de $Tf_3/2$.

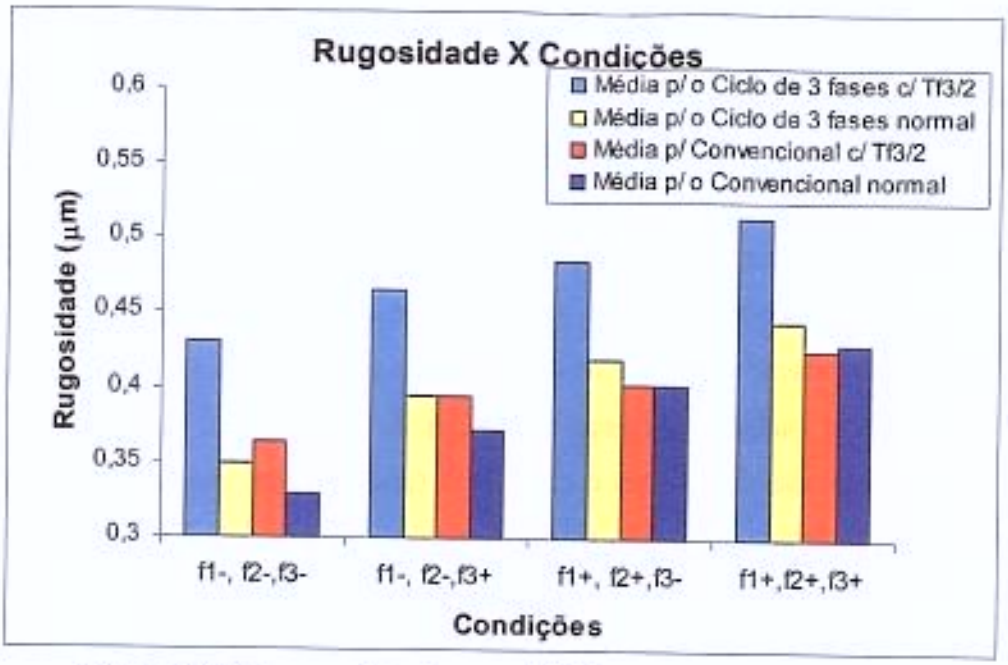


Figura 4.27: Comparativo de rugosidade para os 3 tipos de ciclos.

Da figura 4.27, verifica-se os seguintes pontos: a) para o ciclo convencional reduzido de $Tf_3/2$ a qualidade superficial foi bem próxima às geradas no ciclo de 3 fases normal (as médias não foram significativamente diferentes), demonstrando que esta pequena redução do tempo de centelhamento não foi importante. Assim, pode-se concluir que no ciclo convencional um centelhamento menor ainda proporciona uma total (ou perto disto) recuperação elástica e uma total correção dos desvios causados pelas etapas iniciais do ciclo; b) para o ciclo de 3 fases, a redução do tempo da 3ª. fase gerou aumento substancial da rugosidade. Assim, pode-se concluir que o tempo destinado à 3ª. fase (sem redução) está muito próximo do tempo necessário para a correção dos desvios gerados pelas etapas inicias e uma redução nesta etapa faz com que esta correção não seja possível e com isso causa piora na qualidade superficial da peça.

A figura 4.28 apresenta um gráfico comparativo de circularidade para os mesmos ciclos citados acima. Nesta figura verificou-se o mesmo comportamento, com a diferença que agora o ciclo com 3 fases completo gerou menores valores de circularidade que o ciclo convencional com $Tf_3/2$. Porém, há que se comentar que estes valores de circularidade (sempre menores que 2,5 µm) são baixos e aceitáveis para um processo de retificação de acabamento. Além disso, a redução do tempo final do ciclo foi muito mais prejudicial ao ciclo de 3 fases que ao ciclo convencional. No ciclo de 3 fases completo, a circularidade estava entre 0,7 a 1 µm e quando se

reduziu o tempo da fase 3, ela foi para 1,5 a 2,5μm. Já para o ciclo convencional completo os valores de circularidade anteriores à redução do tempo de centelhamento ficaram na faixa 1 a 1,75μm e quando o tempo de centelhamento foi reduzido, esta faixa passou para 1,5 a 2μm.

Pode-se então comentar que o ciclo convencional também pode ser utilizado na presença de um medidor radial. Normalmente este equipamento vem sendo usado somente em ciclo com 3 fases. Porém, provou-se neste trabalho que, mesmo que o ciclo convencional seja interrompido antes de seu fim (com redução do tempo de centelhamento similar àquele que ocorre quando se tem ciclos de 3 fases), a qualidade da peça em termos de rugosidade e circularidade é sempre melhor ou igual à qualidade obtida com o ciclo de 3 fases também interrompido antes de seu término. Além disso, interromper o ciclo antes de seu fim gera mais danos à peça retificada no ciclo de 3 fases que no ciclo convencional.

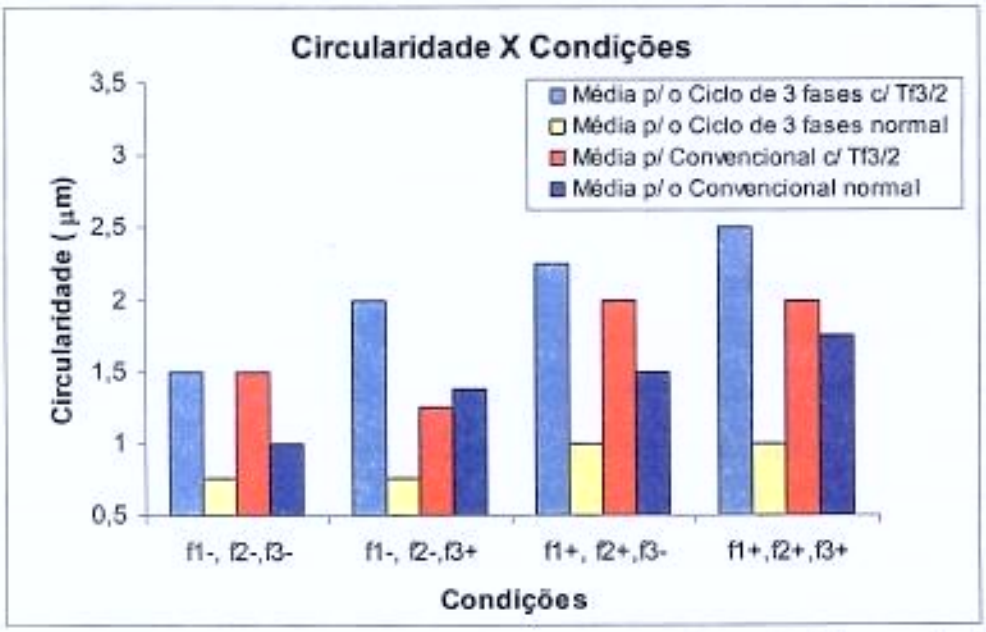


Figura 4.28: Comparativo de circularidade entre os 3 tipos de ciclos estudados.

4.7 Análise da Vibração nas Diversas Fases dos Ciclos

Para alcançar o objetivo desta fase monitorou-se o nível de vibração através de seu valor em RMS, gerado durante as operações relacionadas às condições experimentais, e comparou-se com a qualidade superficial e geométrica da peça, como já descrito no item 3.2.7.

A figura 4.29 apresenta um gráfico da relação entre o nível de vibração da fase 3 dos ciclos e a rugosidade das peças retificadas nas condições experimentais da tabela 4.13

O valor da vibração foi tomado pelo RMS médio, o qual foi calculado a cada 1000 pontos. Desta figura, observa-se que à medida que vibração foi caindo a rugosidade também foi diminuindo, ou seja, quando a vibração passou de 0,397 para 0,267 V (redução de 32%) a rugosidade caiu de 0,477 para 0,405 μm (cerca de 15%). Há de se ressaltar que para variações de rugosidade entre 0,458 a 0,427 μm (6,76%) quase não se verificou alterações nos níveis de vibração. Porém, há que se lembrar que, devido à dispersão das medidas de rugosidade em uma mesma peça, não se pode afirmar que um valor de Ra = 0,458 μm é estatisticamente diferente do valor Ra = 0,427 μm. Então, pode-se dizer que, a vibração ficou constante enquanto a rugosidade também ficou constante. Como a vibração é um dos fatores geradores de rugosidade, o comportamento da vibração versus a rugosidade mostrado na figura 4.29 é bastante coerente.

Tabela 4.13: Matriz da experimentação e os resultados obtidos.

Ordem de Execução		**Tratamentos**			**Resultados Obtidos**						
		f_1	f_2	f_3	**Tempo**	**Circularidade**		**Rugosidade Ra**		**RMS**	
1°	2°	mm/ rot	mm/ rot	mm/ rot	seg	(μm)		(μm)		f_2	f_3
1	5	+	+	+	13,435	1,5	2	0,467	0,486	0,588	0,397
2	6	+	+	-	14,382	1,0	1,5	0,460	0,455	0,623	0,363
3	1	+	-	+	13,94	1,5	1,5	0,453	0,46	0,503	0,365
4	2	+	-	-	14,886	1,0	1,5	0,433	0,435	0,561	0,363
5	7	-	+	+	15,84	1,5	1	0,443	0,45	0,479	0,364
6	8	-	+	-	16,78	1,5	1	0,420	0,405	0,473	0,304
7	3	-	-	+	16,34	1,5	1	0,430	0,423	0,511	0,363
8	4	-	-	-	17,28	1,0	1	0,407	0,403	0,454	0,267

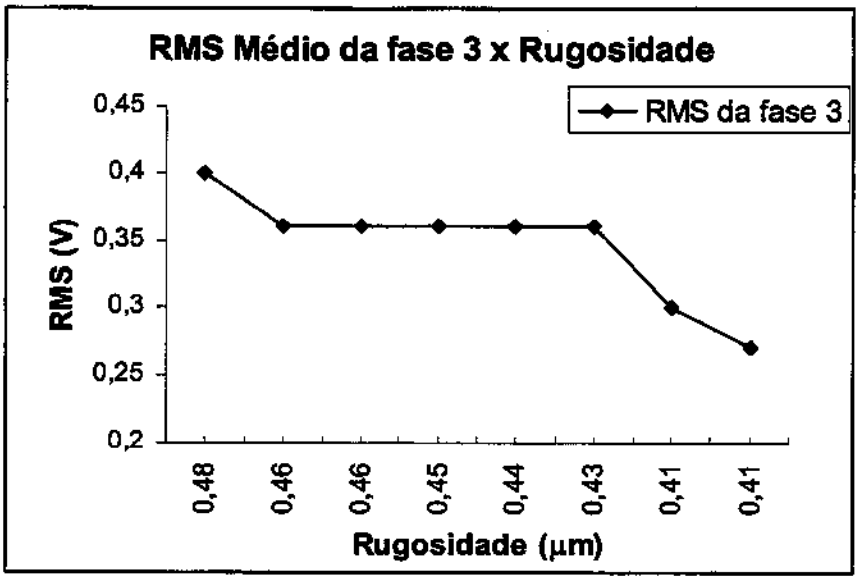


Figura 4.29: Comparativo entre o RMS da vibração da fase 3 c/ a rugosidade.

A figura 4.30 apresenta o RMS da vibração da fase 3 do ciclo para as 8 condições experimentais, tabela 4.15.

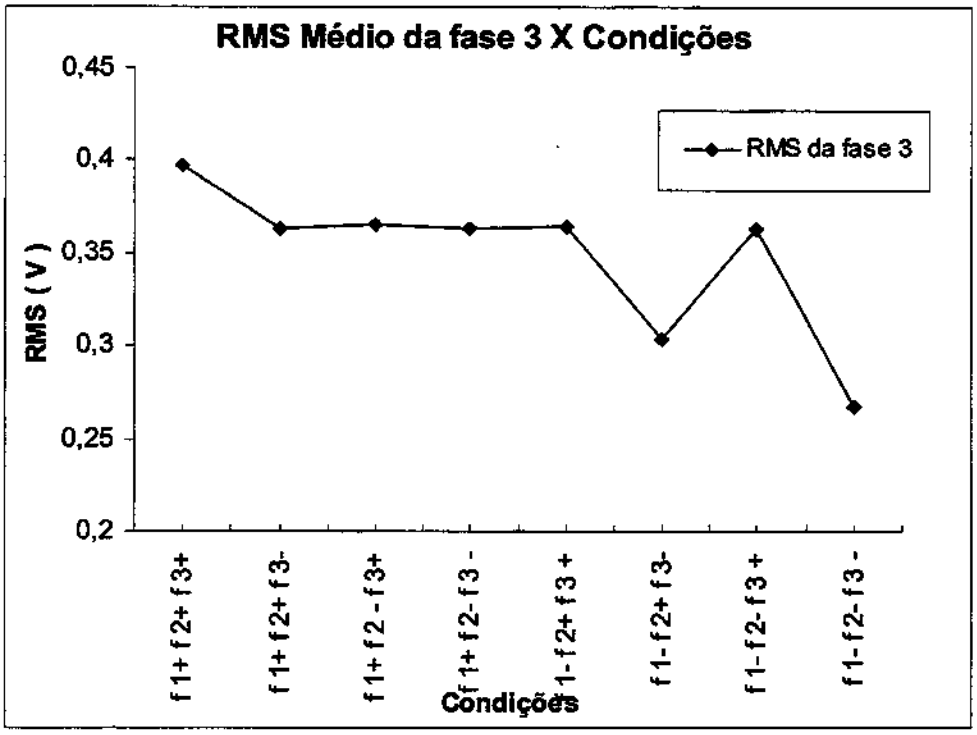


Figura 4.30: RMS médio da vibração para as condições experimentais

Observa-se na figura 4.30 que os menores valores de vibração foram obtidos quando f_1 e f_3 foram simultaneamente mantidas em seus níveis mínimos, pois o aumento na taxa de remoção de material determinado pela elevação da velocidade de avanço (f_1) impõe maior nível de deformação na peça, gerando maior intensidade de vibração nas últimas fases, pois faz com que o volume de cavaco realmente retirado pela fase 3 seja maior. Uma menor taxa de remoção da fase inicial aliada a uma velocidade de avanço da última fase também menor, favorece uma redução de vibração.

As figuras 4.31 e 4.32 apresentam o comportamento da vibração no seu valor de RMS para as condições f_1+,f_2+,f_3+ e f_1-,f_2-,f_3- respectivamente e os gráficos das demais condições estão localizados no anexo 2. Vale comentar que a taxa de aquisição do sinal bruto foi de 8000 pts/seg, mas como o RMS foi calculado a cada 1000 pontos, tem-se 8 pontos de RMS por segundo e, como os tempos de cada fase são conhecidos, torna-se possível localizar as fases no gráfico a partir do fim do ciclo.

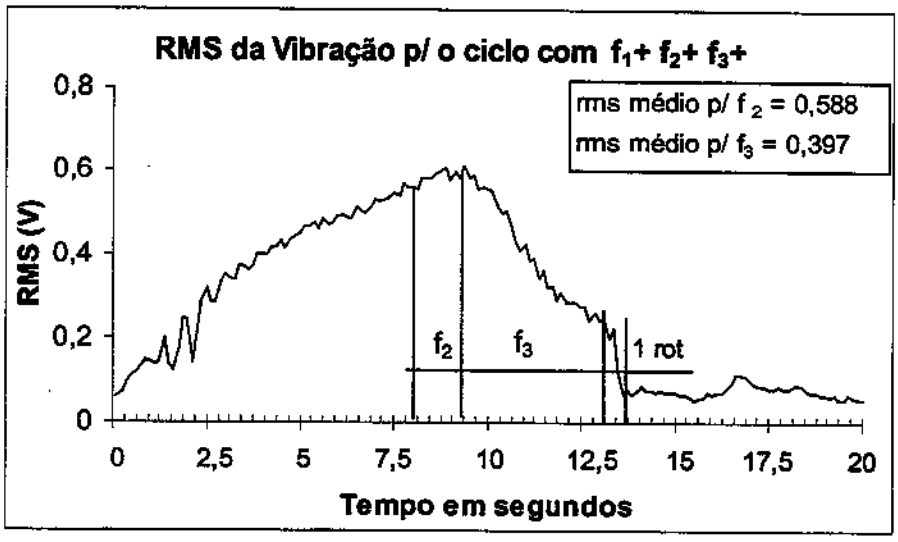


Figura 4.31:Comportamento da vibração para a condição f_1+ f_2+ f_3+

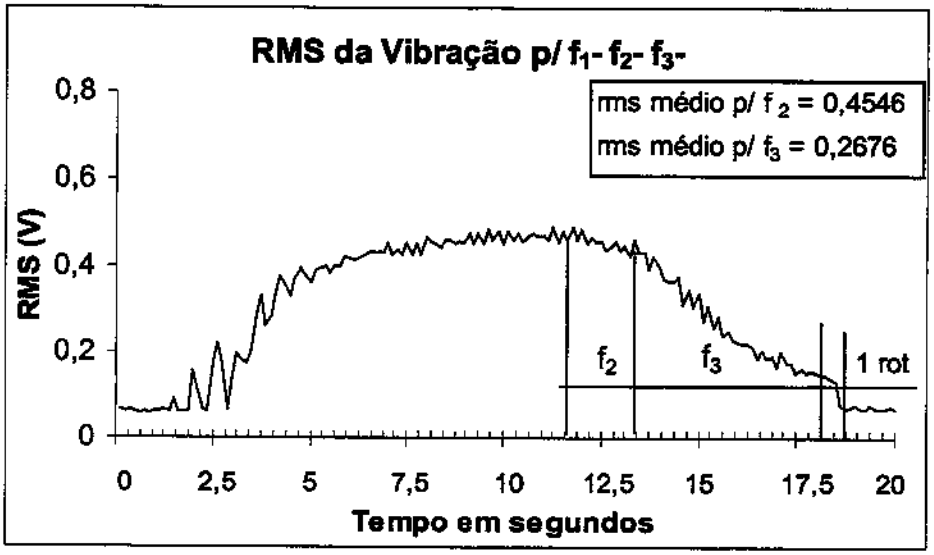


Figura 4.32: Comportamento da vibração para a condição f_1- f_2- f_3-

Antes de se iniciar a análise destas figuras é importante notar 2 fatos. O primeiro é que o sinal de vibração é crescente durante a fase de deformação elástica da peça e do eixo do rebolo, mantém-se constante durante a fase de avanço real constante do ciclo e passa a cair durante a fase de centelhamento (Hassui, 1997). Em segundo lugar, deve-se comparar os valores de vibração mostrados nestas figuras, com a vibração que ocorre quando se tem o avanço na peça nos níveis aqui utilizados para f_2 e f_3, porém sem a fase anterior com f_1 (para a análise da vibração na 2ª fase do ciclo) e sem as fases anteriores f_1 e f_2 (para a análise da vibração na 3ª fase do ciclo). A diferença entre a vibração nestes 2 casos é a vibração causada pelas fases anteriores. Para satisfazer o 2° fato aqui mencionado, os itens 3.2.7 e 3.2.8 relacionados no capítulo de metodologia experimental serão aqui fundidos em um só item, para que os comentários possam ser realizados de forma clara e rica em detalhes.

Verifica-se na figura 4.31 (vibração para o ensaio com todos os valores de avanço em seus níveis máximos) que em toda a fase 1, até próximo ao fim da fase 2, o nível de vibração é ascendente e só começa a declinar ao longo da fase 3. Durante toda a fase 1 ocorreu deformação elástica da peça, pois a vibração é sempre crescente. Quando se passou para o avanço f_2, muito provavelmente a deformação elástica da peça já havia estacionado e começado a recuperação elástica. Porém, o volume de material removido na unidade de tempo continuava crescente (maior ainda que aquele removido na fase 1), pois se tinha o avanço causado pela recuperação

elástica somado ao avanço f_2, que era no sentido contrário. Somente quando se iniciou a fase 3, devido ao muito pequeno valor de avanço, é que o volume de material removido na unidade de tempo começou a se reduzir e, assim, a vibração começou a cair. Muito provavelmente, se a fase 2 fosse estendida por mais tempo, o volume de cavaco removido começaria a cair até atingir o valor devido à taxa de remoção de cavaco calculado utilizando-se somente f_2. A vibração cairia até atingir o valor mostrado na figura 4.33 (que será melhor discutida adiante), que é o valor de vibração ocorrido quando se tem somente o avanço f_2, sem nenhuma recuperação elástica. A diferença entre o valor da vibração na fase 2 mostrado na figura 4.31 e o valor da vibração obtido na figura 4.28 quando se tem o avanço f_2+, dá uma idéia do nível de recuperação elástica que ocorre durante esta fase. Vê-se ainda que, ao fim da fase 3, ainda havia bastante recuperação elástica a ser realizada, pois o valor da vibração ainda é bem maior que aquele obtido no ensaio em que o único valor de avanço utilizado foi o f_3. Vê-se na figura 4.33 que, quando se utilizou somente o f_3+ tinha-se um RMS da vibração na casa de 0,1 V, enquanto que no ensaio mostrado na figura 4.31 tinha-se um valor de vibração na casa do 0,2 V.

Quando se utilizou todos os avanços em seus níveis mínimos, o comportamento da curva alterou-se bastante (figura 4.32). Vê-se nesta figura que o nível de vibração atingiu sua maior intensidade ainda na primeira fase e que já na fase 2 iniciou-se sua redução. Isto significa que, na fase 2 já se teve recuperação elástica. Esta recuperação ocorrida na fase 2 foi bastante intensa. Pode-se ter uma idéia de sua ordem de grandeza pela diferença dos níveis do RMS da vibração da fase 2 na figura 4.33 (quando se tinha f_2-). Na fase 3 a recuperação elástica continuou mas, ao fim desta fase, ainda havia deformação elástica para ser eliminada. Isto pode ser afirmado porque, neste momento, o sinal de vibração ainda não estava estabilizado e seu nível ainda era maior do que aquele mostrado na figura 4.31 para o avanço f_3-. Porém, pode-se também afirmar que a diferença entre os valores ao fim da fase 3 para o ensaio com f_1-,f_2-,f_3- e o valor de vibração quando se teve somente f_3- sem as fases anteriores (diferença entre os valores das figuras 4.32 e 4.33) é bem menor que a diferença que se teve para o ensaio com f_1+,f_2+,f_3+ (diferença entre os valores das figuras 4.31 e 4.33). Assim, como era de se esperar, quando se utilizou f_1-,f_2-,f_3- estava-se muito mais perto do centelhamento completo ao fim da fase 3. Mas, há que se frisar que estas eram as condições mais brandas utilizadas nestes ensaios. Assim, pode-se afirmar que, para se ter centelhamento completo com o ciclo de 3 fases necessitar-se-ia valores muito pequenos de avanços nas 3 fases.

A tabela 4.14 apresenta a matriz da execução dos experimentos e os resultados obtidos para a circularidade, rugosidade e o RMS da vibração para as fases individuais (f_2 e f_3) do ciclo de 3 fases. Desta tabela verifica-se que todas as respostas referentes à fase 3 geraram melhores qualidades do que quando em conjunto (tabela 4.13), comprovando a imposição de deformação e vibração das fases anteriores pois os níveis de vibração também caíram.

Tabela 4.14: Matriz da experimental e resultados obtidos para os ciclos individuais.

Ordem de Execução		**Avanço**	**Resultados Obtidos**						
		mm/rot	**Tempo**	**Circularidade**		**Rugosidade Ra**		**Vibração**	
1°	2°		(seg)	(μm)		(μm)		RMS	
1	3	f_2+	1,25+0,54	2	2	0,37	0,39	0,143	0,1329
2	4	f_2-	1,756+0,54	2	1,5	0,35	0,33	0,12	0,121
3	2	f_3+	3,78+0,54	0,5	0,5	0,26	0,28	0,092	0,0806
4	3	f_3-	4,7+0,54	0,5	0,5	0,22	0,21	0,0742	0,0733

A figura 4.33 apresenta uma comparação dos níveis de vibração ocorridas nas fases 2 e 3 quando em conjunto e quando separada das fases anteriores. Quando em conjunto as fases anteriores aos avanços f_2 e f_3 foram fixadas em seus maiores níveis f_1+ f_2+, ou seja, (f_1+) quando se analisa o avanço 2 (f_2) e (f_1+, f_2+) quando se analisa o avanço 3. Preliminarmente observa-se o quão maior é o nível de vibração para fases 2 e 3 quando em conjunto e que, em ambos os casos, as curvas obedeceram às mesmas tendências de redução quando se diminuíam os níveis dos avanços. O nível de vibração das diversas etapas quando precedida de etapa(s) anterior (es) foi da ordem de 2,5 a 4 vezes maior do que o nível obtido quando a retificação foi realizada sem fase anterior. Fazendo-se a aproximação de que o nível de vibração é proporcional ao volume de cavaco removido na unidade de tempo, tem-se que de 60 a 75% do cavaco removido nas fases 2 e 3 de um ciclo de 3 etapas é devido à recuperação das deformações causadas pelas fases anteriores dos ciclos, dependendo, é lógico, das condições de usinagem utilizadas nestas fases.

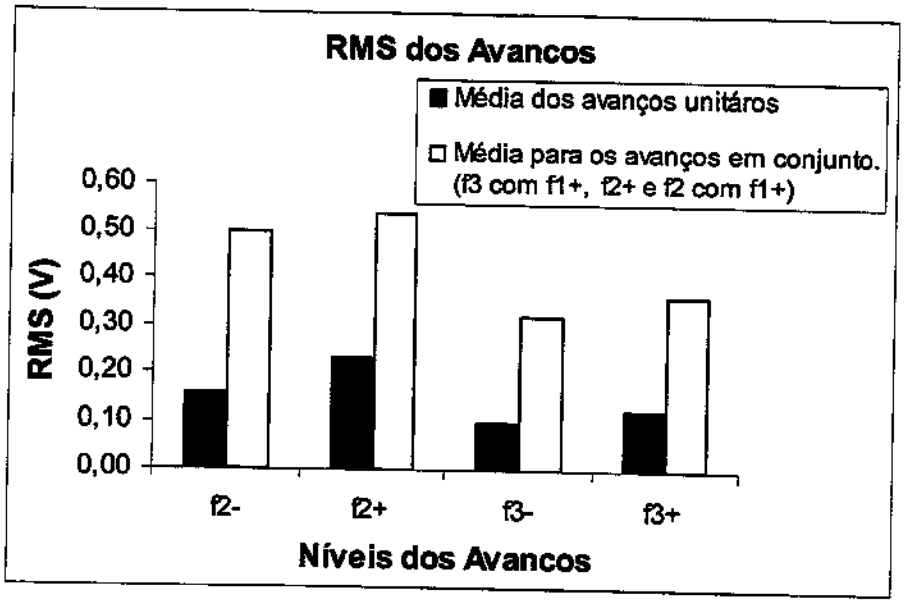


Figura 4.33: RMS médio da vibração para as fases experimentadas.

A figura 4.34 apresenta uma comparação entre a rugosidade gerada pela fase individual f_3 e a gerada em conjunto com outras fases, sendo que esta última foi selecionada para f_1+ e f_2+. Nesta figura observa-se que os resultados obtidos para as fases individuais geraram melhores qualidades superficiais (rugosidade), como era de se esperar, por não contarem com a ação das fases anteriores.

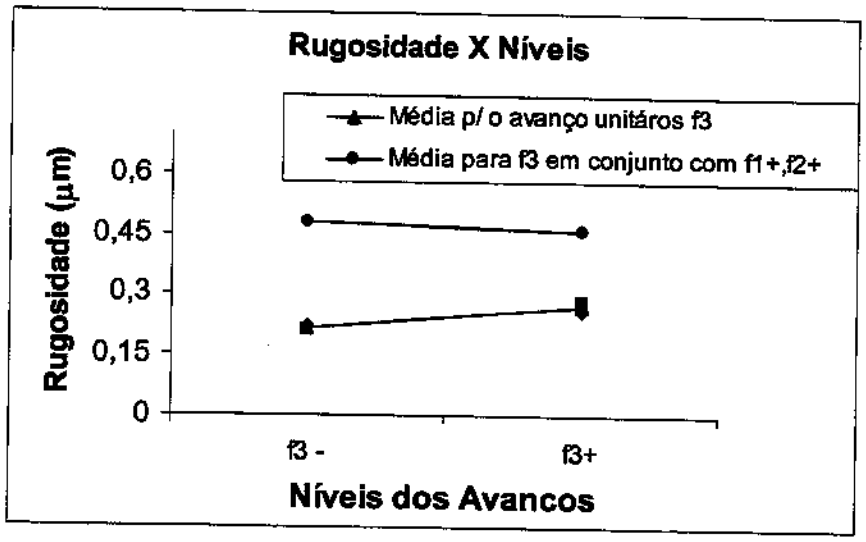


Figura 4.34: Comparativo de rugosidade entre as fases isoladas e em conjunto.

Para efeito de comparação monitorou-se a vibração nos ciclos convencionais apresentados na tabela 4.9 com a mesma metodologia de aquisição utilizada no ciclo com 3 fases.

As figuras 4. 35 e 4.36 apresentam o comportamento da vibração no seu valor de RMS para as condições f_1+,Tf_2+,Tf_3+ e f_1-,Tf_2-,Tf_3- do ciclo convencional (da tabela 4.9) respectivamente e os gráficos das demais condições estão localizados no anexo 2. Estas figuras explicam a razão da melhor qualidade das peças retificadas com o ciclo convencional. Na figura 4.35 vê-se que, quando se retraiu o rebolo, o centelhamento já estava completado, pois o sinal de vibração estava praticamente estabilizado ao final do centelhamento, o que não ocorreu com o ciclo de 3 fases (figura 4.32).

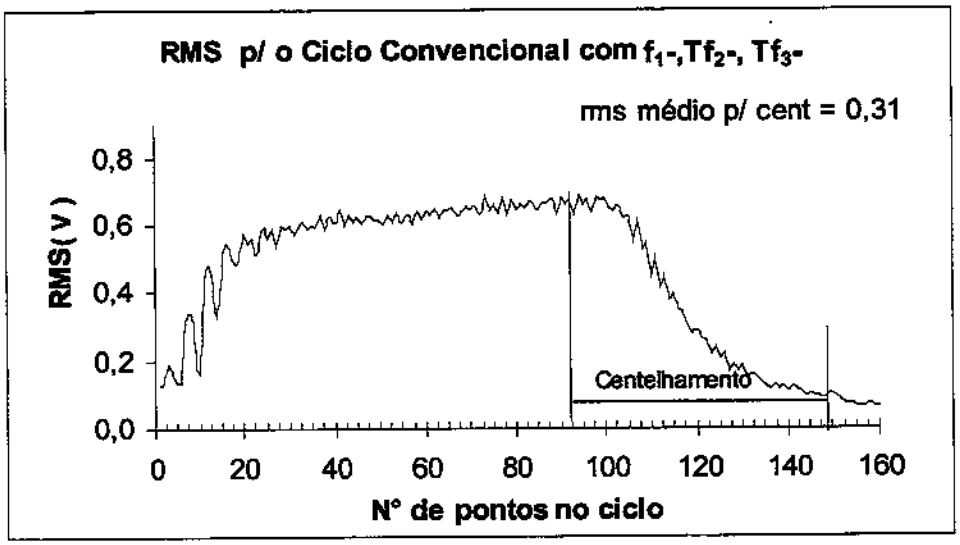


Figura 4.35: Comportamento da vibração para a condição f_1- Tf_2- Tf_3- no ciclo convencional

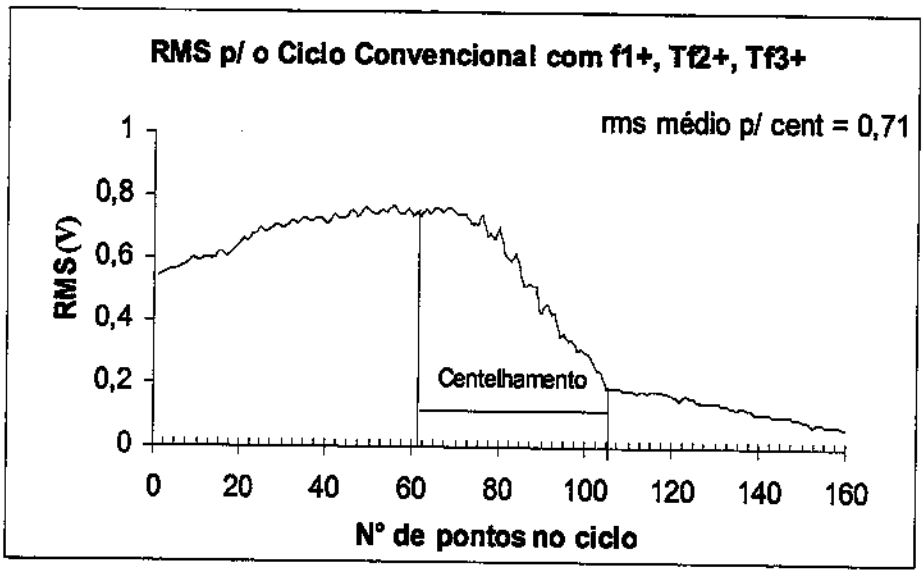


Figura 4.36: Comportamento da vibração para a condição f_1+ Tf_2+ Tf_{3+} no ciclo convencional.

Na figura 4.36 vê-se que o sinal de vibração ainda não estava estabilizado ao final do ciclo, mostrando que o centelhamento completo ainda não havia ocorrido. Porém, pode-se ver que este valor de vibração era bem próximo ao valor que se teve quando se retraiu o rebolo, o que não ocorreu com o ciclo de fases correspondente (figura 4.31). Então pode-se concluir que, quando se utiliza o centelhamento convencional a recuperação elástica das deformações ocorridas no início do ciclo é mais eficiente, o que propicia a obtenção de peças de melhor qualidade. Isto se deve ao fato de que, no ciclo com 3 fases, esta recuperação se dá ao mesmo tempo em que se tem o avanço do rebolo em sentido contrário, tornando-a mais difícil.

4.8 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo com Três Fases

Como descrito no item 3.10, esta etapa foi realizada para verificar a influência de cada uma das fases no tempo de ciclo e na qualidade da peça, como também o comportamento do rebolo no início e fim de vida para as condições experimentadas.

A tabela 4.15 apresenta a matriz da experimentação com os respectivos tempos de cada fase bem como os valores de rugosidades e circularidades no início e no fim do ensaio.

Tabela 4.15: Matriz da experimentação do ensaio de vida para o ciclo de 3 fases.

Ordem de Execução		Condições			Resultados Obtidos							
		f_1	f_2	f_3	Tempo seg				Rugosidade μm		Circ. μm	
1°	2°	mm / rot	mm /rot	mm /rot	Tf_1	Tf_2	Tf_3	Total	Início de vida	Fim de vida	Início	Fim
5	4	-	-	-	11,058	1,796	4,838	17,693	0,35	0,65	1,25	2,25
2	7	-	-	+	11,058	1,796	3,870	16,726	0,45	0,71	1,25	2,25
6	5	-	+	-	11,058	1,283	4,838	17,180	0,39	0,74	1,25	2,00
7	1	-	+	+	11,058	1,283	3,870	16,212	0,43	0,78	1,75	2,75
4	3	+	-	-	8,601	1,796	4,838	15,236	0,42	1,27	1,75	2,75
1	8	+	-	+	8,601	1,796	3,870	14,268	0,46	1,09	2,00	2,75
8	6	+	+	-	8,601	1,283	4,838	14,723	0,43	1,07	1,50	3,25
3	2	+	+	+	8,601	1,283	3,870	13,755	0,48	1,09	2,00	3,50

É válido lembrar que foram retificadas 66 peças em cada uma das oito condições e com mais uma réplica. O início da vida foi estabelecido em relação a um volume de 500mm^3 de cavaco removido (1ª peça) e daí evoluindo ao longo das 66 peças até atingir o volume de 35.000 mm^3 considerado o fim de vida da ferramenta.

Inicialmente calculou-se o tempo de operação envolvido em cada um dos tratamentos selecionados, conforme apresentados na tabela 4.17. Desta, verificou-se que a diferença entre a tratamento de maior tempo de operação (quando se utilizou os menores valores de avanço nas três etapas f_{1-}, f_{2-} e f_{3-}) e o menor (com f_{1+}, f_{2+} e f_{3+}) foi 4 segundos, uma diferença de aproximadamente 30%. A figura 4.37 organiza os resultados, em função do tempo total de operação para cada condição estudada. Como o objetivo era encontrar um melhor compromisso entre o tempo de operação e a qualidade da peça em função do volume de cavaco removido, segue-se agora às fases de análise.

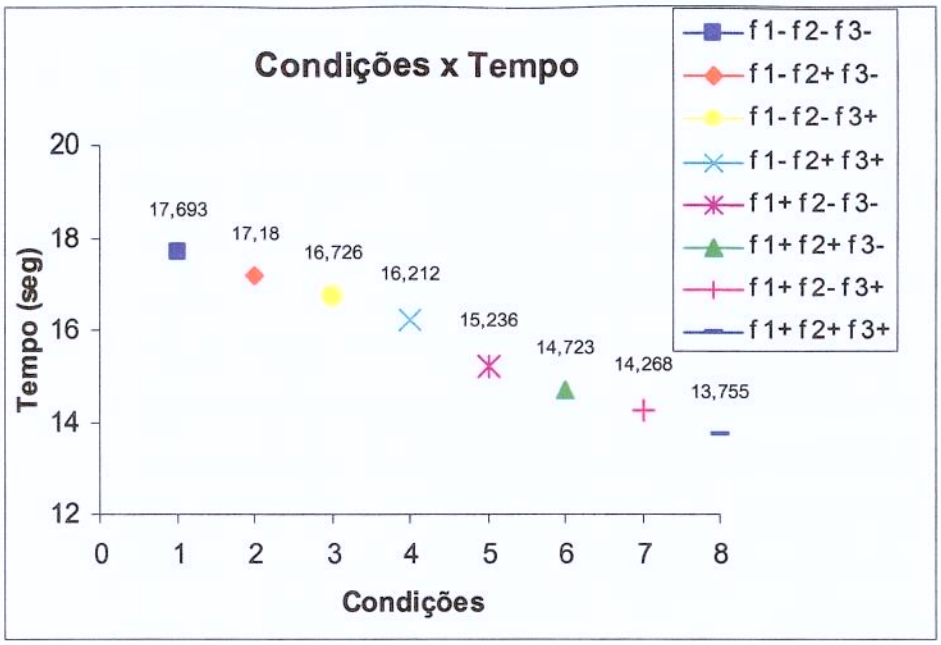


Figura 4.37: Tempo de operação de cada ensaio (condição ou tratamento).

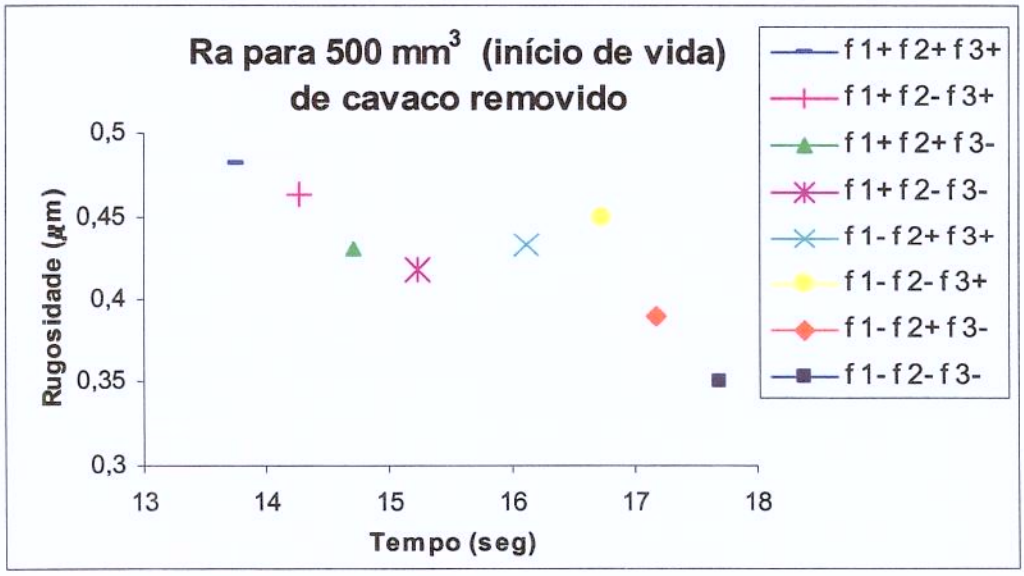


Figura 4.38: Rugosidade para o início de vida em relação ao tempo de operação.

Inicialmente procurou-se analisar o comportamento da rugosidade no início da vida para as respectivas condições. Desta forma a figura 4.38 apresenta os valores de rugosidade no início dos ensaios, isto é, quando se tinha um volume de cavado de 500 mm^3. Nesta figura observa-se que a rugosidade segue a uma tendência inversa ao tempo de corte. Assim um aumento no avanço médio, ou seja uma redução de tempo, eleva os valores de rugosidade. Porém houve algumas

exceções: a primeira foi do tratamento f_1-, f_2+, f_3+ que, apesar de consumir um tempo maior que a condição f_1+, f_2 -,f_3-, gerou uma maior rugosidade, demonstrando a importância da fase 3 na rugosidade da peça. Nesta segunda condição, apesar do tempo total menor (avanço médio maior), as condições mais suaves da 3ª. fase foram capazes de corrigirem os maiores desvios provenientes das fases anteriores. A segunda exceção foi a condição f_1-, f_2-, f_3+ que apresentou um valor bem acima da linha de tendência. Crê-se que isto também foi devido ao fato de que na fase 3, na qual se define o acabamento superficial da peça, o avanço estava no nível máximo. Assim, esta fase foi incapaz de corrigir as imperfeições causadas pelos 2 avanços das 2 fases anteriores, mesmo estando eles em seus níveis mínimos e, assim, conseguir rugosidade da peça similar àquelas condições em que se teve tempo de ciclo maior e, portanto, avanço médio do rebolo nas 3 fases menores.

Os 3 ensaios com rugosidades intermediárias e praticamente iguais foram f_1 +,f_2 +f_3 - (Ra = 0,427; t= 14,72 seg), f_1 +, f_2-,f_3- (Ra = 0,417 μm; t = 15,23 seg) e f_1-, f_2+, f_3+ (Ra = 0,43 μm; t = 16,21 seg). Para se escolher uma condição que represente um bom compromisso entre tempo e rugosidade da peça, não se deve escolher os pontos extremos do eixo do tempo da figura 4.36, porque aí quando se tem baixo tempo tem-se grande rugosidade e quando sem tem baixa rugosidade se tem grande tempo. Então deve-se escolher uma das 3 condições em que se teve rugosidade e tempo intermediários.

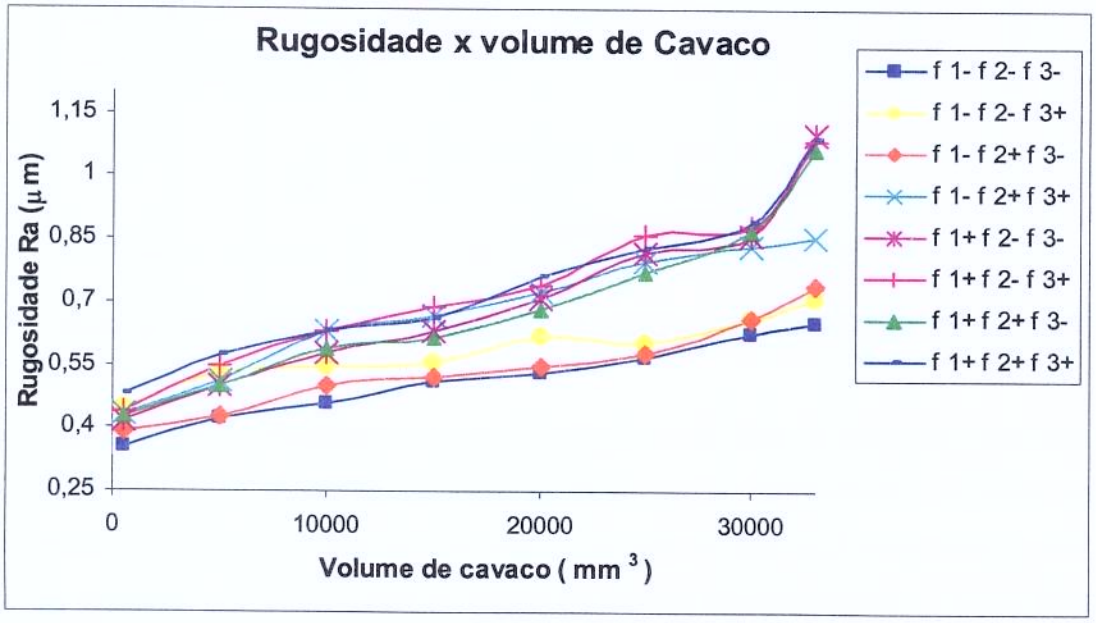


Figura 4.39: Rugosidade em função do volume de cavaco removido.

Dando seqüência às análises, verificou-se o comportamento da rugosidade Ra ao longo de 66 peças retificadas, para reconhecer o comportamento de Ra em função do volume de cavaco removido que depende do estado de afiação do rebolo. A figura 4.39 mostra este comportamento.

Observa-se da figura 4.39 que os ensaios que utilizaram o valor de avanço da fase 1 (f_1) máximo, foram aqueles em que a rugosidade mais cresceu durante o ensaio, isto é, aqueles em que a condição de afiação do rebolo mais se deteriorou. Conclui-se então que a fase 1 é a que mais influencia o desgaste do rebolo. Isto era de se esperar, pois é nesta fase que se remove cerca de 93% de todo o cavaco gerado na operação. Desta fase, concluiu-se que em termos de desgaste de rebolo deve-se usar o valor mínimo de avanço na fase 1. Já os avanços da fase 2 podem ficar em qualquer nível.

Ainda em relação à rugosidade, analisou-se seu valor quando já se havia removido 35000 mm^3 de cavaco, isto é, quando o rebolo já está próximo de seu momento de dressagem (figura 4.40). Conclui-se desta fase que, se as condições f_{1+}, f_{2-}, f_{3-} , f_{1+}, f_{2-}, f_{3+}, f_{1+}, f_{2+}, f_{3-} e f_{1+}, f_{2+}, f_{3+} forem usadas, a vida do rebolo vai ser bem pequena (dependendo, é lógico do valor de Ra limite) pois apresentaram valores muito altos de rugosidade para o volume de cavaco de 35000 mm^3. Como já foi citado, a fase 1 é a que mais influencia as condições do rebolo e, conseqüentemente, o comportamento da rugosidade da peça. Porém, há que se fazer um estudo para concluir se o avanço máximo na primeira fase não deve ser utilizado, já que, embora gere pequena vida do rebolo e, conseqüentemente, maior número de dressagens, gera também menor tempo de corte. Assim, é necessário que se verifique, para um dado lote de peças, o tempo e o custo de fabricação de cada peça, levando-se em conta o ciclo de corte e o ciclo de dressagem. Mas, analisando-se a figura 4.38, pode-se concluir que se o objetivo for obter-se grande vida do rebolo, deve-se utilizar um dos 3 seguintes conjuntos de avanços, que não apresentaram praticamente nenhuma diferença de rugosidade com este volume de cavaco removido: f_{1-}, f_{2-}, f_{3-} ou f_{1-}, f_{2-}, f_{3+} ou ainda f_{1-}, f_{2+}, f_{3-}. Como destes 3 conjuntos o que apresenta menor tempo de corte é aquele com f_{1-}, f_{2-}, f_{3+}, este deve ser o escolhido quando se deseja longa vida do rebolo. Interessante notar que este tratamento (f_{1-}, f_{2-}, f_{3+}) dentre os 3, foi o que apresentou a maior rugosidade no início da vida do rebolo (ver figura 4.38) e já no fim da vida apresentou um valor bem próximo dos outros 2 tratamentos. Isto demonstra que o valor de f_3, apesar de ser importante para a definição da rugosidade no início da vida do rebolo, quando no nível máximo não concorreu para um maior desgaste do rebolo e conseqüente crescimento da rugosidade.

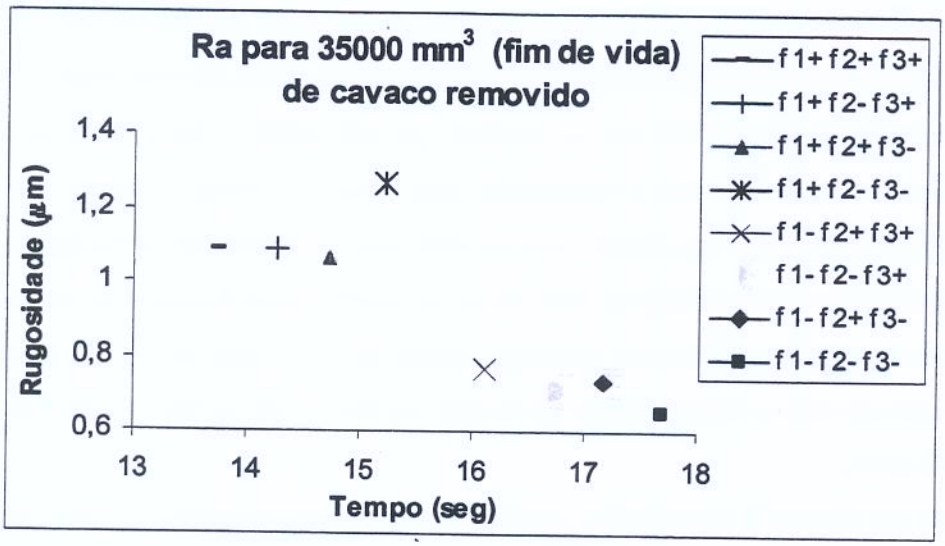


Figura 4.40: Rugosidade da peça após 35000 mm^3 de cavaco removido.

Por fim, analisou-se o comportamento da circularidade no início e no fim dos ensaios. Estes resultados estão apresentados na figura 4.41.

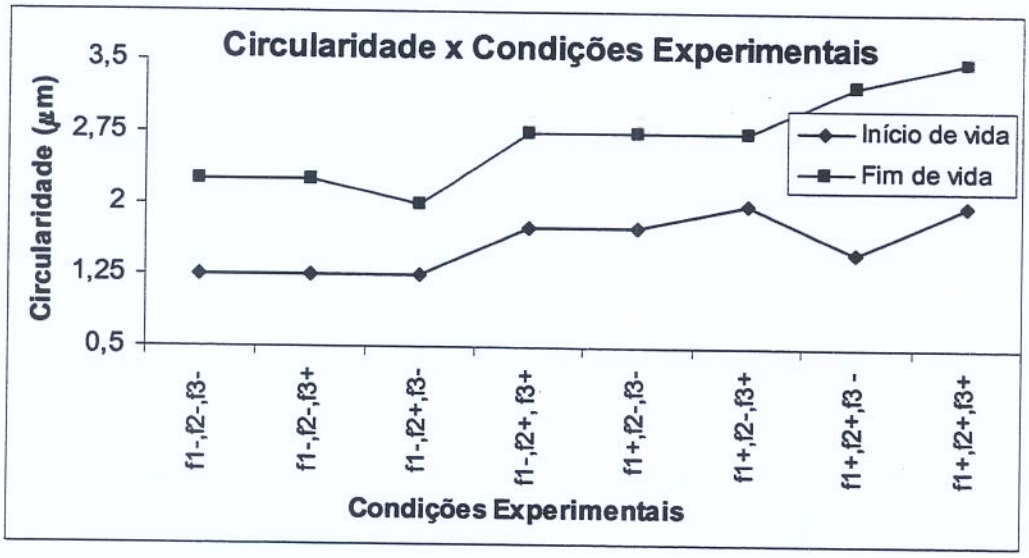


Figura 4.41: Circularidade no início e no fim de vida para as diversas condições testadas.

Nesta figura observa-se que entre o início e o fim dos ensaios houve uma elevação nos valores, pois como explicado quando se comentou sobre a rugosidade, a deterioração da ferramenta também aumenta a tendência de erros de forma na peça. Em relação ao

comportamento de cada condição no início de vida quase não houve alterações entre os valores de circularidade entre as condições experimentais, pois as médias não foram significativamente diferentes. Porém, vê-se uma leve tendência de elevação em função da redução do tempo de operação. Contudo todos os valores de circularidades foram satisfatórios, o mesmo ocorrendo no fim de vida. Desta forma as conclusões extraídas em função da rugosidade podem ser mantidas e estendidas à qualidade superficial da peça, ou seja, a condição f_1-,f_2-,f_3+ pode-se ser utilizada como o melhor compromisso entre o tempo e circularidade da peça ao longo de 35 000 mm^3 de cavaco removido.

4.9 Análise da Vida da Ferramenta para o Ciclo Convencional

Para satisfazer o objetivo desta etapa, descrito no item 3.11, que é estabelecer comparações entre o ciclo convencional e o ciclo de 3 fases na qualidade da peça, no início, durante e no fim do ensaio, procedeu-se os ensaios dos ciclos convencionais utilizando como tempo centelhamento os tempos envolvidos nas fases 2 e 3 (avanço 2 e 3) dos ensaios da etapa anterior, mais o tempo de uma rotação da peça. Vale lembrar que foram retificadas 66 peças para cada uma das 4 condições experimentadas sem réplica. Os resultados destes testes estão listados na tabela 4.16.

Tabela 4.16: Matriz dos ensaios de vida para o ciclo convencional c/ os resultados.

Ordem de Execução	Tratamentos			Resultados Obtidos			
	f_1	Tf_2	Tf_3	Rugosidade μm		Circ. μm	
Única	mm/ rot	mm/ro t	mm/ro t	Início de vida	Fim de vida	Início	Fim
1	-	-	-	0,317	0,59	1	1,5
2	-	-	+	0,33	0,683	1,5	1,5
3	+	+	+	0,3	0,893	2	2
4	-	+	+	0,327	0,697	1	1,5

Inicialmente, verificou-se o comportamento da rugosidade no início de vida do rebolo, tanto para o ciclo convencional como para o ciclo com três etapas. A figura 4.43 apresenta os

valores de rugosidades no início dos ensaios, isto é, quando se tinha um volume de cavaco removido de 500 mm^3, para os dois processos.

Pode-se ver na figura 4.42 (como também foi verificado no item 4.9) que, para o ciclo com 3 fases, todos os ensaios realizados com avanço da 3ª fase no nível superior, apresentaram rugosidade maior que Ra = 0,45 μm, não importando os níveis dos avanços das fases anteriores, mostrando a forte influência dessa fase na qualidade final da peça. Para o ciclo convencional, obteve-se rugosidades bem baixas das peças em 3 dos 4 ensaios realizados. A rugosidade só cresceu fortemente quando se combinou um avanço alto da única fase de corte, com um tempo de centelhamento baixo.

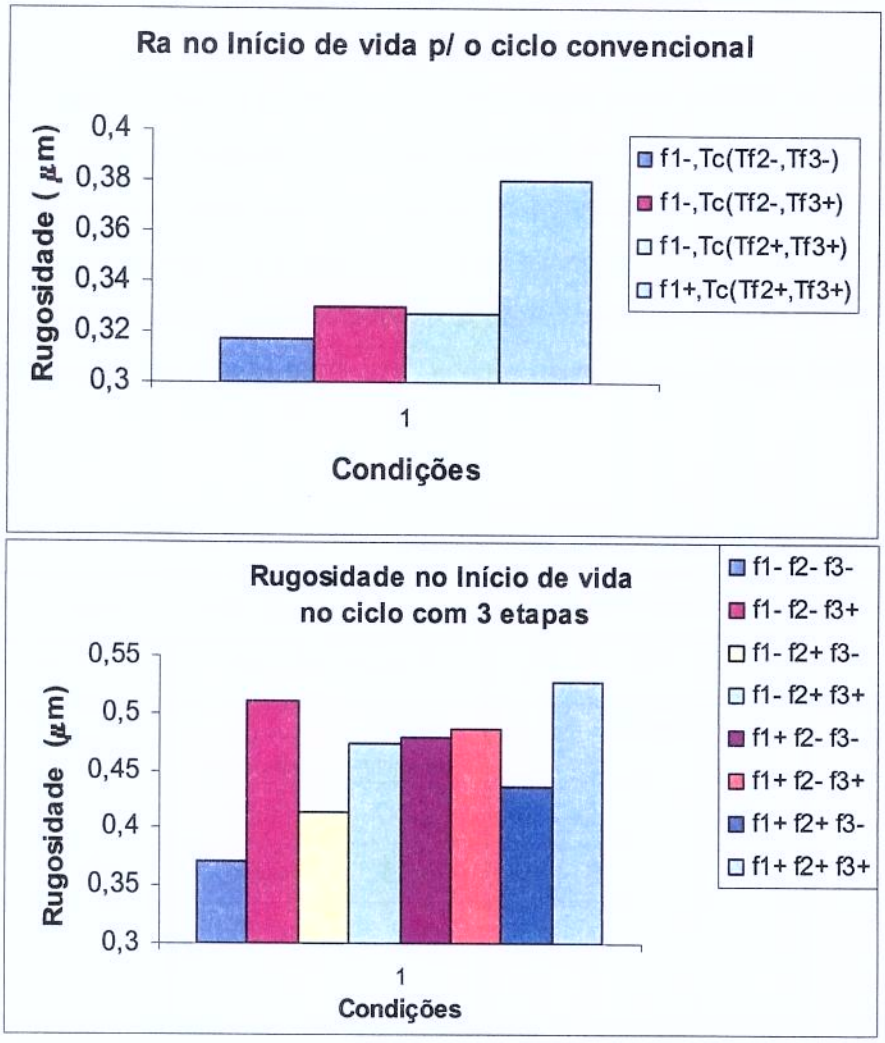


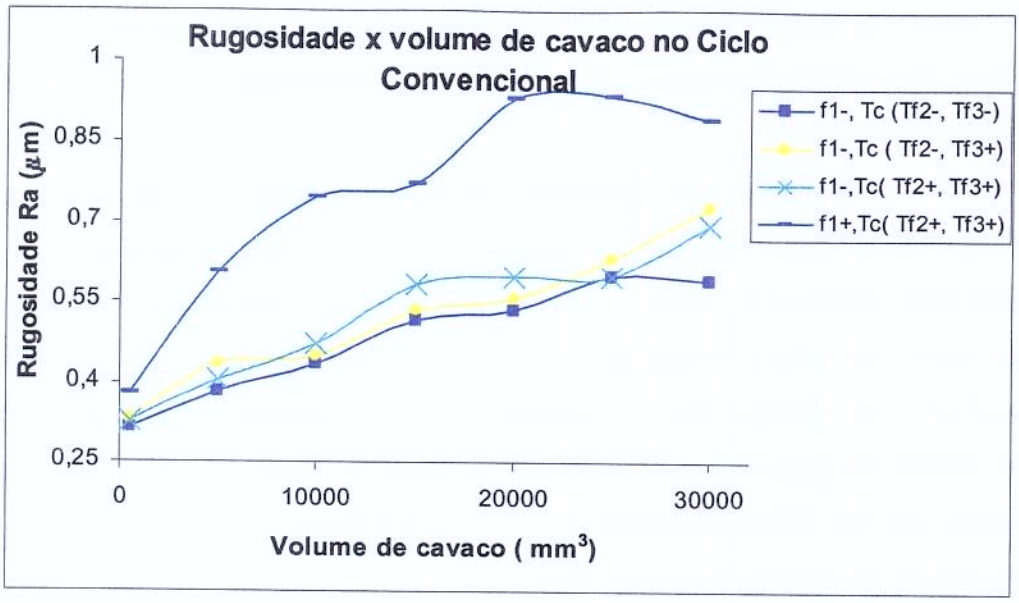
Figura 4.42: Comparação da rugosidade para o início de vida do rebolo em cada processo com as respectivas condições

Ainda se observa na figura 4.42 que a rugosidade das peças usinadas nos ensaios do ciclo com três fases foram mais altas quando comparadas às peças obtidas no ciclo convencional com mesmo tempo de operação.

A condição mais rápida do ciclo convencional (com tempo de centelhamento igual à soma dos tempos das fases 2 e 3 do ciclo com 3 fases em seus níveis de avanço superiores - f_{2+} e f_{3+}) gerou valores bem próximos à condição mais lenta do ciclo com três etapas (com avanços f_{1-}, f_{2-}, f_{3-}). Tal fato tem a ver com o avanço real do processo nos últimos instantes de corte. No ciclo convencional só existe avanço real nos instantes finais da operação devido à recuperação da deformação elástica da peça e do eixo do rebolo ocorrida no início do corte. Já no ciclo com 3 fases, o avanço real nos últimos instantes da operação é a soma dessa recuperação elástica e do avanço programado do rebolo para essa 3ª fase.

Como foi visto no item 4.7, nos ensaios realizados com ciclo de 3 fases, a 2ª fase não contribuiu fortemente para a recuperação elástica do eixo do rebolo e da peça e, ao fim da fase 3 ainda havia deformação elástica não recuperada. Portanto, a qualidade da peça obtida com o ciclo convencional mostrou-se melhor.

Numa segunda parte da análise dos resultados, verificou-se o comportamento da rugosidade Ra, para os dois tipos de ciclo, ao longo de 66 peças retificadas, sem que nenhuma dressagem do rebolo ocorresse, para se verificar o comportamento de Ra em função do volume de cavaco removido e do estado de afiação do rebolo. A figura 4.43 mostra este comportamento para o ciclo convencional e para o ciclo de três fases.



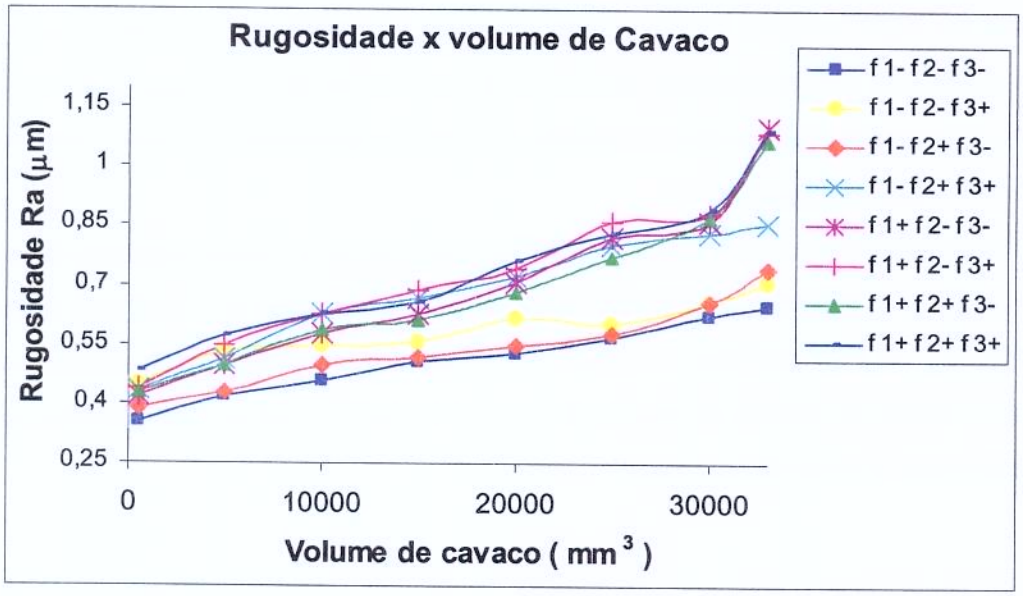


Figura 4.43: Rugosidade em função do volume de cavaco removido para o ciclo para o ciclo convencional e para o ciclo de 3 fases.

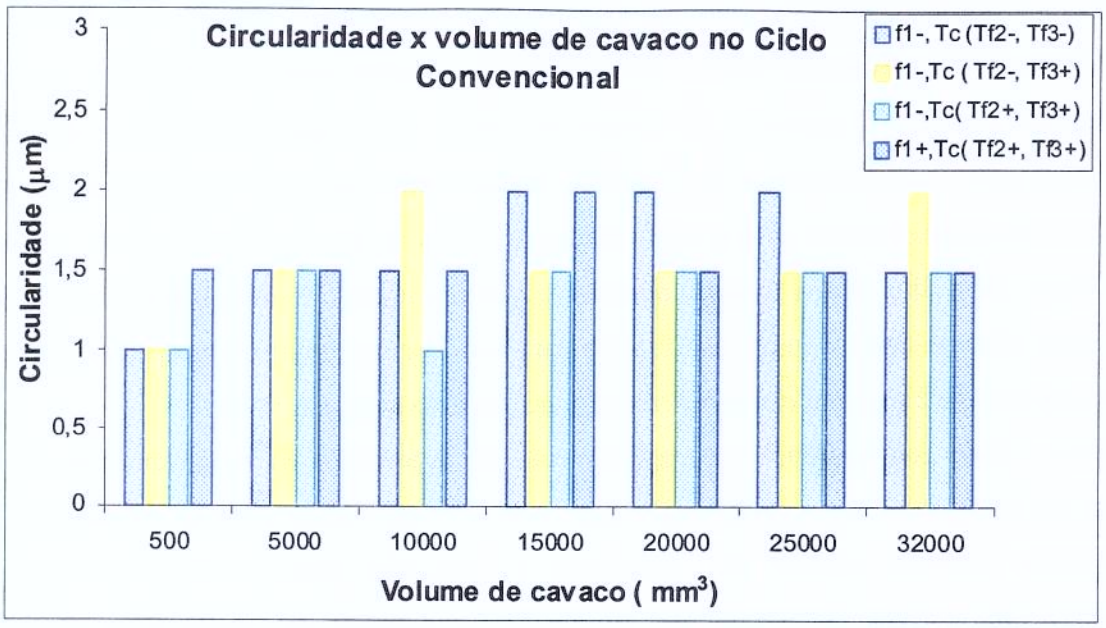
Da figura 4.43 percebeu-se que o ensaio com ciclo convencional que utilizou o valor de avanço da fase 1 (f_1) máximo, foi aquele em que a rugosidade mais cresceu durante o ensaio, isto é, aquele em que a condição de afiação do rebolo mais se deteriorou, como já havia ocorrido nos ensaios do ciclo com 3 fases. Confirma-se a conclusão que a fase 1 é a que mais influencia o desgaste do rebolo. Isto era de se esperar, pois é nesta fase que se remove cerca de 93% de todo o cavaco gerado na operação. Uma outra conclusão é que os níveis de rugosidade para os dois tipos

de ciclo, que inicialmente eram menores para o ciclo convencional, chegaram ao fim de 32000 mm^3 de cavaco removido com valores de rugosidade similares. Esse fato demonstra que o ciclo convencional deteriora a condição de afiação do rebolo mais rapidamente que o ciclo com 3 fases. Muito provavelmente isto se deve ao fato de que, com o ciclo convencional, a porcentagem do volume de cavaco retirado com o maior avanço (avanço da fase 1) é maior que no ciclo com 3 fases. Então, da análise dessa figura, concluiu-se que em termos de desgaste de rebolo deve-se usar o valor mínimo de avanço na fase 1, tanto para o ciclo convencional como para o três etapas. Já o avanço da fase 2 para o ciclo com 3 fases pode ficar em qualquer nível.

Para o ciclo convencional o comportamento da rugosidade ao longo da vida do rebolo mostrou um comportamento bem parecido com o do ciclo de 3 fases, pois as condições com f_{1-} apresentaram menores valores de rugosidade ao fim dos ensaios. Estes resultados vêm demonstrar que o valor de f_3 não tem influência no desgaste do rebolo e no conseqüente crescimento da rugosidade tanto para o ciclo com três fases como para o ciclo convencional, ao contrário do valor de f_1.

Viu-se no item 4.7 que o melhor compromisso entre vida de ferramenta e tempo de ciclo quando se utilizou ciclo com 3 fases ocorreu para o ensaio com f_{1-}, f_{2-}, f_{3+}. Para o ciclo convencional este melhor compromisso ocorreu para o ensaio com f_{1-}, Tf_{2+}, Tf_{3+}, pois ele apresentou rugosidade ao fim da vida igual ao ensaio realizado com f_{1-}, Tf_{2-}, Tf_{3-}, porém seu tempo de ciclo é menor.

Na terceira e última etapa analisou-se os valores de circularidade tanto para o início de vida quanto para o fim de vida do rebolo para os dois processos. Os valores obtidos estão dispostos nas figuras 4.44 e 4.45.



Figuras 4.44:Valores de circularidade para o ensaio de vida do ciclo convencional.

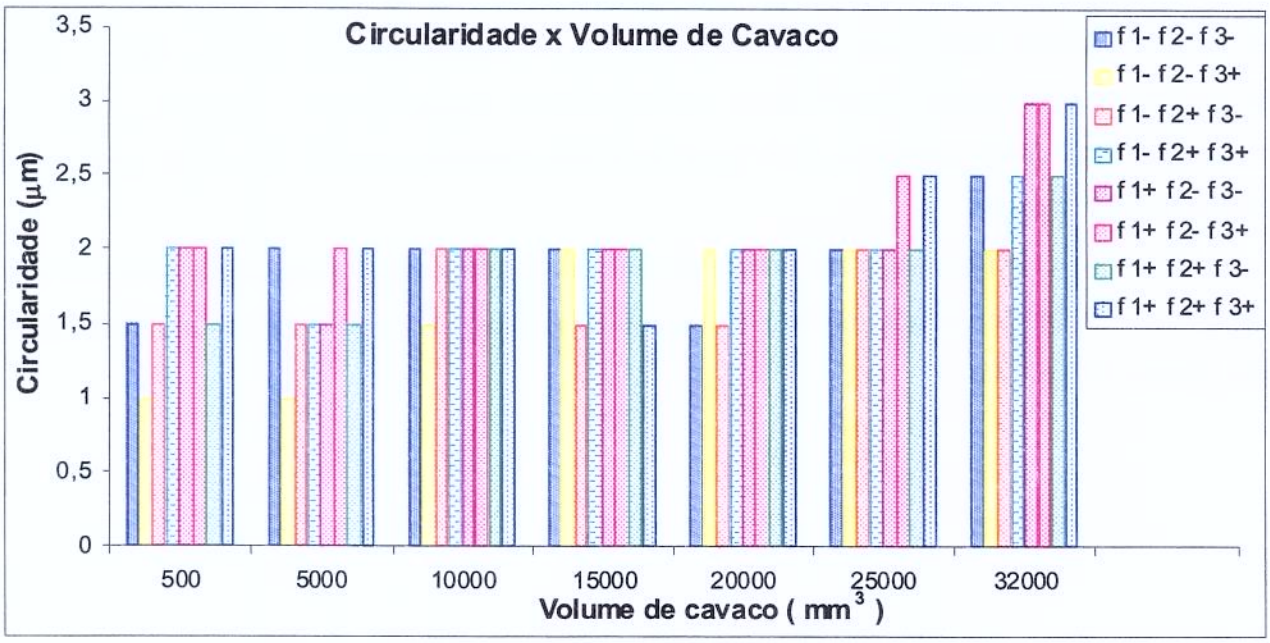


Figura 4.45: Valores de circularidade para ensaio de vida do ciclo de 3 fases.

Dos resultados das figuras 4.44 e 4.45 nota-se que o ciclo de vida convencional gerou valores de circularidade ligeiramente menores (não ultrapassando 2 µm ao longo da vida do rebolo) que o ciclo com 3 fases mas, em nenhum momento, os valores de circularidade atingiram um nível

que pudesse ser considerado excessivo para uma operação de retificação cilíndrica externa. A maior circularidade obtida foi de 3 μm, enquanto que, para uma peça em que se deseja tolerância IT5 (típica para operações de retificação) o nível de circularidade permitida chega à casa dos 6,5 μm (metade da tolerância dimensional). Com isso, conclui-se que a circularidade não deve ser tomada como fator de escolha entre os 2 tipos de ciclo testados.

Capítulo 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base nos resultados apresentados em todas as etapas do trabalho e dentro das condições de contorno consideradas extraiu-se como conclusões mais importantes os seguintes fatos:

- Na Primeira etapa do trabalho a principal conclusão foi que o sobremetal removido na fase 1 pode ser mantido no nível maior para alcançar maior taxa de remoção de material e mesmo assim garantir boa qualidade superficial da peça;

- Na segunda etapa, em que se estudou um ciclo com duas fases conclui-se que a presença de mais uma fase no ciclo de retificação é capaz de corrigir principalmente a circularidade da peça o mesmo não ocorrendo para a rugosidade, ou seja, pouco influenciou na rugosidade;
- Na terceira etapa que se analisou um ciclo com três velocidades de avanços (ciclo de 3 fases), conclui-se que as condições da fase 3 (S_3 e f_3) exerceram grande influência na qualidade da peça;

- Na quarta etapa dos ensaios a qual se analisou uma redução no tempo de ciclo (ciclo de 3 fases) com um aumento do sobremetal da fase 1 e do avanço 1, extraiu-se que mesmo que as condições da primeira fase sejam agressivas, uma terceira fase "suave", ou seja, com um avanço f_3 moderado e um sobremetal S_3 suficiente para a correção das imperfeições geradas nas fases anteriores pode se alcançar uma boa qualidade da peça com uma boa redução de tempo;

- Na quinta etapa na qual se comparou o ciclo convencional com o ciclo de três fases observou-se que o ciclo convencional gerou valores de rugosidades mais baixos quando comparados com o

ciclo de 3 fases para operações com mesmo tempo de ciclo. Já em relação à circularidade, o ciclo de 3 fases e o convencional apresentaram valores de circularidades similares e bem abaixo do que se exige de uma operação de retificação em acabamento;

- Na sexta etapa que se analisou a qualidade da peça em relação à interrupção do ciclo nos instantes finais da operação (para ambos os ciclos, convencional e 3 fases), simulando a ação do medidor radial, observou-se que as conseqüências desta interrupção, em termos de qualidade da peça, foram mais graves para o ciclo de 3 fases, demonstrando que no ciclo convencional pode-se utilizar o medidor radial;

- Na etapa em que se analisou os ciclos através da utilização de sinais de vibração, verificou-se que mesmo quando se utilizou, para cada uma das 3 fases valores mínimos de avanços, ainda havia deformação a ser corrigida. E ainda através da análise dos sinais de vibração vê-se que a recuperação elástica occorrida no centelhamento do ciclo convencional é bem maior que do ciclo de 3 fases para o mesmo tempo de ciclo;

- Na etapa que se considerou a vida da ferramenta (rebolo) para um ciclo de três fases, conclui-se que os conjuntos de condições que proporcionaram o melhor compromisso entre qualidade tempo de operação e vida da ferramenta foram aquelas que contemplaram os avanços 1 e 2 nos seus níveis inferiores (avanços menores) e avanço 3 no nível superior. As condições da primeira fase do ciclo de 3 fases são a que mais influenciaram a vida do rebolo.

- Na etapa que se abordou a vida da ferramenta para o ciclo convencional, observou-se que neste tipo de ciclo que, embora se consiga rugosidade inicial menor que a do ciclo de 3 fases, ao fim da vida do rebolo as rugosidades são similares. Com isto conclui-se que o ciclo convencional deteriora mais o rebolo que o ciclo de 3 fases.

- Os valores de circularidade gerados em todas condições, tanto para o ciclo convencional quanto para o ciclo de 3 fases, foram baixos, mesmo no fim de vida do rebolo. Assim não deve ser utilizado como critério de definição do momento de dressagem.

Sugestões para Trabalho Futuro

Com base no foi realizado neste trabalho, e no sentido de contribuição tecnológica sugere-se os seguintes tópicos para trabalhos futuros:

- Estudar através da emissão acústica, o comportamento ao longo vida do rebolo tanto para o ciclo de 3 fases quanto para o ciclo convencional e ainda estabelecer o momento de dressagem ao fim da vida do rebolo;

- Estudar um sistema automático de dressagem através do sinal vibração mecânica;

- Estabelecer comparações entre o ciclo convencional e o de 3 fases com diferentes tipos de rebolos e para um sistema de fixação mais rígido para a peça;

- Estudar o comportamento de cada um dos ciclos em peças temperadas e não temperadas avaliando a qualidade final da peça;

- Buscar analisar os danos térmicos e sua implicação na resistência à fadiga para diferentes condições de retificação e diferentes materiais estabelecendo um limite máximo de redução de tempo em relação a estes danos;

- Comparar o ciclo com centelhamento acelerado com os ciclos de 3 fases e convencional em diferentes condições de usinagem e diferentes materiais.

Bibliografia

AGOSTINHO, O.L. RODRIGUES, A.C.S., LIRANI, J. Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões, Editora Edgar Blucher Ltda, São Paulo, 1995.

ARONSON, R. New Technologies Boost Cylindrical Grinding ", Manufacturing Engineering, july, 1997.

AULT, W. Types of Grinding Wheels, in KING, RI., Handbook of Modern Grinding Tecnology. New York: Chapman and Hall, 1986, Chapter 3.

BADGER, J. A., TORRANCE, A.A. A comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography. International Journal of Machine Tools & Manufacture – Design, Research and Application, n. 40, p. 1099-1120, 2000;

BALDO, E.D. Redução do Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho com Auxílio da Emissão Acústica. Universidade Estadual de Campinas, 1994. (Tese de Mestrado)

BALDO, E.D., DINIZ, A.E. Reducing the Plunge Cylindrical Grinding Time Using Acoustic Emission Monitoring", RBCM – Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences, vol. XVII, pp 304-313, 1995.

BEATTIE, A.G. Acoustic Emission, Principles and Instrumentation., Journal of Acoustic Emission, vol. 2, pp. 95 – 128, 1983.

BIANCHI, E.C. Ação das condições de dressagem na vida de rebolos na retificação de precisão., Dissertação de Mestrado - Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos – USP, 116 pp.1990

BIANCHI, E.C.,DIAS, A.C.P., BORTOLOTO, R.G., FERNANDES, O.C.,SILVA, C.E., AGUIAR, P.R., VIEIRA, M.., 1998, Análise do comportamento de rebolos convencionais em função dos parâmetros de usinagem e do tipo de ligante, Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. XX – n°3 - setembro 1998.

BLUM, T., INASAKI, I. A Study on Emission Acoustic from the Orthogonal Cutting., Journal of Engineering for Industry, vol. 112, pp. 203 -211, 1990.

BLUM, T., DORFELD, D.A. Crinding Process Feedback Using Acoustic Emission., 4th International Grinding Conference, Technical Paper MR 90-525, SME, Detroit, Michigan, 1990

BRINKMEIEIER, E. "A Model for the Development of Residual Stresses in Grinding" In: NIKU-LARI, A. Advances in Surface Treatments. 5.ed. Pergamon Press, vol. 5, 1986, p.173 a 189.

BRINKSMEIER, E., TÖNSHOFF, H. K., INASAKI, I., PEDDINGHAUS, J. Basic parameters in grinding – Report on a cooperative work in STC G. Annals of CIRP, v.42, p.795-799, February 1993.

COELHO, R.T., SILVA, C.E., "Dressagem de rebolos para aplicações de precisão", Máquinas e Metais, Outubro de 1998.

DEDINI, R. Otimização de um Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho de Virabrequins na Produção. Universidade Estadual de Campinas, 2000. (Tese de Mestrado).

DORNFELD, D. A., CAI, H. G. An Investigation of Grinding and Wheel Loading Using Acoustic Emission. Journal of Engineering for Industry, v.106, p.28-33,1984

DORNFELD, D. A. Application of Acoustic Emission Techniques in Manufacturing. NDT&E International, v.25, n.6, p.259-269, 1992.

GOMES, J.J.F., OLIVEIRA, J.F.G., FELIPE JR.J., DINIZ, A.E., 1997, "Um método para melhorar a capabilidade dimensional em retificadoras CNC", Máquinas e Metais, n° 375, pp. 112-125.

GOMES, J. J. F. Implementação de Sistema Automático em Retificadoras CNC Utilizando Emissão

Acústica. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1997. 80 p. (Tese de Mestrado).

GU, D.Y., WAGER, J.G. Further evidence on the contact zone in surface grinding. Annals of the CIRP, v.39, v.1,p.349-352,1990.

GUO, C., MALKIN, S. Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, part 1: Methods. Journal of Engineering for Industry, v. 118,p.137-142,february 1996.

KING, R. I., HAHN, R. S. *Modern grinding technology*. 1.ed. Nova Iorque: Chapman and Hall, 1986. 361p.

HAHN, R.S., LINDSAY, R.P.,Basic Relationship in Precision Grinding. In: Principles of Grinding. Machinery: 55-62, July., 1971 part I.

HAHN, R.S., LINDSAY, R.P., The Metal Removal Parameter. In: Principles of Grinding. Machinery: 33-39, Aug., 1971 part II.

HAHN, R.S. LINDSAY.R.P. "The Whell Removal Parameter". In Machinery (Principles of Grinding, , September 1971. pp 33 – 39 part III

HASSUI, A., Comparação Sobre a Utilização de Diferentes Sensores no Monitoramento do Processo de Retificação, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1997. 172 p. (Tese de Mestrado).

HASSUI, A., DINIZ, A.E., OLIVEIRA, J.F.G., FELIPE JR.J., E GOMES, J.J.F., "Experimental Evaluation on Grinding Wheel Wear Trought Vibrations and Acoustic Emission", WEAR, vol. 27 pp. 7-14, 1998.

HASSUI, A., Estudo da Vibração durante o Corte e Centelhamento na Retificação Cilíndrica de Mergulho, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002. 172 p. Tese (Doutorado).

HUTCHINGS, I. M. Abrasion in Wear and Manufacturing Processes. In: Congresso Brasileiro de

Engenharia Mecânica, XVI, 2001, Uberlândia. *Anais..* Uberlândia: Associação Brasileira de Ciências Mecânicas. p.45-51, 2001

HITCHINER, M.P., Precision Grinding Systems for Production Grinding with Vitrified CNB. Technical Paper MR90-507, p. 1-11, 1990.

HOWES, T., Assessment of the cooling and lubricative properties of grinding fluids. Annals of the CIRP., 39/1, p. 313-316, 1990

INASAKI, I., "Grinding process achievements and their consequences on machine tools challenges and opportunities", Annals of the CIRP, vol. 47, 1998.

JACKSON, M. J., MILLS, B. Materials selection to vitrified alumina & CBN grinding wheels. *Journal of Materials Processing Technology*, , n.108, p.114-124, 2000.

JOHNSON, G.A. Beneficial Compressive Residual Stress Resulting form CBN Grinding SME Second International Grinding Conference, Philadelphia, Pennsylvania, p.834-842, 1986

KING, R. I., HAHN, R. S. *Modern grinding technology.* 1.ed. Nova Iorque: Chapman and Hall, 1986. 361p.

KLUFT, W. A monitoração dos processos reduz custos e desperdícios. Máquinas e Metais, p. 60-80, outubro 1994.

KOMANDURI, R., HOU, Z. B., A Review of the Experimental Techniques for the Measurement of Heat and Temperatures Generated in some Manufacturing Processes and Tribology. Tribology International, V. 34, p. 653-682, 2001.

LINDSAY, R. P. Principles of Grinding, in KING, R. I., HAHN, R.S. Handbook of Modern Grinding Technology . New York: Chapman and Hall, 1986, Chapter 2.

LIU, J.J.B. Monitoring the Precision Machaning Process: Sensor, Signal, Processing and Information Analysis, PhD Thesis, Dept. of Mech. Engr., University of California, Berkeley, 171 p, 1991.

MALKIN, S. Grinding cycle optimization. Annals of the CIRP, v. 30, n.1, p.223-226, 1981

MALKIN, S., KOREN, Y., Optimal Infeed for accelerated Spark-out in Plunge Grinding.", jounal for Eginnering for Industry, vol.106, 1984. pp. 70-74.

MALKIN, S., " Grinding Techology: Theory and Applications of Machining with Abrasives.", ed. Chichester: Ellis Horwood Limited, 1989. 275p.

MARSHALL, E. R.; SHAW, M. C.; "Forces in Dry Surface Grinding", Trans. ASME, 74, 1952, P. 51

MICHELETTI, G.F. Tecnologia Mecânica 1 – Il Taglio dei Metali" – Seconda Edizione, Unione Tipografico-Editrice Torinese, 1977.

NEAILEY, K. " Sufarce Integrity of Machined Components – Residual Stresses and Fatigue. Machine Surfaces, p.141 –145, março de 1988.

NUSSBAUM, G.C.Princípios da ação de corte da ferramenta abrasiva, Máquinas e Metais, n° 260, pp. 55-62, agosto 1987

NUSSBAUM, G.C.,Rebolos e Abrasivos: Tecnologia Básica. Ícone Editora LTDA, São Paulo – S.P., vol. 1-3.1988

OLIVEIRA, J.F.G., Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação. São Carlos: EESC, Universidade de São Paulo, 1988. 272.p. Tese (Doutorado).

OLIVEIRA J.F.G., PURQUÉRIO, B.M., Dressgem Controlada : uma Solução para os Problemas. , Máquinas e Metais, n° 283, pp. 58-66.1989

OLIVEIRA, J.F.G., Tópicos Avançados sobre o processo de retificação, publicação 048/89, LAMAFE - Departamento de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos – USP, 93 pp, 1989

OLIVEIRA J.F.G., BIANCHI, E.C., SOUZA., G.F., O Desempenho de Rebolos pode ser

Controlados pela Dressagem." , Máquinas e Metais, n°317, pp. 12-234. 1992

OLIVEIRA, J.F.G., Controle do Estado de Afiação de Rebolos na Retificação de Precisão. , Tese de Livre Docência - Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos – USP, 172 pp.1992.

PETERS, J., DECNEUT, A. L'Epaisseur de coupe equivalent, paramétre determinant en retification. Mecanique materiaux eletricité, p.22-30, october, 1975. Apud VIEIRA JUNIOR, Milton. Metodologia para determinação das condições de usinagem e de operação no processo de retificação. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da USP, 1992. 107p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

PEREIRA, W.X.,Hassui, A., Diniz, A.E. Comparing the Conventional and Three Phases Plunge Grinding Cycles. COBEM 2003

PETERS, J., AERENS, R., Optimization procedure of three phase grinding cycles of a series without intermediate Dressing., Annals of CIRP, vol.29, n°1, pp. 195-200. 1980.

QI, H.S., MILLS B.,ROWE, W.B. An analysis of real contact length in abrasive machining processes using contact mechanics. WEAR, v. 176, p. 137-141, 1994.

ROWE, W. B., MORGAN, M. N., ALLANSON, D. A. An Advance in the Modeling of Thermal Effects in the Grinding Process. Annals of the CIRP, v.40, n.1, p.339-342, 1991

ROWE, W. B., MORGAN, M.N.M QI, H. S., ZHENG, H. W. The Effect of Deformation on the Contact Area in Grinding. Annals of the CIRP, v. 42, v.1, p. 409-412, 1993.

SALMON, S. C. Modern Grinding Process Technology. 1.ed. McGraw-Hill, 1992. 225p.

SHAW, M.C. Mechanics of Cutting and Grinding. Applied Mechanics Reviews, v.46, n°3, p. 78-79, March 1993.

SHAW, M. C. Principles of abrasive processing. 1.ed. Nova Iorque: Oxford University Press, 1996. 574p.

SILVA. E.J.,Análise da Influência dos Tipos de Fluido de Corte e Rebolo na Retificação do Aço SAE HVN – 3. Bauru-SP: UNESP, Universidade Estadual Paulista: Faculdade de Engenharia de Bauru 2000. 179.p. Tese (Mestrado).

SNOEYS, R., PETERS, J. The significance of chip thickness in grinding. Annals of the CIRP, v.23, n.2, p. 227-237, 1974;

SOARES, D.D.; OLIVEIRA, J.F.G. Diagnóstico de Processos de Retificação Através da Análise de Sinais. COBEM 2001.

STEMMER, G.E. Ferramentas de corte II. Ed, Da UFSC, Florianópolis, 1992

TADINI, R., Otimização de um Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho de Virabrequins na Produção. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002. 90 p. (Tese de Mestrado) .

THOMSON, W. T. *Teoria da vibração;* com aplicações.1.ed. Rio de Janeiro: Editora Interciência Ltda, 1978. 462 p

TÖNSHOFF, H.K., ZINNGREBE, M., KEMMERLING, M, Optimization of internal grinding by micromputer-based force control., Annals of CIRP, vol. 35, n°1, pp. 293-296.1986

TÖNSHOFF, H.K., ET AL, Modelling and Simulation of Grinding Process. Annals of CIRP, vol. 41, n°2, pp. 667-688.1992.

TORRANCE, A. A. Cooling and Metalurgic Effects University of Bristol, Inglaterra, 1980, p. 1-5.

TSO, P. L., WU, S. H. Analysis of Grinding Quantities Through Chip Sizes. Journal of materials processing technology, v.95, p.1-7, 1999.

VANSEVENANT, I. E. An Improved Mathematical Model to Predict Residual Stresses in Surface

Plung Grinding. Annals of the CIRP, v.36, n.1, p.413-416, 1987.

VIEIRA JR., Milton. Metodologia para Determinação das Condições de Usinagem e de Operação no Processo de Retificação. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1992. 107 p. (Dissertação de Mestrado).

VRIES, W.R. Analysis of Material Removal Processes. New York: Springer-Verlag, 1991, 254p

WAGER, J.GU, D.Y. Influence of up-grinding and down-grinding on the contact zone. Annals of the CIRP, v. 40, v.1, p. 323-326, 1991.

WEBSTER, J., MARINESCU, I., BENNET, R. Acoustic emission for process control and monitoring of surface integrity during grinding. *Annals of the CIRP,* v. 43, n. 1, p.299-304, 1994.

WEBSTER, J., Selection of Coolant type and application Technique in Grinding. Supergrind 1995, p.205-218

XUN CHEN, ROWE, B.W., 1995, Analysis and simulation of the grinding process, International Journal of Machining Tools and Manufacturing, vol. 36, n°8, pp.871-906.

YE, N.E. PEARCE, T.R. A., A Comparison of Oil and Water as Grinding Fluids in the Creep-Feed Grinding Process, proc. of 1. Mech., 198B, 1984, p. 229 – 237.

ZHOU, Z. X., VAN LUTTERWELT, C. A. The Real Contact Lenght Between Grinding Wheel and Workpiece – A new concept and a new measuring method. Annals of the CIRP, v.41, v.1, p . 387-391, 1992.

Anexo 1

A1.1 Resultados experimentais do comportamento da primeira etapa do ciclo de retificação (referente ao item 4.1)

Tabela 1.1.a: Resultados da rugosidade, circularidade e deformação para a 1ª réplica dos ensaios.

Ordem de Execução	Tratamento	f_1	S_1	S_0	Circularidade (μm)	Rugosidade Ra (μm)				Diâmetro D (mm)	ΔD (mm)
						Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_1	d_f	
1	1	-	-	-	4	0,75	0,83	0,79	0,79	48,094	0,021
2	2	-	-	+	1	0,50	0,57	0,58	0,55	48,073	
3	3	-	+	-	3	0,84	0,82	0,82	0,826	47,995	0,019
4	4	-	+	+	0,5	0,58	0,57	0,63	0,590	47,976	
5	5	+	-	-	5	0,95	0,84	0,83	0,873	48,105	0,024
6	6	+	-	+	1	0,72	0,63	0,72	0,690	48,081	
7	7	+	+	-	5	0,85	0,89	0,84	0,86	47,999	0,027
8	8	+	+	+	1,5	0,77	0,79	0,81	0,79	47,972	

Tabela 1.1.b: Resultados da rugosidade, circularidade e deformação para a 2ª réplica dos ensaios.

Ordem de Execução	Tratamento	f_1	S_1	S_0	Circularidade (μm)	Rugosidade Ra (μm)				Diâmetro D (mm)	ΔD (mm)
						Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_1	d_f	
7	1	-	-	-	3	0,74	0,81	0,87	0,806	48,100	0,017
5	2	-	-	+	1,5	0,57	0,65	0,47	0,563	48,083	
1	3	-	+	-	5	0,84	0,79	0,78	0,803	47,990	0,017
3	4	-	+	+	1	0,49	0,59	0,62	0,566	47,973	
8	5	+	-	-	5	0,76	0,73	0,73	0,740	48,105	0,023
6	6	+	-	+	1,5	0,73	0,61	0,69	0,676	48,082	
2	7	+	+	-	6	0,81	0,84	0,81	0,820	48,004	0,032
4	8	+	+	+	1,5	0,80	0,80	0,83	0,810	47,972	

Tabela 1.1.c : Resultados da rugosidade, circularidade e deformação para a 3ª réplica dos ensaios.

Ordem de Execução	Tratamento	f_1	S_1	S_0	Circularidade (μm)	Rugosidade Ra (μm)				Diâmetro D (mm)	ΔD (mm)
						Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_1	d_f	
3	1	-	-	-	3	0,80	0,79	0,85	0,813	48,086	0,014
1	2	-	-	+	1	0,58	0,65	0,59	0,606	48,072	
7	3	-	+	-	3	0,80	0,83	0,79	0,806	47,982	0,018
5	4	-	+	+	1	0,65	0,64	0,67	0,653	47,964	
4	5	+	-	-	6	0,91	0,90	0,89	0,900	48,097	0,027
2	6	+	-	+	1	0,75	0,65	0,70	0,700	48,070	
8	7	+	+	-	5	0,81	0,90	0,79	0,833	47,993	0,025
6	8	+	+	+	1	0,76	0,75	0,70	0,736	47,968	

A.1.2 Resultados experimentais do de um ciclo de retificação com duas velocidades de avanços (referente ao item 4.2).

Tabela 1.2.a: Resultados do ciclo de retificação com apenas duas velocidades de avanços 1ª réplica.

Ordem de Execução	Tratamento	f_1	S_1	S_0	Circularidade (μm)	Rugosidade Ra (μm)				Diâmetro D (mm)	ΔD (μm)
						Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_1	d_f	
1	1	-	-	-	2,0	0,75	0,77	0,76	0,76	47,616	4
2	2	-	-	+	1,0	0,60	0,62	0,59	0,603	47,612	
3	3	-	+	-	1,5	0,79	0,77	0,81	0,79	,614	5
4	4	-	+	+	1,0	0,59	0,61	0,60	0,6	,609	
5	5	+	-	-	3,0	0,77	0,74	0,80	0,77	,616	6
6	6	+	-	+	0,5	0,65	0,67	0,62	0,646	,610	
7	7	+	+	-	2,0	0,76	0,78	0,77	0,77	,620	7
8	8	+	+	+	0,5	0,61	0,63	0,60	0,613	,613	

Tabela 1.2.b: Resultados do ciclo de retificação c/ apenas duas velocidades de avanços 2ª réplica.

Ordem de Execução	Tratamento	f_1	S_1	S_0	Circularidade (μm)	Rugosidade Ra (μm)				Diâmetro D (mm)	ΔD (μm)
						Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_1	d_f	
5	1	-	-	-	2	0,74	0,74	0,71	0,73	47,607	3
6	2	-	-	+	1,5	0,59	0,60	0,61	0,60	,604	
1	3	-	+	-	2	0,75	0,80	0,73	0,76	,607	4
2	4	-	+	+	1,5	0,71	0,62	0,69	0,673	,603	
7	5	+	-	-	2,5	0,78	0,74	0,77	0,763	,610	5
8	6	+	-	+	0,5	0,61	0,65	0,62	0,626	,605	
3	7	+	+	-	2	0,69	0,74	0,72	0,716	,611	7
4	8	+	+	+	0	0,58	0,58	0,56	0,573	,604	

Tabela 1.2.c: Resultados do ciclo de retificação com apenas duas velocidades de avanços 3ª réplica.

Ordem de Execução	Tratamento	f_1	S_1	S_0	Circularidade (μm)	Rugosidade Ra (μm)				Diâmetro D (mm)	ΔD (μm)
						Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_1	d_f	
3	1	-	-	-	1,5	0,70	0,63	0,65	0,66	47,587	4
4	2	-	-	+	0,5	0,56	0,49	0,52	0,523	,583	
7	3	-	+	-	1	0,76	0,78	0,72	0,753	,587	4
8	4	-	+	+	1	0,49	0,50	0,53	0,506	,583	
5	5	+	-	-	2	0,75	0,70	0,74	0,73	,589	6
6	6	+	-	+	0	0,59	0,57	0,59	0,583	,583	
1	7	+	+	-	1,5	0,74	0,77	0,70	0,736	,596	8
2	8	+	+	+	0	0,60	0,56	0,50	0,553	,588	

A.1.3: Resultados do ciclo com três velocidades de avanço, referente ao item 4.3.

Tabela 1.3.a: Resultados do ciclo com 3 velocidades de avanços 1ª réplica.

ordem de Execução	CP	f1	f2	f3	S1	S3	circularidade em	rugosidade Ra (mm)				Rugosidade Ry (mm)				Diâmetro D (mm)
								Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	
1	22	-	-	-	-	-	0,5	0,53	0,48	0,44	**0,483**	3,4	4,0	3,2	**3,533**	46,928
2	27	-	-	-	-	+	1	0,46	0,45	0,42	**0,443**	3,6	3,8	3,3	**3,567**	46,927
9	9	-	-	-	+	-	1	0,44	0,43	0,42	**0,43**	4,4	3,6	4,0	**4,000**	,936
10	47	-	-	-	+	+	0,5	0,46	0,48	0,44	**0,46**	3,2	4,0	4,0	**3,733**	,934
17	3	-	-	+	-	-	1	0,45	0,47	0,48	**0,466**	3,4	3,7	3,6	**3,567**	,938
18	33	-	-	+	-	+	1	0,45	0,42	0,48	**0,45**	3,6	3,1	3,4	**3,367**	,938
23	5	-	-	+	+	-	1	0,50	0,45	0,42	**0,456**	3,4	3,2	3,1	**3,233**	,935
24	6	-	-	+	+	+	1	0,47	0,52	0,51	**0,5**	3,4	3,9	3,9	**3,733**	,934
11	16	-	+	-	-	-	1,5	0,48	0,43	0,52	**0,476**	3,9	4,0	3,9	**3,933**	,939
12	50	-	+	-	-	+	1,0	0,48	0,45	0,47	**0,466**	4,3	3,6	3,8	**3,900**	,939
19	12	-	+	-	+	-	1,0	0,49	0,40	0,44	**0,443**	4,1	3,7	3,9	**3,900**	,935
20	1	-	+	-	+	+	0,5	0,45	0,53	0,44	**0,473**	3,0	3,4	3,0	**3,133**	,933
29	8	-	+	+	-	-	0,5	0,44	0,46	0,48	**0,46**	3,1	3,6	3,6	**3,433**	,934
30	42	-	+	+	-	+	1	0,48	0,49	0,45	**0,473**	3,6	3,9	3,7	**3,733**	,932
5	23	-	+	+	+	-	1,5	0,48	0,49	0,47	**0,48**	4,0	3,3	3,7	**3,667**	,933
6	37	-	+	+	+	+	1	0,50	0,47	0,52	**0,496**	4,3	3,9	4,0	**4,067**	,932
15	51	+	-	-	-	-	1	0,47	0,50	0,49	**0,486**	3,4	4,0	4,2	**3,867**	,930
16	29	+	-	-	-	+	1	0,52	0,51	0,50	**0,51**	4,0	4,0	3,5	**3,833**	,928
27	24	+	-	-	+	-	1	0,42	0,41	0,47	**0,433**	3,7	3,6	3,9	**3,733**	,935
28	2	+	-	-	+	+	0,5	0,42	0,49	0,43	**0,446**	3,6	3,7	3,7	**3,667**	,932
7	21	+	-	+	-	-	0,5	0,44	0,48	0,42	**0,446**	4,0	3,3	3,9	**3,733**	,933
8	37	+	-	+	-	+	1	0,49	0,51	0,54	**0,513**	3,3	4,1	3,9	**3,767**	,933
13	38	+	-	+	+	-	1,5	0,52	0,50	0,49	**0,503**	4,2	3,6	4,0	**3,933**	,939
14	44	+	-	+	+	+	1	0,43	0,55	0,50	**0,493**	3,6	3,7	3,2	**3,500**	,939
25	45	+	+	-	-	-	1	0,42	0,42	0,46	**0,433**	3,2	3,7	3,9	**3,600**	,937
26	19	+	+	-	-	+	1	0,48	0,52	0,53	**0,51**	4,1	3,9	3,8	**3,933**	,937
31	20	+	+	-	+	-	0,5	0,52	0,46	0,44	**0,473**	4,1	3,7	3,5	**3,767**	,937
32	41	+	+	-	+	+	1,5	0,52	0,47	0,47	**0,486**	3,2	3,2	3,9	**3,433**	,934
21	26	+	+	+	-	-	1	0,47	0,49	0,51	**0,49**	3,6	3,8	3,4	**3,600**	,935
22	28	+	+	+	-	+	1	0,50	0,53	0,49	**0,506**	3,8	3,6	3,5	**3,633**	,933
3	4	+	+	+	+	-	1	0,44	0,47	0,44	**0,45**	3,3	3,6	3,7	**3,533**	,932
4	30	+	+	+	+	+	1	0,45	0,48	0,43	**0,453**	3,2	3,4	3,6	**3,400**	,931

Tabela 1.3.b: Resultados do ciclo com 3 velocidades de avanços 2ª réplica

ordem de Execução	CP	f1	f2	f3	S1	S3	circularidade (μm)	rugosidade Ra (μm)				rugosidade Ry (μm)				Diâmetro D (mm)
								Y2.1	Y2.2	Y2.3	Y2	Y2.1	Y2.2	Y2.3	Y2	
3	40	-	-	-	-	-	1	0,40	0,43	0,44	**0,423**	4,0	3,9	4,0	**3,967**	46,530
4	24	-	-	-	-	+	1	0,42	0,43	0,41	**0,420**	3,6	3,4	3,4	**3,467**	,527
21	50	-	-	-	+	-	1	0,42	0,47	0,41	**0,433**	3,2	3,7	3,8	**3,567**	,528
22	2	-	-	-	+	+	1	0,52	0,53	0,50	**0,517**	4,0	3,7	4,0	**3,900**	,528
13	26	-	-	+	-	-	1	0,52	0,50	0,48	**0,500**	3,6	3,9	3,9	**3,800**	,534
14	42	-	-	+	-	+	0,5	0,49	0,53	0,55	**0,523**	3,6	3,8	4,0	**3,800**	,532
25	8	-	-	+	+	-	1,5	0,54	0,45	0,50	**0,497**	4,0	3,7	3,8	**3,833**	,530
26	09	-	-	+	+	+	0,5	0,47	0,45	0,51	**0,477**	3,7	3,9	3,9	**3,833**	,528
27	47	-	+	-	-	-	1	0,47	0,45	0,45	**0,457**	4,1	3,1	3,6	**3,600**	,530
28	12	-	+	-	-	+	1	0,48	0,50	0,45	**0,477**	3,6	3,9	3,6	**3,700**	,530
7	19	-	+	-	+	-	0,5	0,44	0,48	0,47	**0,463**	3,7	3,3	3,5	**3,500**	,534
8	53	-	+	-	+	+	1	0,50	0,48	0,44	**0,473**	4,0	3,2	3,3	**3,500**	,532
31	6	-	+	+	-	-	1	0,52	0,53	0,54	**0,530**	3,6	3,7	4,0	**3,767**	,533
32	16	-	+	+	-	+	0,5	0,55	0,52	0,53	**0,533**	3,8	4,0	3,6	**3,800**	,527
5	28	-	+	+	+	-	1,5	0,47	0,48	0,47	**0,473**	4,0	3,8	4,2	**4,000**	,532
6	33	-	+	+	+	+	1,0	0,53	0,56	0,52	**0,537**	3,5	3,5	4,0	**3,667**	,530
11	42	+	-	-	-	-	1,0	0,47	0,43	0,42	**0,440**	3,5	3,5	4,0	**3,667**	,534
12	10	+	-	-	-	+	1,0	0,50	0,42	0,41	**0,443**	3,6	3,2	3,6	**3,467**	,531
15	5	+	-	-	+	-	1,5	0,43	0,41	0,43	**0,423**	3,6	3,2	3,4	**3,400**	,533
16	3	+	-	-	+	+	0,5	0,46	0,49	0,47	**0,473**	3,2	3,2	3,4	**3,267**	,531
23	29	+	-	+	-	-	1,0	0,44	0,48	0,50	**0,473**	4,4	3,4	4,2	**4,000**	,528
24	7	+	-	+	-	+	1,0	0,53	0,48	0,51	**0,507**	3,2	3,4	3,8	**3,467**	,524
29	21	+	-	+	+	-	1,0	0,49	0,50	0,48	**0,490**	3,7	4,0	3,9	**3,867**	,530
30	38	+	-	+	+	+	0,5	0,49	0,49	0,51	**0,497**	3,8	4,0	3,8	**3,867**	,529
19	44	+	+	-	-	-	1,5	0,42	0,44	0,41	**0,423**	3,7	3,3	3,5	**3,500**	,531
20	22	+	+	-	-	+	1,5	0,44	0,43	0,47	**0,447**	3,3	3,5	3,7	**3,500**	,527
9	1	+	+	-	+	-	1,5	0,42	0,43	0,48	**0,443**	3,5	3,8	4,0	**3,767**	,534
10	48	+	+	-	+	+	1	0,47	0,52	0,44	**0,477**	3,7	3,5	3,8	**3,667**	,533
17	27	+	+	+	-	-	1	0,50	0,52	0,54	**0,520**	4,0	3,8	3,7	**3,833**	,530
18	4	+	+	+	-	+	1	0,53	0,50	0,53	**0,520**	3,8	4,0	3,9	**3,900**	,528
1	45	+	+	+	+	-	1	0,53	0,50	0,51	**0,513**	3,8	4,0	4,2	**4,000**	,530
2	41	+	+	+	+	+	1	0,52	0,45	0,49	**0,487**	3,8	3,6	3,6	**3,667**	,526

Tabela 1.3.c: Resultados do ciclo com 3 velocidades de avanços 3ª réplica.

Ordem de Execução	CP	f1	f2	f3	S1	S3	circularidade em	rugosidade Ra (mm)				Rugosidade Ry (mm)				Diâmetro D (mm)
								Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	
17	23	-	-	-	-	-	1	0,43	0,47	0,53	**0,477**	3,5	3,5	3,4	**3,467**	46,124
18	29	-	-	-	-	+	1	0,49	0,54	0,50	**0,510**	3,9	3,7	3,7	**3,767**	,120
5	31	-	-	-	+	-	0,5	0,45	0,46	0,48	**0,463**	4,2	3,6	4,0	**3,933**	,125
6	7	-	-	-	+	+	0,5	0,45	0,49	0,50	**0,480**	4,0	3,9	4,1	**4,000**	,121
21	53	-	-	+	-	-	1	0,42	0,49	0,44	**0,450**	4,0	3,6	4,0	**3,867**	,122
22	24	-	-	+	-	+	1,5	0,52	0,47	0,47	**0,487**	3,6	3,6	3,2	**3,467**	119
31	26	-	-	+	+	-	1,5	0,51	0,52	0,47	**0,500**	4,2	4,0	4,0	**4,067**	,126
32	41	-	-	+	+	+	1,0	0,50	0,49	0,51	**0,500**	4,0	4,5	4,0	**4,167**	,121
13	27	-	+	-	-	-	0	0,47	0,46	0,48	**0,470**	3,6	4,0	4,0	**3,867**	,129
14	1	-	+	-	-	+	1	0,51	0,47	0,52	**0,500**	3,6	3,3	4,0	**3,633**	,126
27	20	-	+	-	+	-	1	0,46	0,49	0,49	**0,480**	4,0	3,7	3,5	**3,733**	,124
28	45	-	+	-	+	+	1	0,45	0,49	0,50	**0,480**	3,4	3,6	3,6	**3,533**	,121
1	3	-	+	+	-	-	1,5	0,41	0,54	0,53	**0,493**	3,9	4,0	4,0	**3,967**	,125
2	10	-	+	+	-	+	1	0,51	0,54	0,51	**0,520**	3,9	3,9	3,9	**3,900**	,122
19	19	-	+	+	+	-	1	0,54	0,47	0,51	**0,507**	3,6	3,6	3,8	**3,667**	,124
20	50	-	+	+	+	+	0,5	0,54	0,52	0,52	**0,527**	4,0	3,6	3,7	**3,767**	,120
11	42	+	-	-	-	-	1	0,52	0,49	0,51	**0,507**	3,6	3,7	4,0	**3,767**	,129
12	38	+	-	-	-	+	1	0,53	0,46	0,55	**0,513**	4,2	3,5	4,1	**3,933**	,124
25	4	+	-	-	+	-	1	0,47	0,44	0,46	**0,457**	3,6	3,2	3,6	**3,467**	,128
26	22	+	-	-	+	+	1	0,50	0,45	0,47	**0,473**	3,7	3,6	3,5	**3,600**	,125
7	48	+	-	+	-	-	1	0,49	0,48	0,46	**0,477**	3,6	3,9	3,3	**3,600**	,125
8	30	+	-	+	-	+	1	0,48	0,51	0,52	**0,503**	3,4	3,6	3,6	**3,533**	,123
15	2	+	-	+	+	-	0,5	0,50	0,50	0,48	**0,493**	4,4	4,7	3,4	**4,167**	,126
16	12	+	-	+	+	+	1,0	0,54	0,52	0,51	**0,523**	4,2	3,7	3,7	**3,867**	,126
3	8	+	+	-	-	-	1	0,50	0,47	0,52	**0,497**	4,1	4,1	3,8	**4,000**	,124
4	47	+	+	-	-	+	1	0,45	0,44	0,50	**0,463**	3,7	3,3	4,0	**3,667**	,121
29	21	+	+	-	+	-	0,5	0,48	0,50	0,52	**0,500**	3,5	4,1	3,6	**3,733**	,121
30	9	+	+	-	+	+	1	0,49	0,51	0,53	**0,510**	4,1	4,3	4,0	**4,133**	,119
9	37	+	+	+	-	-	0,5	0,52	0,53	0,51	**0,520**	4,0	4,1	3,9	**4,000**	,126
10	28	+	+	+	-	+	1,5	0,53	0,52	0,54	**0,530**	3,6	4,1	3,7	**3,800**	,122
23	40	+	+	+	+	-	1	0,53	0,50	0,51	**0,513**	3,6	4,0	3,9	**3,833**	,121
24	4	+	+	+	+	+	1	0,49	0,55	0,56	**0,533**	4,0	3,6	3,7	**3,767**	,119

A1.4: Resultados para o ciclo com 3 velocidades de avanços com tempo reduzido, (referente ao item 4.4).

Tabela 1.4.a: Matriz da experimentação com os Resultados do ciclo com 3 velocidades de avanço com tempo reduzido (1ª réplica).

Ordem de execução	CP	S_1	f1	f3	S3	Circularidade µm	Rugosidade Ra µm				Rugosidade Ry µm				Diâmetro Final mm
							$Y_{1.1}$	Y1.2	Y1.3	Y1	Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	
1	38	-	-	-	-	1	0,57	0,54	0,53	**0,547**	4,2	3,6	4,1	**3,967**	45,720
2	4	-	-	-	+	1	0,55	0,56	0,52	**0,543**	4,0	3,9	4,0	**3,967**	,718
11	40	-	-	+	-	1,5	0,57	0,57	0,55	**0,566**	3,8	4,1	4,0	**3,967**	,720
12	53	-	-	+	+	1	0,53	0,57	0,55	**0,55**	3,9	4,0	4,0	**3,967**	,717
3	42	-	+	-	-	1	0,54	0,55	0,52	**0,535**	4,1	4,0	3,9	**4,000**	,721
4	48	-	+	-	+	1	0,57	0,51	0,52	**0,53**	3,9	4,0	3,8	**3,900**	,717
7	1	-	+	+	-	1	0,59	0,55	0,57	**0,57**	4,2	4,0	4,0	**4,067**	,718
8	47	-	+	+	+	1	0,55	0,56	0,54	**0,550**	4,2	4,1	3,9	**4,067**	,716
13	6	+	-	-	-	1	0,53	0,55	0,52	**0,533**	4,0	3,9	3,9	**3,933**	,719
14	51	+	-	-	+	1	0,52	0,50	0,52	**0,513**	3,9	3,8	4,1	**3,933**	,715
5	7	+	-	+	-	1,5	0,55	0,58	0,55	**0,560**	4,1	4,0	3,9	**4,000**	,720
6	12	+	-	+	+	1	0,56	0,53	0,54	**0,543**	4,0	4,0	3,8	**3,933**	,717
9	8	+	+	-	-	1	0,57	0,52	0,53	**0,540**	3,9	3,8	4,1	**3,933**	,719
10	10	+	+	-	+	1	0,56	0,51	0,52	**0,530**	4,0	4,1	3,8	**3,967**	,715
15	37	+	+	+	-	1	0,55	0,57	0,55	**0,557**	4,0	4,1	4,0	**4,033**	,719
16	30	+	+	+	+	1	0,57	0,54	0,53	**0,54**	3,8	4,0	3,9	**3,900**	,718

Tabela 1.4.b: Matriz da experimentação com os Resultados do ciclo com 3 velocidades de avanço com tempo reduzido (2ª réplica).

Ordem de execução	CP	S_1	f_1	f_3	S_3	Circularidade µm	Rugosidade Ra µm				Rugosidade Ry µm				Diâmetro Final mm
							$Y_{1.1}$	Y1.2	Y1.3	Y1	Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	
13	19	-	-	-	-	1	0,54	0,52	0,46	**0,507**	3,7	3,3	3,0	**3,333**	,700
14	22	-	-	-	+	1	0,46	0,50	052	**0,493**	3,0	3,2	3,6	**3,267**	,699
9	16	-	-	+	-	1,5	0,57	0,50	0,53	**0,533**	3,9	3,4	3,8	**3,700**	,700
10	33	-	-	+	+	1	0,51	0,53	0,49	**0,510**	3,6	3,4	3,1	**3,367**	,698
15	29	-	+	-	-	1	0,48	0,53	0,51	**0,505**	3,4	3,6	3,5	**3,500**	,696
16	50	-	+	-	+	1	0,44	0,45	0,57	**0,487**	3,1	3,3	3,9	**3,433**	,693
1	27	-	+	+	-	0,5	0,47	0,53	0,50	**0,500**	3,1	3,1	3,3	**3,167**	,710
2	20	-	+	+	+	1	0,46	0,53	0,50	**0,496**	3,1	3,4	3,1	**3,200**	,705
5	41	+	-	-	-	1	0,44	0,49	0,51	**0,48**	3,1	3,4	3,8	**3,433**	,700
6	44	+	-	-	+	1	0,43	0,53	0,47	**0,476**	3,3	3,4	3,3	**3,333**	,698
11	5	+	-	+	-	1	0,54	0,55	0,57	**0,553**	3,8	3,4	3,5	**3,567**	,700
12	23	+	-	+	+	1	0,52	0,50	0,49	**0,503**	4,0	3,7	3,9	**3,867**	,698
3	18	+	+	-	-	1	0,50	0,49	0,53	**0,51**	3,5	3,3	3,3	**3,367**	,703
4	28	+	+	-	+	1	0,5	0,47	0,52	**0,506**	3,7	3,0	3,4	**3,367**	,700
7	24	+	+	+	-	1,5	0,54	0,56	0,49	**0,530**	3,6	3,6	3,5	**3,567**	,708
8	45	+	+	+	+	1	0,51	0,53	0,54	**0,526**	3,4	3,2	2,9	**3,167**	,700

Tabela 1.4.c: Matriz da experimentação com os Resultados do ciclo com 3 velocidades de avanço com tempo reduzido (3ª réplica).

Ordem de execução	CP	S_1	f1	f3	S3	Circularidade µm	Rugosidade Ra µm				Rugosidade Ry µm				Diâmetro Final mm
							$Y_{1.1}$	Y1.2	Y1.3	Y1	Y1.1	Y1.2	Y1.3	Y1	
5	19	-	-	-	-	1,5	0,56	0,52	0,54	**0,54**	3,1	3,3	3,6	**3,333**	,378
6	20	-	-	-	+	1,0	0,52	0,50	0,55	**0,525**	3,5	3,0	2,7	**3,067**	,374
9	44	-	-	+	-	1,5	0,53	0,55	0,55	**0,544**	3,2	3,3	3,3	**3,267**	,380
10	41	-	-	+	+	1,0	0,53	0,52	0,51	**0,52**	3,5	3,2	3,6	**3,433**	,379
3	16	-	+	-	-	1,0	0,50	0,52	0,52	**0,513**	3,2	3,7	3,0	**3,300**	,377
4	25	-	+	-	+	1,0	0,48	0,49	0,53	**0,50**	3,3	3,4	3,4	**3,367**	,377
15	3	-	+	+	-	1,0	0,54	0,51	0,54	**0,53**	3,4	3,3	3,4	**3,367**	,380
16	40	-	+	+	+	1	0,50	0,50	0,54	**0,52**	3,2	3,1	3,3	**3,200**	,381
11	21	+	-	-	-	1	0,51	0,55	0,47	**0,51**	3,4	3,0	3,1	**3,167**	,377
12	29	+	-	-	+	1	0,53	0,48	0,49	**0,5**	2,6	3,0	3,3	**2,967**	,377
13	53	+	-	+	-	1	0,52	0,58	0,55	**0,55**	3,2	2,9	3,0	**3,033**	,382
14	40	+	-	+	+	1	0,51	0,56	0,52	**0,53**	3,0	2,9	2,9	**2,933**	,380
7	28	+	+	-	-	1	0,52	0,50	0,52	**0,513**	3,6	3,2	3,0	**3,267**	,378
8	33	+	+	-	+	0,5	0,52	0,51	0,47	**0,50**	3,4	3,1	3,5	**3,333**	,376
1	2	+	+	+	-	1,5	0,50	0,54	0,50	**0,52**	3,6	3,1	3,1	**3,267**	,381
2	22	+	+	+	+	1	0,57	0,45	0,54	**0,52**	3,3	2,9	3,4	**3,200**	,379

A1.5 – Resultados do ciclo convencional com tempo ciclo idêntico a um ciclo de 3 etapas (referente ao item 4.5).

Tabela 1.5.a: Matriz da experimentação com os resultados do ciclo convencional (1ª réplica).

Ordem de Execução	f_1	Tempo (seg) de SPK ($t_{f2} + t_{f3} + t_{1\ volta}$)	Rugosidade Ra μm				Circ μm
			Y1	Y2	Y3	Ym	
1	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,38)$	0,42	0,42	0,45	0,43	2,0
2	+	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,30)$	0,40	0,42	0,36	0,393	1,5
3	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,87)$	0,43	0,41	0,39	0,410	2,0
4	+	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,79)$	0,39	0,37	0,41	0,390	1,5
8	-	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,38)$	0,41	0,41	0,39	0,403	1,5
7	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,30)$	0,36	0,35	0,37	0,360	1,0
5	-	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,87)$	0,38	0,37	0,38	0,377	1,5
6	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,79)$	0,33	0,35	0,36	0,347	1,0

Tabela 1.5.b: Matriz da experimentação com os resultados do ciclo convencional (2ª réplica).

Ordem de Execução	f_1	Tempo (seg) de SPK ($t_{f2} + t_{f3} + t_{1\ volta}$)	Rugosidade Ra μm				Circ μm
			Y1	Y2	Y3	Ym	
1	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,38)$	0,44	0,40	0,40	**0,413**	2,0
2	+	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,30)$	0,40	0,42	0,41	**0,41**	1,5
3	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,87)$	0,4	0,38	0,39	**0,390**	1,5
4	+	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,79)$	0,42	0,4	0,39	**0,403**	1,5
8	-	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,38)$	0,38	0,4	0,4	**0,393**	1,0
7	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,30)$	0,36	0,39	0,34	**0,363**	1,0
5	-	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,87)$	0,41	0,37	0,39	**0,39**	1,0
6	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,79)$	0,35	0,33	0,35	**0,343**	1,0

Tabela 1.5.c: Matriz da experimentação com os resultados do ciclo convencional (3ª réplica).

Ordem de Execução	f_1	Tempo (seg) de SPK ($t_{f2} + t_{f3} + t_{1\ volta}$)	Rugosidade Ra μm				Circ. μm
			Y1	Y2	Y3	Ym	
1	+	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,38)$	0,46	0,43	0,45	**0,447**	1,5
2	+	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,30)$	0,41	0,44	0,39	**0,413**	1,5
3	+	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,87)$	0,40	0,38	0,38	**0,387**	1,5
4	+	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,79)$	0,39	0,40	0,41	**0,400**	1,5
8	-	$(T_{F2+} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,38)$	0,37	0,37	0,34	**0,360**	1,5
7	-	$(T_{F2+} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,30)$	0,36	0,34	0,37	**0,357**	1,0
5	-	$(T_{F2-} + T_{F3+}) + 0,5263 = (5,87)$	0,38	0,34	0,37	**0,363**	1,5
6	-	$(T_{F2-} + T_{F3-}) + 0,5263 = (6,79)$	0,35	0,32	0,32	**0,33**	1,0

A1.6 Resultados para a simulação da influência do medidor radial (referente ao item 4.6)

Tabela 1.6 a: Matriz experimental para o ciclo c/ 3 fases com $Tf_3/2$ e c/ Tf_3 normal (1ª réplica)

Ordem de Execução	Tratamento			Tempo (seg) $Tf_3/2$ e Tf_3 (na seqüência)	Rugosidade Ra (μm)				Circ. (μm)
	f_1	f_2	f_3		Y1	Y2	Y3	Ym	
1	-	-	-	2,265	0,39	0,43	0,44	0,42	1,5
2	-	-	-	4,53	0,32	0,36	0,34	0,34	1,0
3	-	-	+	1,812	0,49	0,47	0,45	0,47	2,0
4	-	-	+	3,62	0,41	0,38	0,38	0,39	0,5
5	+	+	-	2,265	0,51	0,48	0,47	0,49	2,0
6	+	+	-	4,53	0,45	0,43	0,4	0,43	1,0
7	+	+	+	1,812	0,54	0,5	0,51	0,52	2,5
8	+	+	+	3,62	0,43	0,41	0,45	0,43	1,0

Tabela 1.6 b: Matriz experimental para o ciclo c/ 3 fases com $Tf_3/2$ e c/ Tf_3 normal (2ª réplica)

Ordem de Execução	Tratamento			Tempo (seg) $Tf_3/2$ e Tf_3 (na seqüência)	Rugosidade Ra (μm)				Circ. (μm)
	f_1	f_2	f_3		Y1	Y2	Y3	Ym	
3	-	-	-	2,265	0,42	0,46	0,43	0,437	1,5
4	-	-	-	4,53	0,36	0,38	0,37	0,37	0,5
7	-	-	+	1,812	0,48	0,45	0,45	0,46	2,0
8	-	-	+	3,62	0,39	0,42	0,4	0,40	1
1	+	+	-	2,265	0,48	0,5	0,47	0,48	2,5
2	+	+	-	4,53	0,43	0,4	0,39	0,41	1
5	+	+	+	1,812	0,49	0,53	0,5	0,51	2,5
6	+	+	+	3,62	0,44	0,48	0,45	0,46	1

Tabela 1.6 c: Matriz experimental para o ciclo convencional c/ $Tf_3/2$ e c/ Tf_3 normal (1ª réplica)

Ordem de Execução	Tratamento			Tempo (seg) de centelhamento= (Tf2+Tf3/2 +1rot)	Rugosidade Ra (μm)				Circ. (μm)
	f_1	f_2	f_3		Y1	Y2	Y3	Ym	
1	-	-	-	4,46	0,33	0,37	0,36	0,35	1,5
2	-	-	-	6,79	0,36	0,33	0,35	0,35	1
3	-	-	+	4,0	0,4	0,42	0,38	0,40	1
4	-	-	+	5,87	0,39	0,35	0,39	0,38	1,
5	+	+	-	3,98	0,4	0,41	0,44	0,42	2
6	+	+	-	6,3	0,38	0,4	0,39	0,39	1,5
7	+	+	+	3,53	0,44	0,45	0,4	0,43	2
8	+	+	+	5,38	0,42	0,41	0,44	0,42	2

Tabela 1.6 d: Matriz experimental para o ciclo convencional c/ $Tf_3/2$ e c/ Tf_3 normal (2ª réplica)

Ordem de Execução	Tratamento			Tempo (seg) de centelhamento= (Tf_2+Tf_3/2 +1rot)	Rugosidade Ra (μm)				Circ. (μm)
	f_1	f_2	f_3		Y1	Y2	Y3	Ym	
3	-	-	-	4,46	0,4	0,35	0,38	0,377	1,5
4	-	-	-	6,79	0,35	0,34	0,31	0,333	1
7	-	-	+	4,0	0,38	0,4	0,4	0,393	1,5
8	-	-	+	5,87	0,33	0,38	0,37	0,36	1,5
1	+	+	-	3,98	0,41	0,39	0,38	0,39	2,0
2	+	+	-	6,3	0,4	0,39	0,43	0,41	1,5
5	+	+	+	3,53	0,42	0,4	0,43	0,42	2,0
6	+	+	+	5,38	0,45	0,41	0,45	0,44	1,5

A1.7 Resultados da análise da vibração nas diversas etapas dos ciclos.

Tabela 1.7a: Matriz da experimentação e os resultados obtidos (1ª réplica).

Ordem de Execução	f_1 mm/v	f_2 mm/v	f_3 mm/v	tempo (seg)	Rugosidade (μm)				Circ. (μm)
					Ym_1	Ym_2	Ym_3	Ym	
1	+	+	+	13,435	0,46	0,46	0,48	0,467	1,5
2	+	+	-	14,382	0,46	0,47	0,45	0,460	1,0
3	+	-	+	13,94	0,44	0,47	0,45	0,453	1,5
4	+	-	-	14,886	0,42	0,44	0,44	0,433	1,0
5	-	+	+	15,84	0,47	0,44	0,42	0,443	1,5
6	-	+	-	16,78	0,44	0,42	0,40	0,420	1,5
7	-	-	+	16,34	0,42	0,43	0,44	0,430	1,5
8	-	-	-	17,28	0,40	0,42	0,40	0,407	1,0

Tabela 1.7b: Matriz da experimentação e os resultados obtidos (2ª réplica).

Ordem de Execução	f_1 mm/v	f_2 mm/v	f_3 mm/v	tempo (seg)	Rugosidade (μm)				Circ. (μm)
					Ym_1	Ym_2	Ym_3	Ym	
8	+	+	+	13,435	0,48	0,51	0,47	0,486	2
7	+	+	-	14,382	0,45	0,44	0,48	0,455	1,5
6	+	-	+	13,94	0,47	0,48	0,44	0,46	1,5
5	+	-	-	14,886	0,44	0,42	0,45	0,435	1,5
4	-	+	+	15,84	0,47	0,43	0,45	0,45	1
3	-	+	-	16,78	0,42	0,40	0,40	0,405	1
2	-	-	+	16,34	0,42	0,41	0,44	0,423	1
1	-	-	-	17,28	0,42	0,40	0,39	0,403	1

Tabela 1.7c: Matriz experimental e os resultados para os ciclos individuais (1ª réplica).

Ordem de Execução	Avanço (mm/rot)	Rugosidade Ra (μm)				Circularidade (μm)	RMS (V)
		Ym_1	Ym_2	Ym_3	Ym		
1	f_2+	0,36	0,38	0,37	0,37	2	0,143
2	f_2-	0,35	0,34	0,36	0,35	2	0,12
3	f_3+	0,26	0,27	0,26	0,263	0,5	0,092
4	f_3-	0,23	0,21	0,22	0,220	0,5	0,073

Tabela 1.7d: Matriz experimental e os resultados para os ciclos individuais (2ª réplica).

Ordem de Execução	Avanço (mm/rot)	Rugosidade Ra (μm)				Circularidade (μm)	RMS (V)
		Ym_1	Ym_2	Ym_3	Ym		
1	f_2+	0,40	0,37	0,39	0,39	2	0,133
2	f_2-	0,35	0,31	0,33	0,33	1,5	0,121
3	f_3+	0,28	0,26	0,31	0,28	0,5	0,0806
4	f_3-	0,20	0,23	0,20	0,21	0,5	0,0733

Anexo 2

A2.1 Gráficos do comportamento da vibração para o ciclo com 3 velocidades de avanços (referente ao item 4.7)

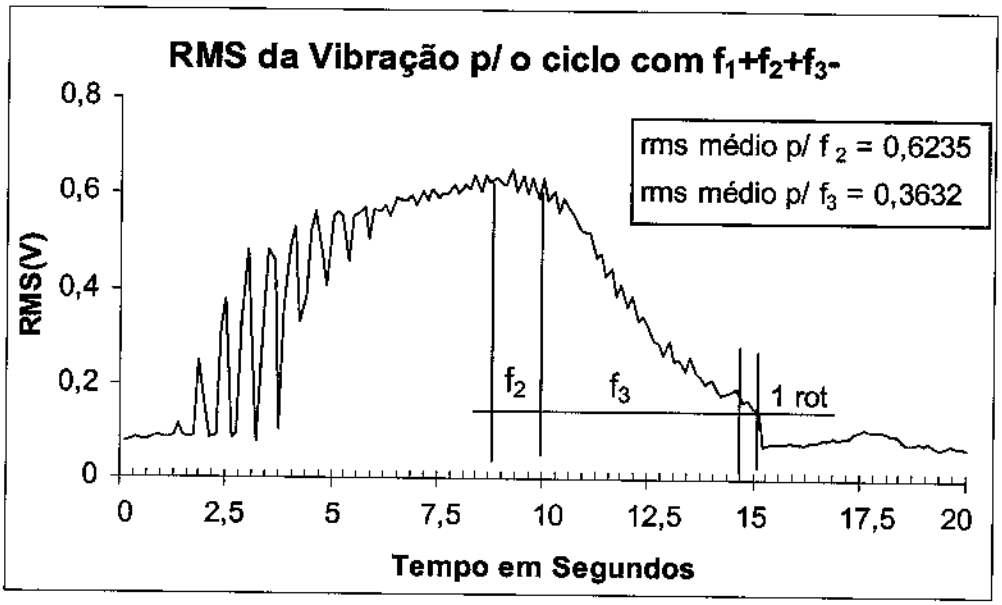


Figura A.1: Comportamento da vibração para condição f_1+ f_2+f_3-

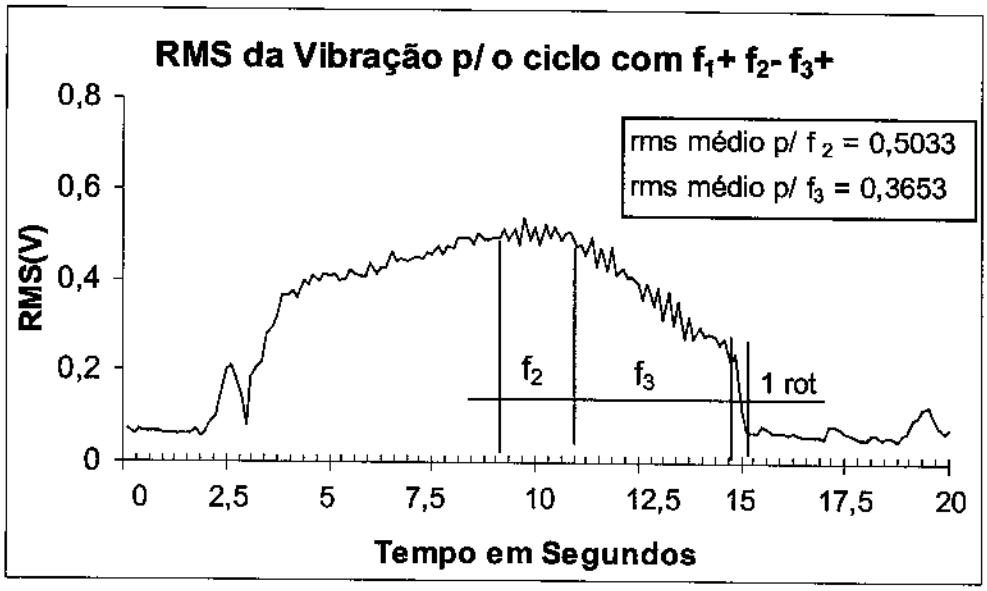


Figura A.2: Comportamento da vibração para condição f_1+ f_2- f_3+.

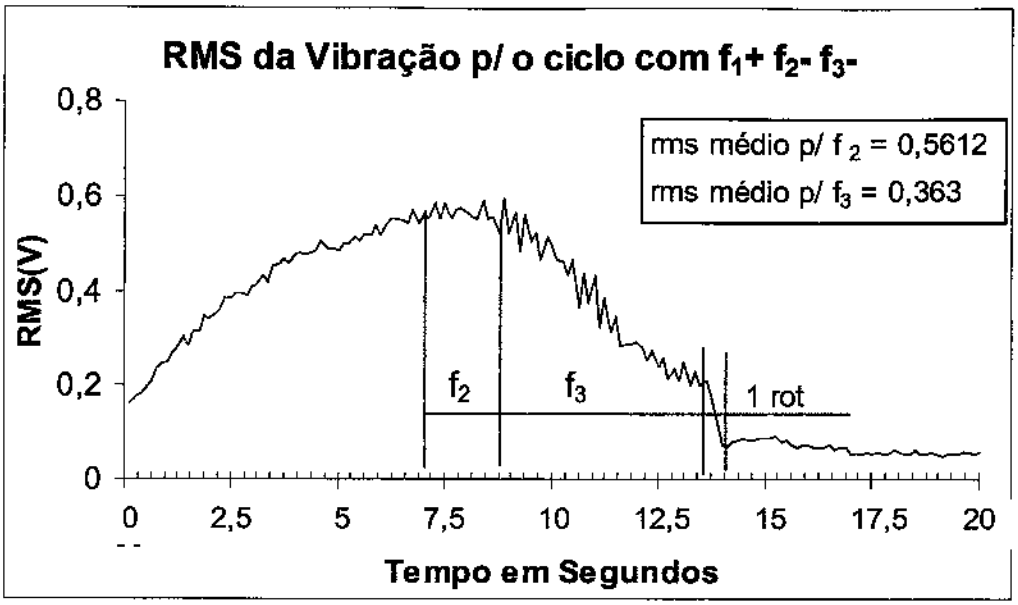


Figura A.3: Comportamento da vibração para condição f_1+ f_2- f_3-.

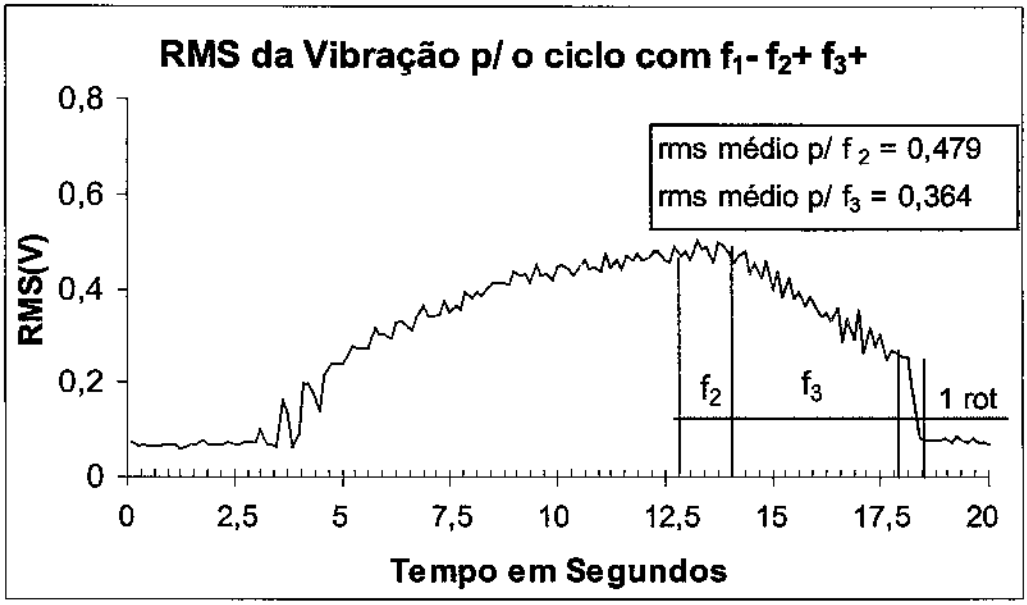


Figura A.4: Comportamento da vibração para condição f_1- f_2+ f_3+.

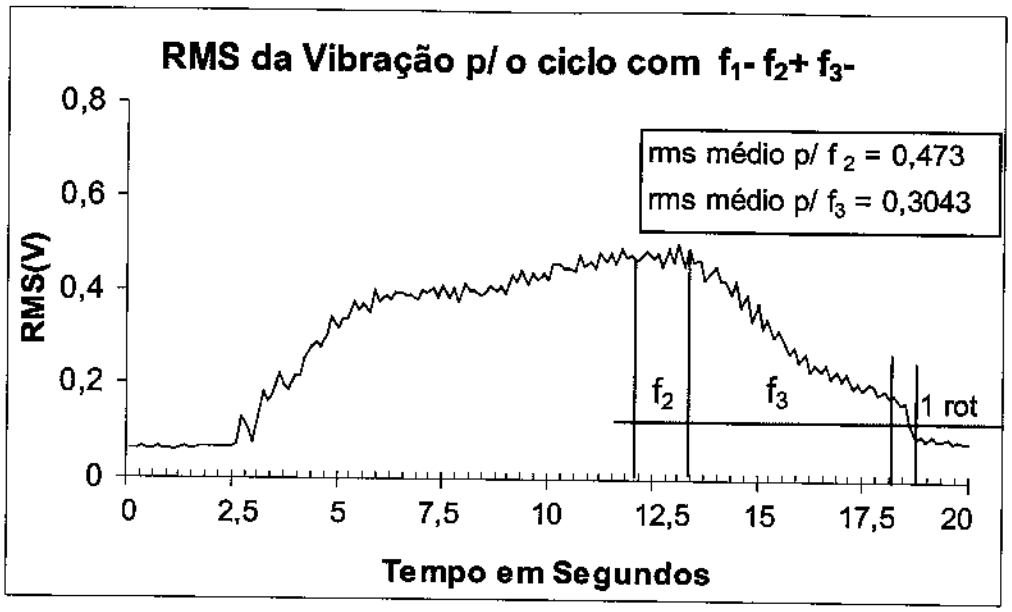


Figura A.5: Comportamento da vibração para condição f_1- f_2+ f_3-

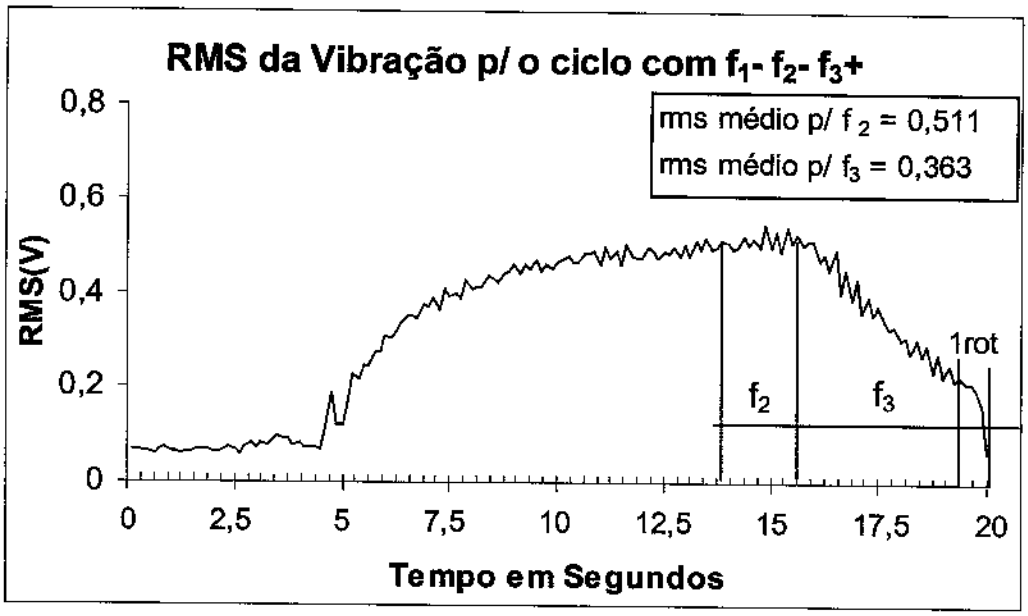


Figura A.6: Comportamento da vibração para condição f_1- f_2- f_3+

A2.2 Gráficos do comportamento da vibração para o ciclo convencional (referente ao item 4.7).

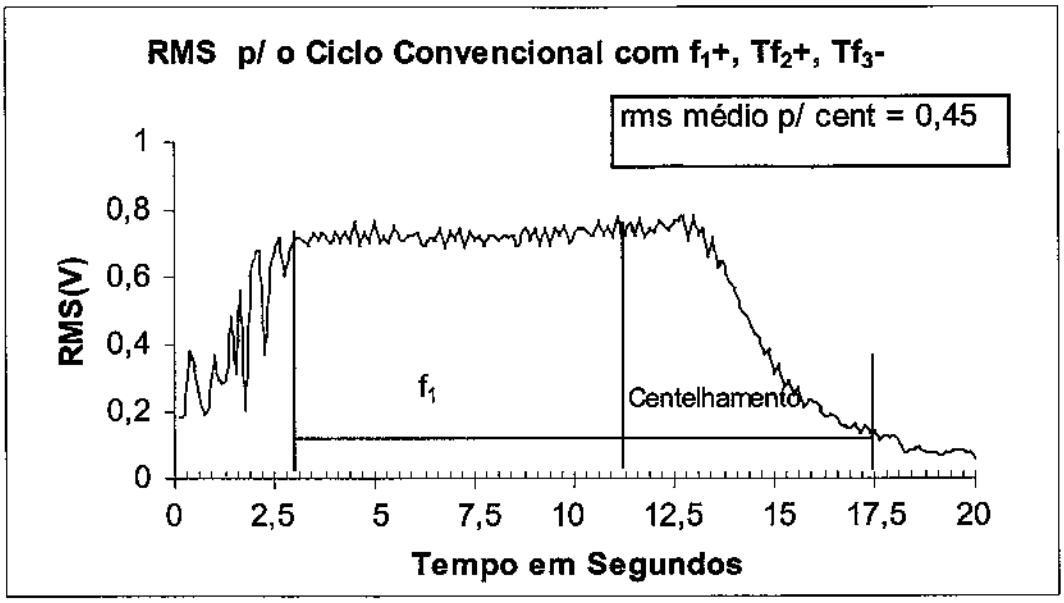


Figura A.7: Comportamento da vibração para condição f_1+ Tf_2+ Tf_3-.

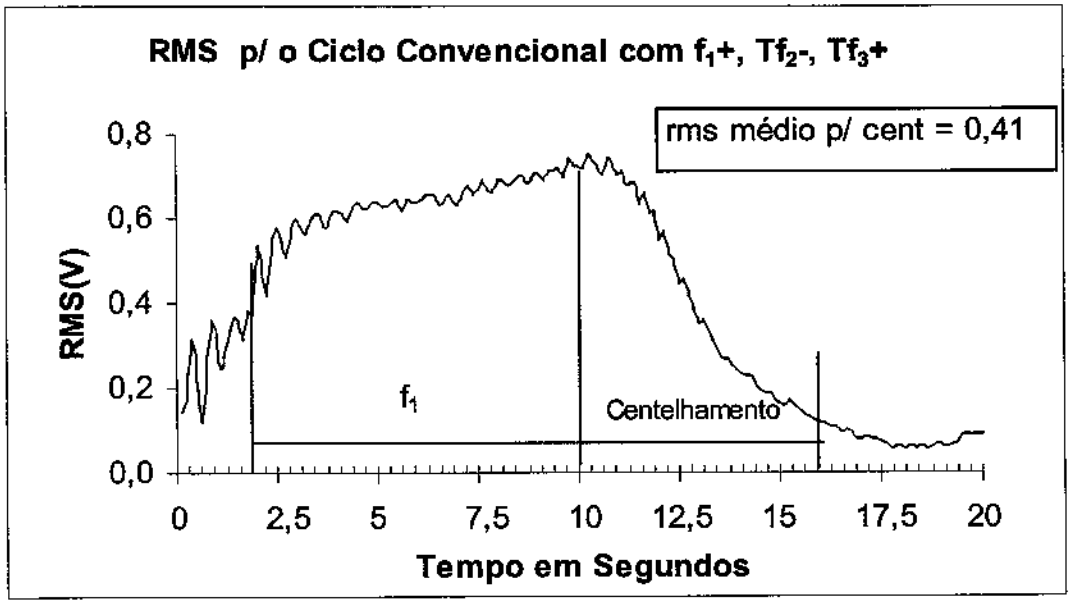


Figura A.8: Comportamento da vibração para condição f_1+ Tf_2- Tf_3+.

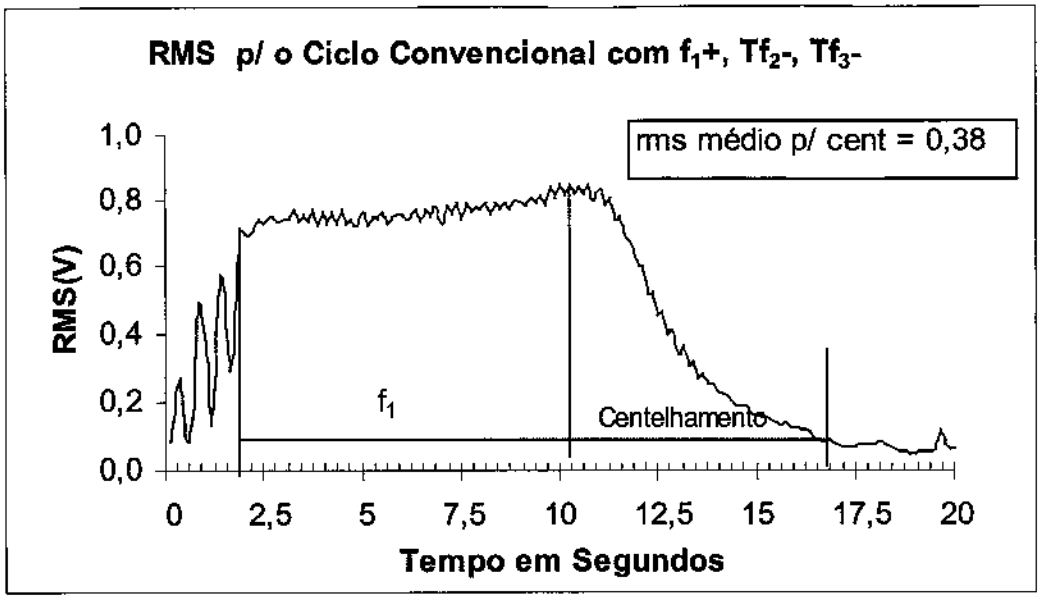


Figura A.9: Comportamento da vibração para condição f_1+ Tf_2- Tf_3-.

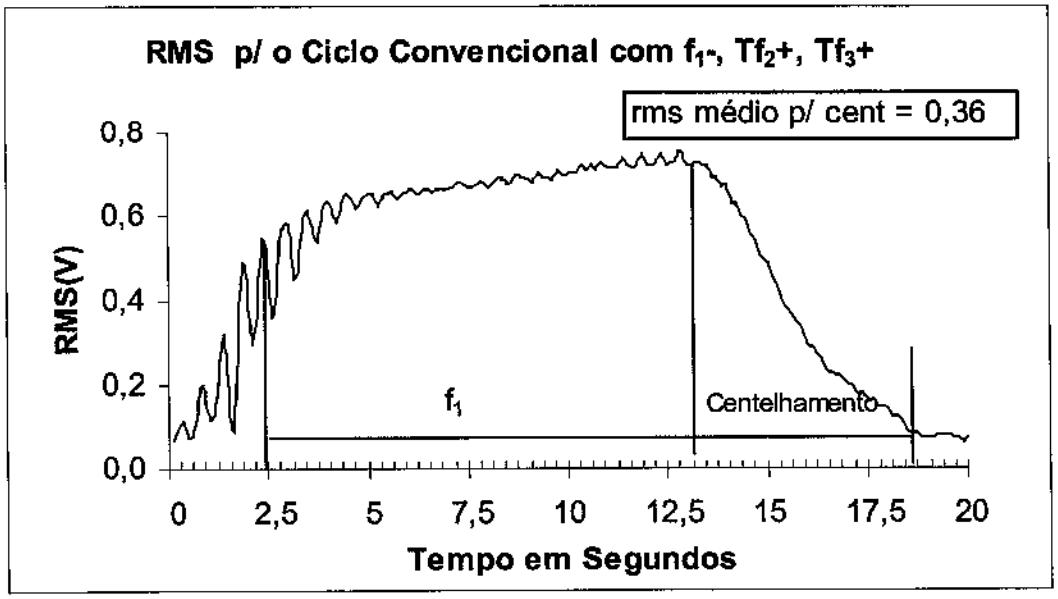


Figura A.10: Comportamento da vibração para condição f_1- Tf_2+ Tf_3+.

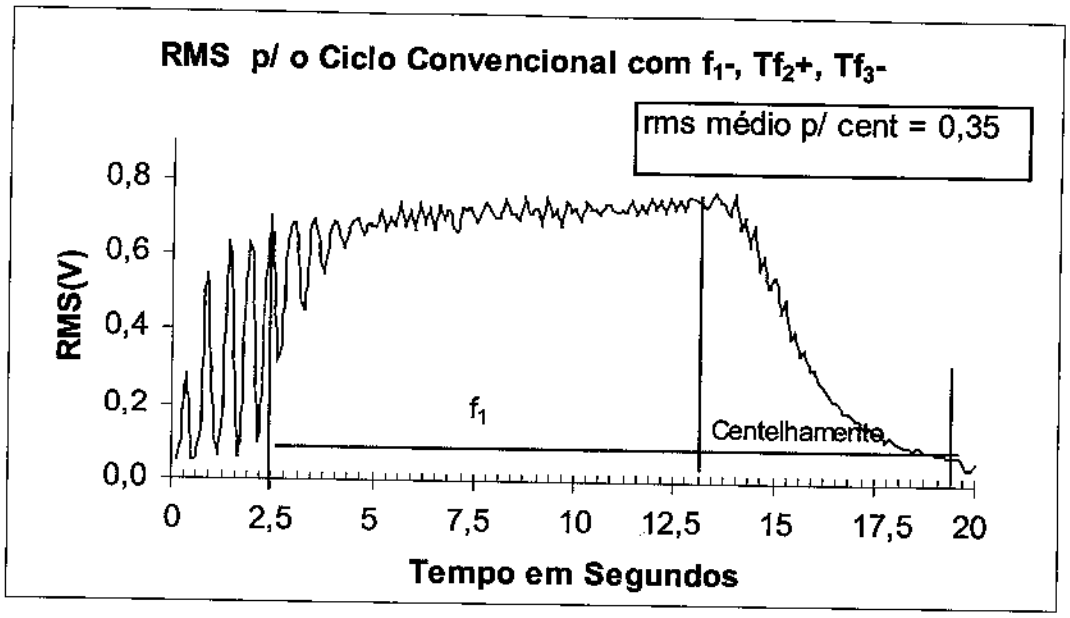


Figura A.11: Comportamento da vibração para condição f_1- Tf_2+ Tf_3-.

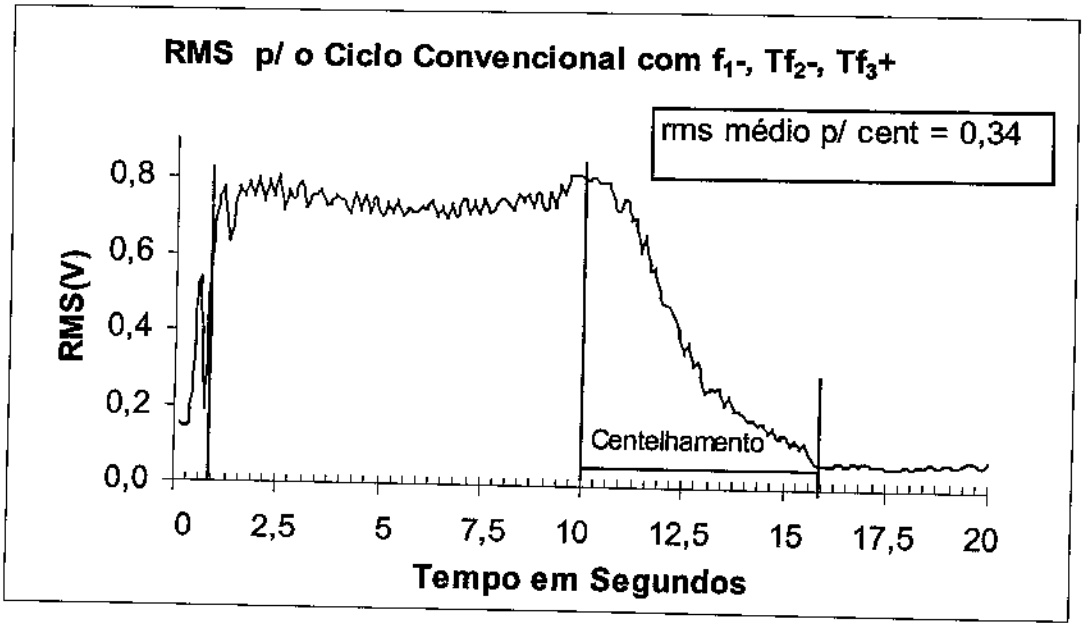


Figura A.12: Comportamento da vibração para condição f_1- Tf_2- Tf_3+.