



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru



**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO TEMPO DE CENTELHAMENTO PARA DIFERENTES
MÉTODOS DE REFRIGERAÇÃO NA RETIFICAÇÃO.**

ULYSSES DE BARROS FERNANDES

**Dissertação apresentada a Faculdade de Engenharia
da UNESP - Campus de Bauru, para obtenção do
título de Mestre em Engenharia Mecânica.**

**BAURU - SP
JULHO- 2005**



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru



**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO TEMPO DE CENTELHAMENTO PARA DIFERENTES
MÉTODOS DE REFRIGERAÇÃO NA RETIFICAÇÃO .**

ULYSSES DE BARROS FERNANDES

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
Co-Orientador: Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar

**Dissertação apresentada a Faculdade de Engenharia
da UNESP - Campus de Bauru, para obtenção do
título de Mestre em Engenharia Mecânica.**

BAURU - SP
JULHO – 2005

DEDICATÓRIA

Aos meus Pais Telêmaco Fernandes Filho e Terezinha Ap. de Barros Fernandes , a minha esposa Silvia Helena Hatum Fernandes e aos meus filhos Mariana e Henrique .

AGRADECIMENTOS

Expresso os mais sinceros agradecimentos:

Ao meu Orientador Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pelo constante apoio cedido em todas as etapas do projeto, pela valiosa amizade sincera, incentivo prestado e total confiança cedida a minha pessoa.

Ao Co-Orientador Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, pelas excelentes trocas de informações e apoios cedidos durante a realização do Projeto, incentivo e grande amizade desenvolvida.

Em especial ao Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva do Centro Federal de Educação Tecnológica (CEFET) de Belo Horizonte – MG, Dr. Rodrigo Eduardo Catai que colaboraram de forma direta sempre com muita sinceridade e companheirismo durante toda a confecção deste trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP, Campus de Bauru e aos Laboratórios de Pesquisa pertencentes à Instituição. Aos docentes do Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, que contribuíram para a realização desta pesquisa, quer seja com sugestões, quer com conselhos, notoriamente, aos Professores Doutores Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, Luiz Daré Neto, Célio Losnak, João Eduardo Guarnetti dos Santos.

Ao aluno de iniciação científica José Augusto Camargo Alves pelo total empenho e dedicação prestados para o bom desenvolvimento deste trabalho.

Aos alunos de graduação Carlos Eduardo Dorigatti Cruz, Lúcio Roberto da Silva Santana, Marx Bernardi Cintra, Arthur Alves Fiocchi, Francine Piubelli de Amaral, pelas diversas sugestões apresentadas e auxílios prestados.

Aos técnicos Uilson Kruger da Oficina Mecânica e Hamilton José de Mello do Laboratório de Materiais e também aos técnicos Rodrigo Leandro Salvador e Cristiano Angélico pelo apoio técnico fornecido.

Aos Mestres Sidney Domingues, Thiago Valle França e Ronaldo Yoshinobu Fuisse, os quais colaboraram com amizade e informações úteis à pesquisa.

A minha esposa Silvia Helena e aos meus filhos Mariana e Henrique por estarem sempre presentes ao meu lado e me apoiando intensamente durante a realização deste trabalho.

As funcionárias da pós-graduação Djanira e Iara pela atenção dispensada.

Ao Instituto Fábrica do Milênio IFM, que contribuiu para o conhecimento científico e tecnológico de todos aqueles que direta ou indiretamente estiveram envolvidos na execução deste trabalho.

E principalmente a Deus pelo entusiasmo e saúde mantidos durante todas as etapas desse projeto.

ÍNDICE

ÍNDICE DE FIGURAS	3
ÍNDICE DE TABELAS	6
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	7
RESUMO	9
ABSTRACT	10
1. INTRODUÇÃO	11
1.1 Objetivo.....	12
1.2 Estrutura do trabalho.....	12
1.3 Justificativa e originalidade para a execução deste trabalho.....	13
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	15
2.1 O processo de retificação cilíndrica externa de mergulho.....	15
2.2 Caracterização da operação de retificação.....	16
2.2.1 Análise dos parâmetros relacionados ao processo.....	16
2.2.2 Mecanismo de formação de cavaco.....	18
2.3 Análise das variáveis de saída envolvidas no processo.....	20
2.3.1 Força tangencial de corte e energia específica.....	21
2.3.2 Emissão Acústica.....	24
2.3.3 Rugosidade das peças retificadas.....	26
2.3.4 Desgaste do rebolo e relação G.....	27
2.4 Análise do ciclo de retificação.....	29
2.5 Características e propriedades dos rebolos.....	31
2.5.1 Introdução.....	31
2.5.2 Descrição e caracterização dos componentes do rebolo.....	32
2.5.3 Análise do mecanismo de desgaste do rebolo e de remoção de material.....	35
2.5.4 Dressagem e topografia de rebolos.....	36
2.6 Análise dos fluidos de corte.....	40
2.6.1 Classificação dos fluidos de corte.....	40
2.6.2 Funções dos fluidos de corte no processo de retificação.....	44
2.6.3 Aspectos que afetam a estabilidade dos fluidos de corte aplicados no processo de retificação.....	46
2.6.4 Manutenção dos fluidos de corte.....	47
2.6.5 Procedimentos adotados para descarte dos fluidos de corte.....	48
2.7 A técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL).....	48

2.7.1 Fatores motivantes para utilização da MQL	49
2.7.2 Definições da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação	50
2.7.3 Análise do desempenho da técnica de MQL na retificação	51
3. MATERIAIS E MÉTODOS	53
3.1 Equipamentos utilizados	53
3.2 Parâmetros de entrada	54
3.2.1 Material do corpo de prova	54
3.2.2 Ferramenta empregada	55
3.2.3 Fluidos de Corte	55
3.2.4 Bocais para aplicação de fluido de corte.....	55
3.3 Procedimentos pré-ensaios.....	60
3.3.1 Confecção dos corpos de prova	60
3.3.2 Dressagem do rebolo	60
3.3.3 Preparação dos fluidos de corte	61
3.3.4 Classificação dos ensaios.....	61
3.4 Procedimento para captação, medição e monitoramento das variáveis de saída.....	62
3.4.1 Descrição do método de aquisição da força tangencial de corte e energia específica de retificação.....	62
3.4.2 Procedimentos padrões executados antes de cada ensaio	67
3.4.3 Procedimentos executados durante a realização dos ensaios.....	67
3.4.4 Procedimentos adotados para a medição das variáveis de saída pós-ensaios	69
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	74
4.1 Força tangencial de corte	74
4.2 Emissão Acústica	76
4.3 Rugosidade.....	78
4.4 Desvios de Circularidade	80
4.5 Desgaste Diametral da Ferramenta Abrasiva.....	82
5. CONCLUSÕES	85
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	88

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 – Esquemática da operação de retificação cilíndrica externa de mergulho (MALKIN, 1989)	16
Figura 2 – Ciclo convencional de retificação cilíndrica externa de mergulho (OLIVEIRA, 1988)..	29
Figura 3 – Esquemática das deformações ocorridas no processo de retificação (BIERA et al., 1997, adaptado).....	30
Figura 4 – Fatores que proporcionam desgaste do rebolo: A- Desgaste por atrito; B – Fratura do grão; C – Fratura do aglomerante devido ao desgaste (Malkin, 1989).....	36
Figura 5 – Esquemática da operação de dressagem com dressador de ponta única (HASSUI & DINIZ, 2003)	38
Figura 6 – Classificação dos fluidos solúveis em água (EL BARADIE, 1996, adaptado).....	42
Figura 7 – Esquemática da ação de emulgadores em uma emulsão (Runge & Duarte, 1990 apud Silva, 2000)	42
Figura 8 – Porcentagem dos custos referentes à refrigeração no processo de retificação (Novaski & Dörr, 1999).....	49
Figura 9 – Vista com corte do corpo de prova com as dimensões definitivas	55
Figura 10 – Bocal confeccionado para aspersão de Mínima Quantidade de Lubrificante.	57
Figura 11 – Detalhamento dos orifícios de entrada de ar e lubrificante no bocal MQL.	57
Figura 12 – Modelo de bocal otimizado proposto por Webster (1995).....	58
Figura 13 – Bocal utilizado no método de lubri-refrigeração Webster.	58
Figura 14 – Visualização do processo de retificação utilizando-se um bocal otimizado	59
Figura 15 – Bocais utilizados no método de lubri-refrigeração convencional (CATAI, 2004).	59
Figura 16 – Visualização do processo de retificação empregando-se o método convencional de lubri-refrigeração.	60

Figura 17 – Retificadora cilíndrica SULMECÂNICA com CNC (Comando Numérico Computadorizado).....	62
Figura 18– Encoder responsável pela medição da rotação do rebolo (Catai, 2004).....	63
Figura 19 – Equipamento de Emissão Acústica e sensor de EA acoplado na contra-ponta.....	65
Figura 20 - Tela do programa de aquisição de dados das variáveis de saída.....	66
monitoradas durante o processo de retificação	66
Figura 21 – Banco de ensaios montado para o monitoramento das variáveis de saída	66
Figura 22 – Perfil do rebolo com a presença de regiões desgastadas	68
Figura 23 – Tarugo contendo as impressões do perfil do rebolo	69
Figura 24 – Medidor de desvios de circularidade	70
Figura 25 – Medição dos desvios de circularidade do corpo de prova	71
Figura 26 – Tela do microcomputador apresentando os resultados de circularidade	71
Figura 27 – Aparelho TESA para medição do desgaste do tarugo	72
Figura 28 – Apalpador percorrendo região de desnível.....	73
Figura 29 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> na força tangencial de corte mediante a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação	74
Figura 30 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> na força tangencial de corte mediante o emprego do método otimizado de lubri-refrigeração.....	75
Figura 31 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> na força tangencial de corte mediante o emprego do método convencional de lubri-refrigeração	75
Figura 32 – Valores de Emissão Acústica obtidos com o emprego da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação	76
Figura 33 – Valores de Emissão Acústica obtidos com o emprego da técnica otimizada de lubri-refrigeração	77
Figura 34 – Valores de Emissão Acústica obtidos com o emprego da técnica convencional de lubri-refrigeração	77

Figura 35 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> na rugosidade mediante o emprego do método de Mínima Quantidade de Lubrificação	78
Figura 36 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> na rugosidade mediante o emprego do método otimizado de lubri-refrigeração.....	79
Figura 37 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> na rugosidade mediante o emprego do método convencional de lubri-refrigeração	79
Figura 38 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> nos desvios de circularidade mediante a utilização do método de Mínima Quantidade de Lubrificação.....	80
Figura 39 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> nos desvios de circularidade quando do emprego do método otimizado de lubri-refrigeração.....	81
Figura 40 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> nos desvios de circularidade mediante o emprego do método convencional de lubri-refrigeração	81
Figura 41 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> no desgaste do rebolo mediante o emprego da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação.....	82
Figura 42 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> no desgaste do rebolo mediante o emprego do método otimizado de lubri-refrigeração.....	83
Figura 43 - Influência do tempo de <i>spark-out</i> no desgaste do rebolo quando da utilização do método convencional de lubri-refrigeração	83

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 – Caracterização dos fluidos de corte (WEBSTER, 1995)	44
Tabela 2 – Classificação e cronologia dos ensaios	61

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

a – penetração do rebolo na peça	[mm]
ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas	
a_d – profundidade de dressagem	[μm]
Al₂O₃ - óxido de alumínio	
b – largura de retificação	[mm]
b_d – largura de atuação do dressador	[mm]
CBN – nitreto cúbico de boro	
CNC - comando numérico computadorizado	
d_s – diâmetro do rebolo	[mm]
d_w – diâmetro da peça	[mm]
e – partição de energia	[%]
F_t – força tangencial de corte	[N]
G – relação G	[-]
h_{eq} – espessura equivalente de corte	[mm]
l_c – comprimento de contato	[mm]
MQL – Mínima Quantidade de Lubrificação	
n_s – rotação do rebolo	[RPM]
P_{elet} – potência elétrica	[W]
R_a – rugosidade média	[μm]
RMS – Root Mean Square	
s_d - avanço por volta do dressador	[mm/volta]
τ_r – tensão residual normal	[MPa]
t_s – tempo de centelhamento	[s]
T – torque	[N.m]
U_b – grau de recobrimento	
u – energia específica total de retificação	[J/mm ³]
u_{cl} – energia de formação de cavaco	[J/mm ³]
u_{pl} – energia utilizada na deformação do material	[J/mm ³]
u_{sl} – energia de deslizamento do grão na peça	[J/mm ³]
v_{ar} – velocidade do ar comprimido	[m/s]

v_f – velocidade de avanço	[mm/min]
Q_{fluido} – vazão do fluido de corte	[ml/h]
v_s – velocidade de corte	[m/s]
v_w – velocidade da peça	[m/s]
V_w – taxa de remoção volumétrica	[mm ³ /min]
w_w – rotação da peça	[RPM]

RESUMO

Análise da Influência do Tempo de Centelhamento para diferentes métodos de refrigeração na retificação.

A operação de retificação cilíndrica externa de mergulho têm sido bastante empregada no processo de fabricação de componentes que necessitem de excelente qualidade superficial obtida dentro de baixos níveis de tolerância dimensional. O tempo de centelhamento (*spark-out*) é um parâmetro que permite que se alcance as dimensões desejadas, por meio da eliminação das deformações elásticas oriundas das intensas forças que agem na interface de contato peça-ferramenta. O tempo de *spark-out* é definido como um período de inexistência de avanços do rebolo, todavia com remoção de material da peça que busca o posicionamento real. A experimentação envolvendo o tempo de centelhamento será aplicada na operação de retificação utilizando três métodos de lubri-refrigeração, sendo eles convencional, otimizado e MQL (Mínima Quantidade de Lubrificação) para que, desta forma, seja possível fazer uma otimização global do processo. Optou-se por trabalhar com a técnica de MQL pelo fato desta se apresentar como uma nova tendência capaz de proporcionar redução de custos e ainda evitar uma intensa degradação do meio-ambiente, ocasionada por fluidos convencionais. O desempenho do processo foi verificado por meio dos seguintes parâmetros de saída: força tangencial de corte, emissão acústica, rugosidade, desvios de circularidade e desgaste diametral da ferramenta abrasiva. Analisando-se os resultados constatou-se quais os tempos de *spark-out* mais adequados para o processo de retificação e também em quais condições de trabalho a técnica de MQL pode ser eficazmente empregada

Palavras-chave: retificação, tempo de centelhamento, refrigeração otimizada, MQL, fluidos de corte, força tangencial de corte e rugosidade.

ABSTRACT

Analysis of spark-out influence for three different method of coolant in the grinding process

Abstract: The cylindrical plunge grinding operation has been used in the process of manufacture of components that need excellent gotten superficial quality of low levels of dimensional accuracy. Spark-out time is a parameter that has been sufficiently used exactly for contributing for the attainment of good surfaces with satisfactory geometric precision. This time is defined as a period of inexistence of advances of abrasive tool, and has as purpose to allow that the elastic deformations appeared at the moment of the advance of abrasive tool are eliminated. The experimentation involving spark-out was applied in the grinding operation using three types of coolant application, conventional and optimized and the Minimum Quantity of Lubrification (MQL), witch has been seen as environmentally correctly way, joining a little quantity of lubricant oil with an intensive flow of compressed air. The performance of the process was verified by the following parameters: tangential cutting force, acoustic emission, roughness, roundness and wear of abrasive tool. The results shows what the most efficient spark-out applied in the grinding process and either conditions MQL can be well applied.

Key-words: Grinding, Spark-out, Coolant application, Minimum Quantity of Lubrification, cutting fluids, tangencial cutting force, roughness.

1. INTRODUÇÃO

A necessidade das indústrias mecânicas de serem competitivas dentro da atual conjuntura econômica mundial, fez com que este segmento buscasse alternativas viáveis que possibilitassem a obtenção de produtos com a melhor relação custo/benefício do mercado (NOVASKI & DÖRR, 1999). Todavia, para que isto seja possível, é necessário que se desenvolvam métodos de otimização do processo de fabricação, para que desta forma, consiga-se reduzir os tempos e os custos de produção e ainda obter peças com elevada qualidade final e com baixas tolerâncias dimensionais.

É neste contexto que se destaca o processo de retificação, o qual caracteriza-se por conferir a peça um bom acabamento superficial, dimensional e geométrico; difícil de ser conseguido por meio de outras operações de usinagem. No entanto, é de fundamental importância o aprimoramento do processo de retificação pelo fato deste ser empregado nas etapas finais de produção, período em que o valor agregado da peça já é bastante elevado. Além disso, o fato de se ter como ferramenta o rebolo, caracterizado por possuir infinitos grãos abrasivos responsáveis pela remoção de material, permite um menor controle sobre o processo, dificultando a obtenção de resultados convergentes até mesmo quando da utilização dos mesmos parâmetros. Por este motivo, é de grande importância que se faça o monitoramento de todo o processo, relacionando de forma precisa todos os parâmetros de entrada e as variáveis de saída, visando desta forma, atingir resultados análogos.

Deve-se ressaltar ainda que a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho consiste no avanço do rebolo sobre a peça. Devido à falta de rigidez do sistema, principalmente da máquina operatriz, surgem deformações elásticas durante esta movimentação, ocasionando um atraso do avanço real em relação ao teórico, o que por consequência resulta num “atraso dimensional”. É necessário, então, criar um período em que não haja avanços, denominado tempo de centelhamento, ou ainda *spark-out*. Nesse período as deformações vão sendo gradualmente eliminadas, removendo material e finalmente eliminando o atraso e atingindo as dimensões desejadas (BALDO, 1994; HASSUI, 2002).

Contudo, apesar da operação de retificação ser bastante satisfatória no que diz respeito a aspectos tecnológicos e econômicos é ainda hoje bastante predatória, no que diz respeito a aspectos ambientais, pelo fato das inúmeras arestas cortantes do rebolo exigirem uma quantidade bastante elevada de fluido de corte na região de contato peça-ferramenta. Isto se explica segundo Hafenbraedl & Malkin (2000) pelo fato de que o processo de retificação requer grande quantidade de energia por volume de material removido, sendo que grande parte desta energia é convertida em

energia térmica, a qual pode ocasionar danos térmicos e dimensionais a peça, necessitando, portanto, aplicar fluidos que facilitem a dissipação e até mesmo a geração de calor (NATHAN et al., 1997; SALES et al., 1999). Estes fluidos compostos por óleos, são responsáveis pela contaminação dos trabalhadores das fábricas e também dos solos e águas onde são descartados. A preocupação das indústrias em se apresentarem ecologicamente responsáveis e não serem penalizadas pela rígida legislação vigente, tem contribuído para o desenvolvimento de novas técnicas, tal como a de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL), que consiste numa mistura de ar e óleo, na qual o primeiro é responsável pela refrigeração, retirando calor do sistema peça-ferramenta e o segundo pela lubrificação, reduzindo a potência de retificação e o desgaste do rebolo, e desta forma melhorando a qualidade superficial da peça. Esta técnica funciona como um elo de ligação entre a usinagem a seco e a refrigeração convencional, reduzindo a inundação intensa à apenas uma aspersão de uma névoa na área de corte (HAFENBRAEDL & MALKIN, 2000 e HEISEL et al., 1998).

Este trabalho visa analisar o comportamento dos diferentes métodos de refrigeração e do tempo de centelhamento na operação de retificação cilíndrica externa de mergulho, visando desta forma, contribuir para o desenvolvimento de uma metodologia baseada na otimização de todos os parâmetros do processo, e ainda colaborar para o aprimoramento de uma técnica (MQL) ecologicamente correta tendo sempre como referencial a qualidade final da peça produzida.

1.1 Objetivo

Tem-se como objetivo neste trabalho, verificar a influência dos tempos de centelhamento aplicados no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, e ainda, analisar o desempenho da técnica de MQL quando comparada aos métodos de refrigeração convencional e otimizado.

A verificação do desempenho de cada método de lubri-refrigeração e também dos tempos de centelhamento aplicados ao processo foi feita por meio da análise das variáveis de saída do processo, sendo elas força tangencial de corte, emissão acústica, rugosidade, circularidade, desgaste diametral do rebolo e integridade superficial da peça. Esta análise permitiu verificar qual o par lubri-refrigeração/*spark-out* proporcionou melhor desempenho para esta operação de retificação.

1.2 Estrutura do trabalho

Este trabalho está dividido nos seguintes capítulos:

- Capítulo 2: neste capítulo será feita uma revisão bibliográfica, visando apresentar conceitos fundamentais sobre os principais focos de estudo do trabalho, sendo os mais importantes deles a técnica de mínima quantidade de lubrificação, a análise do tempo de centelhamento, fluidos de corte e otimização da aplicação do fluido.
- Capítulo 3: aqui será feito um detalhamento do procedimento experimental do trabalho, envolvendo desde a montagem do banco de ensaios a realização de ensaios preliminares e definitivos.
- Capítulo 4: neste capítulo serão apresentados os resultados, por meio principalmente de gráficos, que permitirão uma análise bastante conclusiva.
- Capítulo 5: neste momento serão feitas as conclusões e considerações finais do trabalho.

1.3 Justificativa e originalidade para a execução deste trabalho

A retificação é um processo de fabricação que utiliza grandes quantidades de fluido de corte, os quais caracterizam-se por serem extremamente danosos ao meio ambiente e aos trabalhadores que operam com este tipo de produto. É neste contexto que se desenvolveu este trabalho, visando aprimorar uma nova técnica de lubrificação/refrigeração, a qual consiste numa mistura, feita por um bocal especialmente desenvolvido para tal fim, de uma pequena quantidade de óleo em um fluxo de ar comprimido com vazão bastante elevada, resultando em uma névoa que é diretamente aspergida na região de interface peça-ferramenta. Dar-se-á ainda destaque ao tempo de centelhamento, relativo ao período de eliminação de deformações elásticas do sistema máquina-ferramenta-peça, visando otimizar o tempo total do processo sem prejudicar a qualidade final do produto produzido.

O desenvolvimento da técnica de MQL surge em um bom momento, pelo fato de ter-se criado no país, nos últimos tempos, uma rígida legislação ambiental, a qual dificultou em grande escala o descarte dos fluidos de corte utilizados nas indústrias, que passou a ser feito somente por empresas especializadas, resultando em custos adicionais no processo de fabricação.

Logo, o alvo desta pesquisa abrange todas as empresas que utilizam a operação de retificação em algum momento do processo de produção, apresentando alternativas de racionalização de alguns parâmetros do processo, que proporcionem a obtenção de produtos finais

com qualidade elevada, reduzindo os custos de produção e principalmente preservando o meio ambiente e a saúde dos trabalhadores.

Um outro fator determinante para a execução deste trabalho foi o pequeno número de pesquisas existentes envolvendo a técnica de mínima quantidade de lubrificação aplicada ao processo de retificação cilíndrica externa utilizando rebolos convencionais de óxido de alumínio. Além disso, observou-se também a existência de um reduzido número de trabalhos enfocando de maneira direta e objetiva o tempo de centelhamento (*spark-out*).

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O processo de retificação cilíndrica externa de mergulho

A operação de retificação é normalmente aplicada nas fases finais do processo de produção. É empregada na fabricação de componentes que requeiram tolerâncias bastante apertadas, com excelente qualidade superficial, o que é praticamente impossível de se obter utilizando outros processos de usinagem. Pelo fato de ser aplicada nas etapas finais de produção, a retificação tornou-se um processo de responsabilidade, no qual não se admite perdas das peças, pois nessa fase estas já possuem um elevado valor agregado, devido às inúmeras operações a que foram submetidas previamente (HASSUI & DINIZ, 2003).

Ainda segundo Hassui & Diniz (2003) a otimização do processo de retificação demanda um profundo conhecimento de toda a fenomenologia do mesmo, principalmente no que diz respeito à manipulação dos parâmetros de entrada e de seu desempenho refletido nas variáveis de saída. A dificuldade de execução do processo é agravada ainda mais pela instabilidade dos parâmetros durante a execução da operação e também pelo fato do rebolo ser uma ferramenta de geometria indefinida, que impossibilita o conhecimento do local exato de ocorrência de remoção de material.

A respeito da remoção de material pelos grãos abrasivos, sabe-se que inicialmente com o avanço do rebolo cada grão penetra na peça e remove o material que está em sua trajetória. Todavia, esta remoção não se dá de maneira tão simples, pois segundo Chen et al.(2002) a retirada de material no processo de retificação se dá em três estágios sendo eles: escorregamento, deformação plástica e por último o corte.

No entanto, o domínio do processo não se restringe apenas aos parâmetros envolvidos.

O desempenho satisfatório da operação se concentra fundamentalmente na transferência de calor que ocorre no sistema peça-ferramenta, pois a quantidade de energia gerada durante a execução da retificação é bastante elevada, e sabe-se que grande parte desta energia é convertida em energia térmica que se não for dissipada de maneira eficiente pode ocasionar danos térmicos à peça, tais como, queima superficial, tensões residuais, transformações de fase e ainda proporcionar um desgaste excessivo do rebolo (LIAO et al., 2000).

2.2 Caracterização da operação de retificação

2.2.1 Análise dos parâmetros relacionados ao processo

Na Figura 1 tem-se a esquematização da operação de retificação externa de mergulho com a indicação dos principais parâmetros envolvidos no processo, sendo eles: profundidade total de mergulho a correspondente ao final do ciclo de retificação, velocidade de corte da ferramenta v_s , velocidade de mergulho v_f , velocidade periférica da peça v_w , comprimento de contato l_c , diâmetro da ferramenta d_s , diâmetro da peça d_w , força tangencial de corte F_{tc} e força normal de corte F_n .

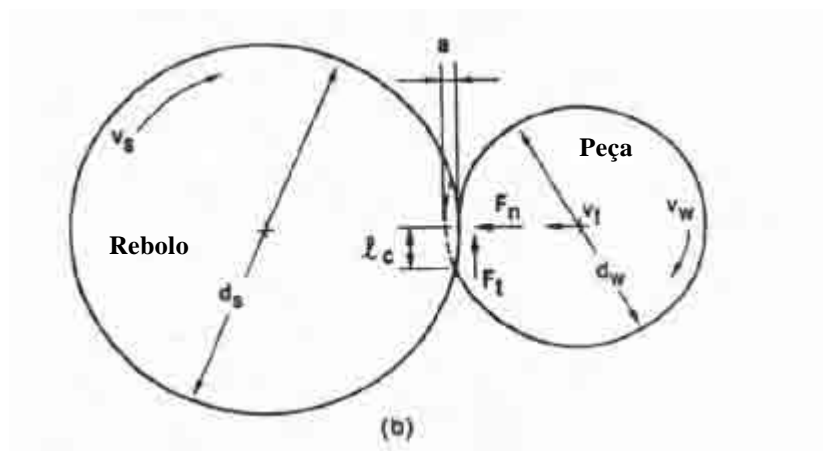


Figura 1 – Esquematização da operação de retificação cilíndrica externa de mergulho (MALKIN, 1989)

Com o desenvolvimento do processo de retificação necessitou-se estabelecer certos parâmetros que facilitassem a comparação das grandezas entre processos com geometrias distintas. Tais parâmetros são obtidos, na maioria das vezes, por meio da execução da operação de retificação plana, pelo fato de ser de mais fácil compreensão que a cilíndrica (HASSUI, 2002).

2.2.1.1 Comprimento de contato (l_c)

Um dos parâmetros mais utilizados e de grande importância na retificação é o arco ou comprimento de contato l_c , o qual define a extensão de contato entre o rebole e a peça durante a operação de retificação. Malkin (1989) fez um equacionamento do comprimento de contato para a retificação plana, desprezando as deformações e movimentos envolvidos no processo. Este equacionamento envolve a profundidade de corte a e o diâmetro d_s do rebole, conforme se demonstra a equação (1):

$$l_c = (a \cdot d_s)^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

2.2.1.2 Diâmetro equivalente (d_e)

King & Hahn (1986) afirmam que a diferença de curvatura entre rebolo e peça interfere no comprimento de contato. Por este motivo estabeleceu-se o diâmetro equivalente, que indica o grau com que a superfície do rebolo e da peça se adaptam. Este parâmetro representa, no caso da retificação cilíndrica, o diâmetro que o rebolo empregado numa retificação tangencial plana deveria ter para proporcionar a mesma geometria de corte e o mesmo comprimento de contato.

$$d_e = \frac{d_s}{1 \pm \left(\frac{d_s}{d_w} \right)} \quad (2)$$

onde:

d_s é o diâmetro do rebolo;

d_w é o diâmetro da peça.

Malkin (1989) afirma que, o sinal positivo representa a operação de retificação cilíndrica externa e o negativo a interna. No caso da retificação plana, d_w assume valor infinito.

2.2.1.3 Espessura de corte equivalente (h_{eq})

Este parâmetro representa a espessura que teria uma fita de cavaco, caso fosse possível obtê-la no processo de retificação. Desta forma, é possível averiguar qual o nível de esforços solicitados em cada condição de trabalho. Peters & Decneut (1975) apud Vieira Jr. (1992) elaboraram um equacionamento, baseando-se nos seguintes parâmetros de entrada: v_w (velocidade periférica da peça), v_s (velocidade periférica do rebolo) e a (penetração do rebolo).

$$h_{eq} = a \cdot \frac{V_w}{V_s} \quad (3)$$

Vieira Jr. (1992) ressalta que o parâmetro h_{eq} está diretamente relacionado com o desempenho das variáveis envolvidas no processo de retificação, tais como, força de corte, rugosidade, desgaste do rebolo etc. Portanto, conhecendo-se o valor de h_{eq} é possível prever os resultados obtidos em qualquer operação de retificação executada dentro de limites compatíveis com o processo.

2.2.2 Mecanismo de formação de cavaco

Malkin (1989) afirma que a remoção de material durante a operação de retificação se dá por meio da interação dos grãos abrasivos com a peça, formando cavacos por cisalhamento. Pôde-se concluir que o método de remoção ocorre por cisalhamento após comparar os cavacos obtidos na retificação com cavacos de outros processos de usinagem, atingindo-se uma semelhança microscópica bastante grande.

Os esforços gerados no processo responsáveis pela remoção de material, e conseqüentemente, formação de cavaco, podem ser associados à potência de corte P , por meio do seguinte equacionamento, definido por Malkin (1989):

$$P = F_t \cdot (v_s \pm v_w) \quad (4)$$

Onde:

F_t é a força tangencial de corte;

v_s é a velocidade periférica do rebolo;

v_w é a velocidade periférica da peça.

O sinal positivo é empregado em relação à retificação discordante e o sinal negativo para retificação concordante.

Existe ainda um outro parâmetro relacionado à potência e as condições de corte, definido como energia específica de retificação u , que é a energia por unidade de volume de material removido. Tal grandeza é expressa em J/mm^3 e pode ser equacionado matematicamente do seguinte modo (MALKIN, 1989):

$$u = \frac{P}{V_w} \quad (5)$$

Sendo que:

P é a potência de corte;

V_w é a taxa de remoção volumétrica, que no processo de retificação pode ser expressa da seguinte forma:

$$V_w = p \cdot d_w \cdot v_f \cdot b \quad (6)$$

Onde

d_w é o diâmetro da peça;

v_f é a velocidade de avanço do rebolo;

e b é a largura do rebolo.

Malkin (1989) afirma que a energia específica envolvida no processo de retificação é muito maior do que nos outros processos de usinagem, principalmente quando se trabalha com baixos índices de h_{eq} . Isto ocorre no processo de retificação, segundo Malkin (1989), pelo fato de que apenas uma parcela da energia é envolvida no processo de remoção de cavaco, sendo que a grande porcentagem restante é empregada em outros mecanismos, como por exemplo o atrito existente entre as regiões planas dos grãos e a peça e a deformação plástica da peça antes da formação do cavaco. Logo partindo-se destes princípios pode-se afirmar que o processo de remoção de cavaco se dá em três fases, que segundo Malkin (1989) podem ser classificadas em:

Fase 1: momento do primeiro contato entre grão abrasivo e peça. Nesta etapa ocorre apenas a deformação elástica do material da peça, e portanto a energia fornecida ao processo é consumida pelo atrito, calor e deformações.

Fase 2 nesta etapa os grãos abrasivos continuam penetrando na peça, proporcionando deformações plásticas, escoamento lateral e recuperação das deformações elásticas ocorridas no estágio anterior. A maior penetração dos grãos implica em maiores forças de atrito entre peça e rebolo, e portanto grande parte da energia continua sendo dissipada por deformações, atrito e calor.

Fase 3: nesta fase a aresta de corte atinge um valor de penetração crítico, que por consequência gera uma pressão também crítica P_c . Tal pressão é definida como sendo a pressão mínima para que ocorra a ruptura do material. Neste momento inicia-se a formação de cavaco, e logo grande parte da energia passa a ser consumida no cisalhamento do material.

Depois de formado, o cavaco é removido da região de corte por meio das porosidades do rebolo, sendo posteriormente expulso da ferramenta pela ação da força centrífuga ou pela lavagem do rebolo feita pelo fluido de corte. Se os cavacos não forem eficientemente removidos das porosidades do rebolo, tem-se perda do poder de corte da ferramenta, aumento da vibração do

processo, e por conseqüência, incremento da temperatura na região de corte e também nos valores de rugosidade superficial da peça.

A deformação lateral do material da peça proporciona um aumento da profundidade de retificação possibilitando a atuação de grãos abrasivos que estão menos expostos (CHEN & ROWE, 1995).

2.3 Análise das variáveis de saída envolvidas no processo

As variáveis de saída do processo de retificação estudadas neste trabalho, como a força tangencial de corte, emissão acústica, rugosidade, circularidade e desgaste diametral do rebolo, permitem averiguar o desempenho da operação, baseando-se nos parâmetros de entrada pré-estabelecidos, pois segundo Bianchi (1996) o bom desempenho do processo de retificação não pode ser conseguido alterando-se apenas uma variável do processo, mas sim se fazendo uma boa combinação de todos os parâmetros envolvidos simultaneamente. Se os parâmetros aplicados forem adequados, as variáveis de saída apresentarão resultados satisfatórios, comprovando a eficácia do processo. Por este motivo é necessário que se faça um monitoramento de todo o processo, para que se ampliem os conhecimentos em relação a todas as etapas do processo, e desta forma, minimizem os erros que conduzem a resultados insatisfatórios.

Tal monitoramento foi facilitado pela implementação de comandos numéricos computacionais (CNC) as máquinas operatrizes. Todavia, a experiência do operador destas máquinas é de fundamental importância para que se consiga alcançar os resultados desejados.

Segundo Rowe et al. (1996) o emprego de comandos numéricos computacionais no processo de retificação possibilita:

- Gravar e manipular informações referentes à produção dentro de um banco de dados;
- Selecionar corretamente a ferramenta abrasiva;
- Selecionar as condições de trabalho da máquina operatriz;
- Controlar a máquina operatriz;
- Otimizar e monitorar a performance do processo abrasivo;
- Compensar as variações decorrentes da máquina e do processo.

Kaliszer et al. (1979) apud Rowe et al. (1998) desenvolveram um sistema de controle para o processo de retificação cilíndrica externa, tendo como “avaliadores do sistema” o tamanho da peça, erros de forma e rugosidade superficial. Baseando-se nestes fatores, eles conseguiram reduzir o tempo de execução do ciclo de retificação.

Amitay et al. (1981) apud Rowe et al. (1998) também desenvolveram um sistema de controle baseando-se na otimização do ciclo de retificação. Tal sistema visava otimizar as condições de corte e de dressagem, empregando-se uma taxa de avanço bastante elevada. Dava-se ênfase a queima da peça e aos níveis de rugosidade superficial atingidos e tinham como parâmetros de controle a velocidade da peça e o avanço radial.

Byrne et al. (1995) apud Silva (2004) citam que os sensores empregados no sistema de monitoramento devem ser instalados obedecendo-se certos critérios, tais como:

- possibilitar a medição o mais próxima possível da região de corte;
- não interferirem na rigidez da máquina operatriz;
- não restringir o espaço de trabalho nem os parâmetros de corte;
- ser resistente ao desgaste, ao ataque químico dos fluidos de corte, aos cavacos e as influencias mecânicas, eletromagnéticas e térmicas;
- ser de fácil reposição e ter baixos custos;
- ter funcionamento independente da peça e/ou da ferramenta;
- possuir características metrológicas adequadas;
- ser capaz de transmitir os sinais de forma confiável.

Ainda segundo Byrne et al. (1995) apud Silva (2004) os sensores devem ser capazes de detectarem fogo/fumaça, nível de som, presença de óleo, temperatura, contato, desgaste da ferramenta (por meio de sua dimensão), posição das arestas cortantes, vibração mecânica, limites de curso, posição da ferramenta/peça, força, danos na ferramenta, temperatura do fluido de corte, torque, deformações térmicas, rugosidade superficial da peça, distribuição da temperatura na região de corte, pH do fluido de corte, emissão acústica do processo, velocidades de avanço da ferramenta, temperatura, umidade, pressão e outros parâmetros de menor importância.

Os principais parâmetros de entrada trabalhados no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho são: taxa de avanço radial, velocidade do rebolo e da peça, profundidade de usinagem e dressagem. Tais parâmetros foram mantidos constantes durante a execução deste trabalho.

A seguir será feito um breve detalhamento sobre as principais variáveis de saída analisadas neste trabalho.

2.3.1 Força tangencial de corte e energia específica

Segundo Byrne et al. (1995), Tönshoff et al. (1988), Oliveira (1998) e Inasaki (1998) apud Silva et al. (2004), a força de corte é consequência da deformação plástica nas zonas de

cisalhamento e do atrito existente entre peça e ferramenta, devido a abrasividade dos grãos que compõe o rebolo. Por este motivo, as forças de corte são determinantes na qualidade superficial, dimensional e geométrica da peça, no desgaste do rebolo e no tempo de retificação. Os autores citados acima afirmam ainda que a força de corte é um parâmetro pouco explorado, devido a sua dependência de um conjunto de fatores, tais como tipo de rebolo, condições de corte e de dressagem e ainda tipos de fluidos de corte. Todavia, o monitoramento da força de corte é de fundamental importância dentro da operação de retificação, pelo fato de determinar a potência da máquina empregada no processo e ainda demonstrar as condições estruturais necessárias (HASSUI, 2002).

O valor desta grandeza pode ser medido por meios diretos e indiretos. Os meios diretos operam com as componentes da força de corte, enquanto que os meios indiretos avaliam os efeitos da força de corte em elementos da máquina que são solicitados por estes esforços (BYRNE et al., 1995 apud SILVA et al., 2004).

Neste trabalho a força de corte será medida indiretamente por meio da potência elétrica consumida pelo motor. Para este tipo de aquisição, tem-se sido bastante empregado sensores do tipo Hall, os quais medem a corrente elétrica que é consumida pelo motor, o que fornece indiretamente qual a potência consumida por este. A facilidade das medições indiretas se concentra no posicionamento do sensor, que localiza no motor da máquina, longe da região de corte (SILVA et al., 2004).

Tso & Wu (1999) apud Hassui (2002) afirmam que as forças de corte são dependentes fundamentalmente do modo em que se dá a formação de cavaco, o que por sua vez depende das forças atuantes sobre o grão, o que é definido em função da topografia do rebolo (incluindo alterações decorrentes do desgaste), da cinemática do processo e do material da peça.

Segundo Silva et al. (2004) os esforços de corte, tanto normal quanto tangencial, tendem a aumentar com o tempo de retificação, devido à perda de afiação das arestas cortantes. Isso pode ser observado pelo aumento de temperatura, que pode ocasionar danos térmicos e prejudicar baixos valores de rugosidade superficial, característicos da retificação.

O processo de retificação requer, segundo Malkin (1989) uma quantidade bastante elevada de energia para a remoção de material, que variam de 25 a 40 J/mm³, cerca de 10 vezes o que é consumido em outros processos de usinagem, como o torneamento, por exemplo. Durante a retificação grande parte desta energia é convertida em energia térmica, que se não dissipada eficientemente, podem gerar danos térmicos na peça e proporcionar um desgaste excessivo do rebolo.

No que diz respeito à energia específica de retificação, Malkin (1989) afirma que esta é também bem maior que a encontrada em outros processos de usinagem. Tal variável está

diretamente relacionada com a força tangencial de corte e velocidade periférica da ferramenta e ainda com outros parâmetros, conforme pode-se observar na equação definida por Malkin (1989):

$$u = \frac{F_t \cdot V_s}{p \cdot d_w \cdot V_f \cdot b} \quad (7)$$

Onde

F_t é a força tangencial de corte

V_s é a velocidade periférica do rebolo;

d_w é o diâmetro da peça;

V_f é a velocidade de mergulho;

b é a largura de retificação.

A energia específica de retificação está relacionada às interações entre grãos abrasivos e a peça, e segundo Malkin (1989) ela pode ser composta por três fases, sendo elas referentes à formação de cavaco (u_{ch}), ao escorregamento entre as áreas planas dos grãos abrasivos e a peça (u_{sl}) e a deformação plástica da peça sem remoção de material (u_{pl})

$$u = u_{ch} + u_{sl} + u_{pl} \quad (8)$$

Malkin (1989) determinou ser constante a energia referente à formação de cavaco, igual a $13,8 \text{ J/mm}^3$, válida para a retificação de aços com várias composições, ou até mesmo, para aqueles tratados termicamente.

Malkin & Anderson (1974) apud Silva et al. (2004) determinou que toda energia referente ao deslizamento e ao plowing é transferida na forma de calor para a peça, e cerca de 55% da energia envolvida no processo de formação de cavaco é convertida em energia térmica para a peça. Deste modo, a partição de energia transferida para a peça, definida como “ e ” pode ser escrita da seguinte forma:

$$e = \frac{0,55 \cdot u_{ch} + u_{pl} + u_{sl}}{u} \quad (9)$$

ou ainda;

$$e = \frac{u - 0,45 \cdot u_{ch}}{u} \quad (10)$$

2.3.2 Emissão Acústica

A técnica de monitoramento do sinal de emissão acústica (EA) tem sido bastante utilizada durante o processo de usinagem dos metais, pelo fato de ser sensível à remoção de material, ao escorregamento de um material sobre o outro, à transformação de fase, à deformação plástica, a micro-quebras, a fraturas e impactos. A emissão acústica pode ser definida como ondas de tensão elástica, geradas pela liberação de energia de deformação dentro de um material submetido a um estímulo externo. Segundo Liu (1991), durante a deformação plástica de um sólido, uma porção de energia de deformação é armazenada em um campo residual de tensão de discordâncias, e o restante desta energia é consumida durante o aumento da energia térmica. O deslocamento transversal de discordâncias através da estrutura cristalina do material agrega-se ao movimento de vibração dos átomos. Como resultado, uma pequena porção de energia, cerca de um décimo da energia total do processo, é direcionada a ampliação do número de discordâncias e de outros defeitos da estrutura cristalina. Estas discordâncias possibilitam a existência de deslocamentos a um nível de tensão abaixo da tensão de cisalhamento. Esta movimentação de discordâncias durante a fase de deformação plástica é responsável pela geração de ondas de emissão acústica.

Além da deformação plástica, outros fatores tais como fratura, transformações de fase, deformações devido a movimentos torcionais e fontes de fricção são também responsáveis pela geração de ondas de emissão acústica.

Vale ressaltar que todos os mecanismos capazes de gerar ondas de emissão acústica, têm em comum a movimentação rápida de um grupo de átomos visando retornarem a posição de equilíbrio (BALDO, 1994). Esta movimentação pode ser detectada por sensores que a transforma em sinais elétricos, com frequências entre 50 e 1000 kHz (DORNFELD & BLUM, 1990 adup BALDO, 1994).

As ondas de emissão acústica são preferíveis frente aos outros sinais de monitoramento do processo, justamente por sua faixa de frequência estar bem acima das vibrações mecânicas e ruídos elétricos, que podem ser facilmente filtrados (KIM et al., 2001).

Todavia, as elevadas faixas de frequência do sinal de emissão acústica são desvantajosas no que diz respeito ao armazenamento de tais informações, necessitando de placas de aquisição de dados analógica-digital com frequências de amostragem 1000 vezes maior, além de computadores com memórias mais amplas. Para se evitar este inconveniente, Liu (1991) sugere que se faça uso da faixa de baixa frequência contida na ampla banda de frequência do sinal bruto de emissão acústica. Isto é conseguido submetendo-se o sinal bruto a um filtro RMS (root means square), reduzindo,

desta forma, a frequência do sinal de saída. O sinal RMS da emissão acústica, nada mais é do que um valor definido como o valor médio quadrático do sinal de entrada. Segundo Hassui et al. (1998) o sinal RMS é obtido utilizando-se um filtro com frequências entre 100 kHz e 300 kHz.

Kim et al. (2001) alertam ainda para a necessidade de fixação do sensor o mais próximo possível da zona de retificação, visando à obtenção de um sinal com boa sensibilidade e com baixos níveis de interferência, tomando-se cuidado com a saturação.

De acordo com Beattie (1983) apud Baldo (1994) o sensor ideal é aquele capaz de produzir uma curva de tensão em função do tempo idêntica a curva de amplitude de onda em função do tempo, sendo seu funcionamento ligado a propriedades físicas de capacitividade, piezoelectricidade e ainda interferometria. A piezoelectricidade está relacionada à capacidade de alguns cristais de provocarem deformações ao serem atingidos por estímulos. Esta deformação provoca uma polarização e, conseqüentemente, uma diferença de potencial responsável pela produção de um sinal.

Quanto à natureza das ondas, Blum & Dornfeld (1990) apud Baldo (1994) afirmam que estas podem ser de cisalhamento ou longitudinal, dependendo da reflexão e da difusão sofridas pela onda durante a sua propagação.

Segundo Liu (1991) os sinais de emissão acústica podem ser classificados em contínuos e transientes. As emissões transientes são produzidas quando a tensão excede um nível necessário para causar um evento discreto, como por exemplo, uma fratura acompanhada de uma energia de relaxamento. As emissões contínuas caracterizam-se pela superposição de emissões transientes aleatórias, com médias de repetição muito maiores que a duração do transiente. Emissões transientes estão associadas à micro-quebras superficiais e formação de linhas de escorregamento, enquanto emissões contínuas estão associadas a mecanismos internos, como ondas de emissão acústica captadas durante o processo de remoção de material.

A técnica de emissão acústica pode ser empregada para vários propósitos, pelo fato de captar informações referentes à micro-fenômenos tais como controle do tempo de centelhamento, desgaste/queima/colisão da ferramenta, monitoramento e diagnóstico do desempenho da máquina e do processo de dressagem, eliminação de espaços de retificação, controle relativo à afiação dos grãos abrasivos, monitoramento da peça, no que diz respeito à geometria e dimensões, qualidade superficial, tolerâncias e danos metalúrgicos e ainda possibilita a verificação do processo em si, na formação de cavaco, temperatura e consumo de energia(DORNFELD, 1999; MOKBEL & MAKSOUD, 2000; KIM et al., 2001).

2.3.3 Rugosidade das peças retificadas

A qualidade da superfície gerada no processo de retificação é capaz de avaliar características da peça e da operação, tais como mínimas tolerâncias, eficácia do método de lubrificação, condições da ferramenta e vibração da máquina (Hecker & Liang, 2003).

Uma superfície típica do processo de retificação é, segundo Hecker & Liang (2003), isenta de sinais de corte e ranhuras. Todavia, vários micro-defeitos podem ser constatados fazendo-se uma análise minuciosa da superfície do material usinado, sendo os principais deles trincas ocasionadas por bruscas variações térmicas, e crateras provocadas pelas fratura dos grãos abrasivos. Além disso, a qualidade superficial pode ser afetada também pela natureza transversal e longitudinal das ondas provocadas pela aleatoriedade do processo e pela vibração da máquina-ferramenta. Tawfik (1993) apud Ali & Zhang (1999) afirma que a qualidade superficial é diretamente dependente da profundidade de corte empregada e da dureza do material que está sendo usinado.

Malkin (1989) afirma que a rugosidade superficial é devida principalmente aos riscos feitos pelos grãos abrasivos, ao material da peça que se adere ao rebolo e não é expelido pelo fluido de corte, impregnando-se posteriormente na peça, e ainda devido a deformações plásticas.

Hecker & Liang (2003) afirmam que um método eficiente de se mensurar a qualidade da superfície produzida é por meio do parâmetro definido como rugosidade superficial, o qual é representado pela média dos valores (R_a), pelo valor quadrático médio (R_q) e pelo valor máximo da distância entre picos e vales (R_t).

Neste trabalho utilizou-se o parâmetro R_a para determinação dos valores de rugosidade. Tal parâmetro pode ser definido matematicamente, segundo Hecker & Liang (2003), da seguinte forma:

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |y - y_{CL}| dl \quad (11)$$

Onde

y_{CL} é a variável que define o posicionamento da linha de centro. Vale ressaltar que as áreas localizadas abaixo e acima desta linha são idênticas;

L é o comprimento de medição;

y é o eixo de referência.

Malkin (1989) construiu um modelo empírico de determinação da rugosidade superficial baseando-se apenas nas condições cinemáticas. A execução de tal método dependia apenas da determinação das constantes em função do material da peça, do tipo de lubrificação e do tipo de rebolo, podendo desta forma, ser facilmente empregado na indústria.

Snoeys & Peters (1974) apud Hassui (2002) definiram uma relação bastante objetiva, visando a determinação da rugosidade em função do cavaco equivalente:

$$R_a = R_1 \cdot h_{eq}^r \quad (12)$$

Onde

R_1 e r são constantes definidas de acordo com o tipo de ferramenta, material da peça e tempo de centelhamento.

Os autores da equação afirmam os valores de rugosidade aumentam de maneira diretamente proporcional aos valores de h_{eq} .

Os valores de rugosidade medidos longitudinalmente em relação a direção de corte, apresentam valores mais baixos do que os medidos transversalmente. Todavia, na indústria, e também neste trabalho, aplica-se preferencialmente o método de medição transversal (Hecker & Liang, 2003).

Bianchi et al. (1997) apud Hassui (2002) analisaram a rugosidade obtida na retificação de vários aços usinados com ferramentas diferentes. Os autores puderam concluir que na retificação de aços frágeis utilizando-se rebolo macio, a rugosidade decresce à medida que se amplia o número de grãos ativos, responsáveis pela redução da espessura relativa do cavaco. No que diz respeito a aços dúcteis retificados com rebolo macio de granulometria fina, observou-se que a rugosidade foi crescente de acordo com o desgaste do rebolo, devido ao aumento do número de grão cegos na superfície do rebolo.

2.3.4 Desgaste do rebolo e relação G

Bianchi (1990) divide as causas do desgaste do rebolo em dois grupos, sendo eles: a perda de agressividade dos grãos abrasivos e o desgaste volumétrico. Tais fenômenos dependem em grande escala do tipo do rebolo, das condições de dressagem e de retificação e também da dureza do material de que a peça é feita. Normalmente os dois tipos de desgaste ocorrem simultaneamente, diferindo apenas em intensidade. Observa-se, contudo, que o desgaste abrasivo prevalece sobre os outros desgastes, resultando na perda das arestas cortantes dos grãos. Isso pode ser verificado pela remoção forçada de material e ineficiente expulsão dos cavacos da porosidade do rebolo, formando um empastamento na região de corte.

O desgaste diametral pode ser definido como sendo a quantidade de rebolo consumida durante um ciclo ou operação, medido por meio da perda volumétrica de material em função da redução diametral da ferramenta.

Malkin (1989) define que o desgaste do rebolo pode ser dividido em três fases: alta taxa de desgaste inicial, seguida por um intervalo de crescimento constante e elevação da taxa de desgaste no período final. O autor observou que este último pode provocar queimas na peça ou vibrações no processo.

A resistência do rebolo ao desgaste pode ser associada ao parâmetro relação G, definida como sendo a relação entre o volume de material removido (Z_w) e o volume de rebolo gasto (Z_s), ambos em mm^3 . Logo, a relação G pode ser expressa da seguinte forma:

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (13)$$

Partindo-se desta equação, pode-se verificar que se o valor da relação G é pequeno, o desgaste do rebolo é grande, indicando a ocorrência de auto-afiação com renovação automática dos grãos abrasivos. Todavia, se o desgaste for pequeno, a relação G é alta, não havendo troca dos grãos gastos, fator que provoca perda da agressividade do rebolo.

Malkin (1989) afirma que quando se emprega rebolo convencional, como o de óxido de alumínio, uma relação G elevada, pode provocar maiores esforços, conduzindo a uma geração excessiva de energia térmica na região de corte. Todavia, a aplicação eficiente de fluido de corte pode amenizar os esforços e as temperaturas envolvidas no corte, possibilitando a ampliação da relação G.

Bianchi (1996) estudou a influência da velocidade da peça no desgaste do rebolo e verificou que a aplicação de maiores velocidades da peça, mantendo-se a velocidade de avanço e a rotação do rebolo constantes, possibilita menor penetração da ferramenta por volta da peça, provocando grandes impactos entre os grãos e a peça e conseqüentemente a formação de cavacos curtos. Este fenômeno reduz o número de grãos abrasivos localizados na superfície do rebolo, aumentando os esforços sobre cada um deles. Sob esforços os grãos têm tendência a se fraturarem, e se auto-afiarem, estabilizando as forças de corte, no entanto, com maior desgaste volumétrico da ferramenta.

Por outro lado, utilizando-se baixas velocidades da peça, tem-se uma maior penetração do rebolo por volta da peça, e como conseqüência, menores impactos dos grãos abrasivos com a peça, formando cavacos alongados. Com menores impactos, o tempo de contato e número de grãos ativos

são maiores, reduzindo os esforços por grão. Neste caso, observa-se uma tendência de se formarem áreas planas nos grãos, aumentando os esforços de corte gradativamente o que implica em um desgaste volumétrico menor.

2.4 Análise do ciclo de retificação

O ciclo de retificação é compreendido por uma série de etapas que vão desde a fixação da peça na máquina-ferramenta até a retirada da mesma após usinada. Cada etapa requer um tempo de execução, e a soma dos tempos de cada etapa é o tempo total de retificação. Todavia, algumas etapas, tais como a dressagem e a preparação do CNC, não estão associadas à produção de uma única peça, mas sim de um conjunto delas e, portanto, o tempo necessário para execução de tais atividades deve ser dividido pelo conjunto de peças produzidas.

A otimização do processo de retificação, visando torná-lo menos dispendioso e mais eficiente, é uma tarefa bastante difícil de ser executada, pelo fato de que este processo de fabricação é caracterizado pelo inter-relacionamento aleatório de um grande número de parâmetros e variáveis, demandando um elevado grau de conhecimento de operadores e pesquisadores, que pode ser aprimorado pelo desenvolvimento de pesquisas, tais como esta (HASSUI & DINIZ, 2003).

Na figura 2 pode-se observar uma esquematização do ciclo de retificação cilíndrica externa de mergulho:

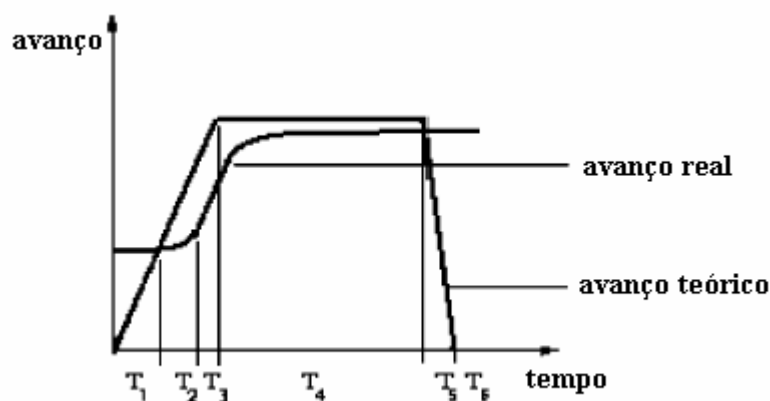


Figura 2 – Ciclo convencional de retificação cilíndrica externa de mergulho (OLIVEIRA, 1988)

As etapas determinadas na figura podem ser determinadas da seguinte forma:

- T_1 : período em que ocorre o deslocamento do rebolo em relação à peça com avanço de trabalho, sem a ocorrência de remoção de material;

- T_2 : momento do contato inicial do rebolo com a peça, dando origem a deformações elásticas no sistema máquina-peça-ferramenta. Estas deformações são responsáveis pela ocorrência de um atraso do avanço real em relação ao teórico. Além disso pode-se observar também um atraso de posicionamento do rebolo em relação à peça, ilustrado pela figura 3:

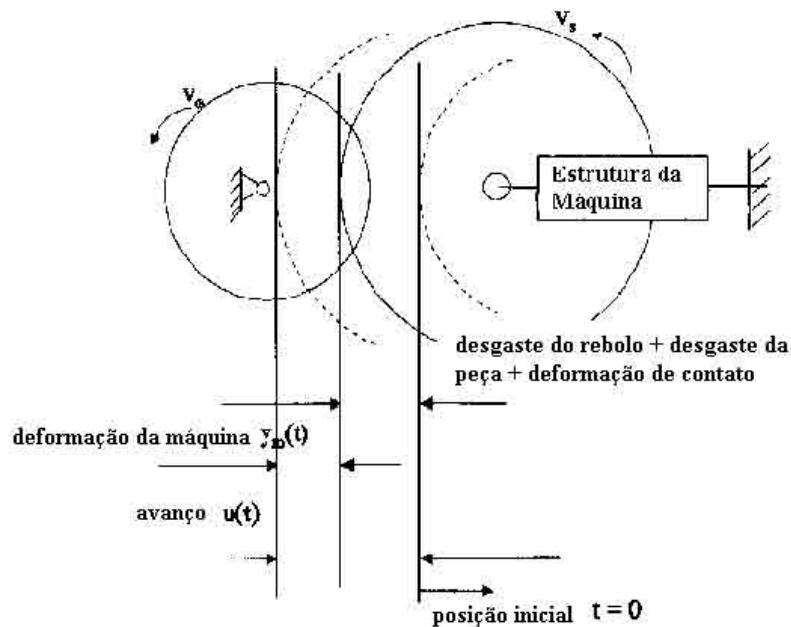


Figura 3 – Esquematização das deformações ocorridas no processo de retificação (BIERA et al., 1997, adaptado)

Hahn (1955) apud Komanduri (1993) afirma que um rebolo composto por ligante vitrificado, possui um módulo de elasticidade cinco vezes menor que o aço. Tal valor é uma média do módulo de elasticidade do aglomerante, que é igual à cerca de 1/3 da do aço, e dos grãos abrasivos, que tem um módulo cerca de duas vezes maior que o aço.

- T_3 : etapa em que há remoção de material com avanço real igual ao avanço teórico (ou nominal);
- T_4 : tempo de centelhamento (*spark-out*). Devido ao atraso de posicionamento de contato ocorrido em T_2 , a peça não está com o diâmetro especificado. Visando-se atingir as dimensões estipuladas, criou-se esta etapa, na qual o rebolo é mantido na posição final especificada, sem sofrer qualquer deslocamento radial por alguns segundos. Além disso, o tempo de centelhamento é responsável por remover uma quantidade decrescente de material a cada rotação da peça, o que proporciona a peça usinada boa qualidade superficial, dimensional e geométrica;

- T_5 : período de recuo do rebolo, permitindo a remoção da peça usinada e fixação de uma outra;
- T_6 : etapa de execução da operação de dressagem. Na verdade esta etapa abrange um conjunto de atividades, tais como, movimentação do rebolo até o dressador, preparação do programa numérico computacional, dressagem propriamente dita, recuo do rebolo até a posição de trabalho (HASSUI, 2002; HASSUI & DINIZ, 2003).

A otimização do processo de retificação citada anteriormente compreende em grande parte a busca de métodos que permitam minimizar os tempos descritos acima sem, no entanto, afetar a qualidade do produto final. Partindo-se deste princípio, este trabalho visa determinar qual tempo, dentre os estudados, satisfaz tais exigências.

2.5 Características e propriedades dos rebolos

2.5.1 Introdução

Os rebolos são classificados como ferramentas abrasivas que se caracterizam por possuírem um grande número de grãos abrasivos ligados por uma matriz aglomerante. Cada um destes grãos abrasivos dá origem a arestas cortantes com geometrias indefinidas que agem simultaneamente proporcionando a remoção do material.

Malkin (1989) define o rebolo como sendo um sistema trifásico constituído por grãos abrasivos, aglomerantes e porosidade. Tais elementos somados representam 100% do volume do rebolo.

Logo, o desempenho do rebolo está relacionado ao tipo e ao tamanho do grão abrasivo, das propriedades abrasivas do material aglomerante, e ainda da porosidade existente na matriz aglomerante. Tal porosidade é de vital importância no desempenho do rebolo pelo fato de ser responsável pela acomodação e posterior expulsão do cavaco da zona de corte (MALKIN, 1989; HASSUI, 2002).

As ferramentas abrasivas são empregadas em processos que demandam superfícies de elevada qualidade, com baixos índices de rugosidade e circularidade, obtido dentro de estreitas faixas de tolerâncias geométricas e dimensionais (HASSUI, 2002).

2.5.2 Descrição e caracterização dos componentes do rebolo

2.5.2.1 Materiais abrasivos

Os grãos abrasivos podem ser classificados em duas categorias de acordo com sua dureza, sendo elas convencionais e superabrasivos. Grãos convencionais têm dureza próxima a 2000 kgf/mm², enquanto os grãos superabrasivos possuem dureza na faixa de 4500 kgf/mm². Vale ressaltar que tais valores são obtidos por testes de dureza KNOOP.

No grupo dos abrasivos, destacam-se os grãos de óxido de alumínio (Al₂O₃) e os de carboneto de silício SiC. O primeiro caracteriza-se por apresentar a menor dureza dentre todos os abrasivos, todavia tem a vantagem de ser relativamente resistente ao impacto. É empregado na retificação de materiais ferrosos. Os abrasivos de SiC são recomendados para retificação de aços não-ferrosos ou aços com elevado teor de carbono em sua composição, pois apesar de ser mais duro que o de óxido de alumínio, quando empregados na usinagem de materiais ferrosos, reagem quimicamente com o elemento ferro, ocasionando um desgaste acentuado dos grãos.

Os grãos de óxido de alumínio podem ser classificados em categorias de acordo com sua composição química, sendo elas: alumina, alumina semi-friável, alumina branca, alumina rosa e *sol-gel*. Este último abrasivo, descoberto há pouco tempo, caracteriza-se por sua elevada pureza (99,6% em peso) e por sua microestrutura uniforme. Tais fatores refletem de maneira positiva nos valores de rugosidade e desgaste diametral do rebolo.

Os abrasivos de modo geral possuem duas propriedades fundamentais que refletem diretamente no desempenho do rebolo durante o processo de usinagem: tenacidade e friabilidade. A tenacidade está relacionada de modo diretamente proporcional à quantidade de trabalho (energia) necessária para fraturar o grão abrasivo. Friabilidade é definida como sendo o conceito oposto de tenacidade, ou seja, corresponde à facilidade para se quebrar um grão abrasivo quando submetido a determinada força ou impacto. Sabe-se que a friabilidade de um material está relacionado a pureza deste. Em relação aos grãos destacados anteriormente, pode-se afirmar que os grãos de óxido de alumínio apresentam menor friabilidade que os grãos de carboneto de silício.

Os grãos superabrasivos são representados principalmente pelo diamante e pelo Nitreto Cúbico de Boro (CBN). São denominados desta forma pelo fato de apresentarem dureza bem mais elevada que abrasivos convencionais, como demonstrado acima. Rebolos compostos por estes tipos de grão são empregados na retificação de materiais de difícil usinabilidade, tais como aços rápidos, aços alta liga e aços ligados ao Ni, Cr, Ti e outros (NUSSBAUM, 1988).

Os grãos de CBN são compostos artificialmente por boro e nitrogênio, evitando desta forma qualquer tipo de afinidade química durante o processo de retificação. Além disso, o CBN, após o

diamante, é o material mais duro de que se tem conhecimento, favorecendo desta forma, uma redução do desgaste do rebolo composto por este elemento. Todavia o emprego de rebolos de CBN implica em velocidades de corte mais elevadas, podendo-se atingir até 90 m/s, necessitando portanto de máquinas avançadas com elevada rigidez (MALKIN, 1989).

As vantagens do emprego dos grãos superabrasivos estão relacionadas principalmente a dureza, proporcionando menor desgaste do rebolo, e conseqüentemente maior produtividade, menor custo de produção por ferramenta e redução dos tempos de preparação da máquina (principalmente dos tempos gastos com dressagens). Estes grãos destacam-se também por apresentarem uma excelente estabilidade térmica, não sofrendo nenhum tipo de alteração até a casa dos 1400°.

Um fator limitante para o emprego de rebolos superabrasivos reside nos elevados custos de aquisição deste tipo de ferramenta.

2.5.2.2 Tamanho do grão abrasivo

A classificação do tamanho de grão é feita, segundo Malkin (1989), pelo método do peneiramento. O parâmetro empregado na classificação é denominado *mesh*, que corresponde a quantidade de fios por polegada linear existentes na peneira. A metodologia da classificação consiste em passar os grãos por uma seqüência de cinco peneiras, normalmente com aberturas reduzidas num fator $\sqrt{2}$. Cada peneira deve reter uma certa quantidade de grãos, todavia a peneira que reter a maior porcentagem de grãos, indicará o número do grão. Logo, observa-se que não há um tamanho exato de grão, e sim uma faixa de dimensões.

Grãos maiores, os quais possuem números menores, são empregados em operações mais grosseiras, como por exemplo, desbaste. Enquanto grãos menores, com número de grão maiores, possibilitam a obtenção de acabamentos finos dentro de apertadas faixas de tolerância dimensional.

2.5.2.3 Dureza do rebolo

A dureza de um rebolo está relacionada à dificuldade de remoção dos grãos abrasivos de sua superfície, ou ainda, a dificuldade de proporcionar o rompimento entre o grão e o material aglomerante. Esta dureza é diretamente dependente das propriedades mecânicas do material aglomerante, pois se este possuir elevada resistência mecânica, reduzirá a possibilidade de ruptura dos grãos abrasivos, devido a uma satisfatória acomodação dos impactos sofridos pelo rebolo. Além disso, uma elevada resistência ao desgaste do material aglomerante dificulta a remoção de grãos inteiros, pois desta forma a ancoragem dos grãos não é minimizada com o desgaste do rebolo. Desta

forma, pode-se afirmar que as características do material aglomerante mencionadas acima implicam numa maior dureza do rebolo. A classificação quanto a dureza do rebolo é feita por letras que vão de A a Z em ordem crescente de dureza. Contudo, segundo Malkin (1989), utiliza-se com frequência rebolos com durezas intermediárias.

Via de regra, rebolos denominados moles são empregados na retificação de aços endurecidos tratados termicamente, enquanto rebolos duros são aplicados na usinagem de aços moles. Esse procedimento é adotado pelo fato de que sob as mesmas condições de usinagem, rebolos duros tendem a gerar mais calor e vibração que os moles. Isso acontece porque a alta resistência ao desgaste do ligante impossibilita a expulsão dos grãos, mesmo quando estes já estão cegos, gerando superfícies planas de corte aumentando desta forma o atrito do rebolo com a peça. A geração excessiva de calor se não controlada, pode provocar danos térmicos à peça, tais como desvios dimensionais e transformações de fase, resultando no descarte da mesma. Em relação aos rebolos moles, sabe-se que estes sofrem auto-afiação durante o processo de usinagem. Isto ocorre porque o rebolo perde os grãos cegos e quebra os novos, gerando deste modo, novas arestas cortantes (KING & HAHN, 1986).

2.5.2.4 Estrutura do rebolo

Este parâmetro está relacionado à concentração volumétrica dos grãos abrasivos contidos no rebolo. Índices elevados correspondem a menores concentrações de grãos. Malkin (1989) afirma empiricamente que uma unidade adicional no índice de referência corresponde a uma redução de 2% do número de grãos abrasivos.

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

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

2.5.2.5 Materiais aglomerantes

Os grãos abrasivos de um rebolo são mantidos unidos pela ação de materiais aglomerantes. Estes compostos devem resistir às forças de retificação, elevadas temperaturas, forças centrípetas oriundas dos elevados níveis de rotação da ferramenta, e ainda, aos ataques químicos provocados

por componentes dos fluidos de corte. Os aglomerantes devem assegurar a rigidez do rebolo, e também fazer a manutenção dos grãos abrasivos, expulsando-os no momento adequado. Os ligantes se diferem de acordo com o grão abrasivo utilizado, sendo que, para grãos convencionais os tipos mais utilizados são: resinóide, shellac, oxiclорidos, borracha, silicatos e vitrificados; enquanto que os superabrasivos utilizam aglomerantes resinóides, metálicos e vitrificados (MALKIN, 1989).

Os ligantes vitrificados estão presentes em cerca de 50% dos rebolos convencionais, sendo utilizados principalmente para a execução de retificação de precisão, devido a sua elevada rigidez. Aglomerantes resinóides são aplicados em rebolos destinados a execução de desbastes, devido a elevada resistência mecânica e capacidade de absorver impactos que lhe é característico (MALKIN, 1989).

Jackson & Mills (2000) afirmam que a escolha do aglomerante deve ser feita considerando-se o tipo e tamanho do rebolo, condições do trabalho, vida do rebolo e também a relação custo/benefício de se empregar ligantes mais elaborados. Os autores alertam ainda para duas características básicas dos rebolos compostos por ligante vitrificado, sendo elas: expansão térmica e estabilidade química quando expostos aos compostos químicos presentes nos fluidos de corte.

As velocidades tangenciais de corte são determinadas de acordo com o tipo do aglomerante, dependendo da resistência destes. Tais velocidades são fornecidas pelos fabricantes de rebolos.

Deve-se atentar ainda para o fato de que grãos abrasivos e aglomerantes possuam coeficientes de dilatação térmica análogos, para que deste modo, não ocorra formação de tensões internas durante o trabalho a elevadas temperaturas.

De acordo com Nussbaum (1989) o processo de fabricação de um rebolo compreende as seguintes etapas: mistura, prensagem, secagem, queima, acabamento, balanceamento, testes, controles e, finalmente, expedição. Balanceamentos são feitos, pois nem sempre se consegue proporcionar uma distribuição homogênea dos grãos abrasivos no interior do rebolo.

2.5.3 Análise do mecanismo de desgaste do rebolo e de remoção de material

O desgaste do rebolo se dá de modo bastante complexo em função dos diversos fenômenos que ocorrem entre os grãos abrasivos e a peça durante o processo de retificação. Segundo Malkin (1989) é deficiente o equacionamento que rege o mecanismo de desgaste de um rebolo, sendo ele feito quase que integralmente de maneira empírica, por meio de um relacionamento entre os parâmetros envolvidos no processo.

Tal desgaste normalmente é calculado em função de uma redução diametral sofrida pela ferramenta, devido principalmente a perda volumétrica de material. Um índice bastante utilizado

para determinação do desgaste diametral do rebolo é a relação G , que será explicitada posteriormente, juntamente com as outras variáveis de saída deste trabalho.

Shaw (1996) apud Hassui et al (1998) descreve três mecanismos determinantes no desgaste do rebolo, sendo eles: desgaste por atrito, fratura dos grãos abrasivos e fratura do ligante.

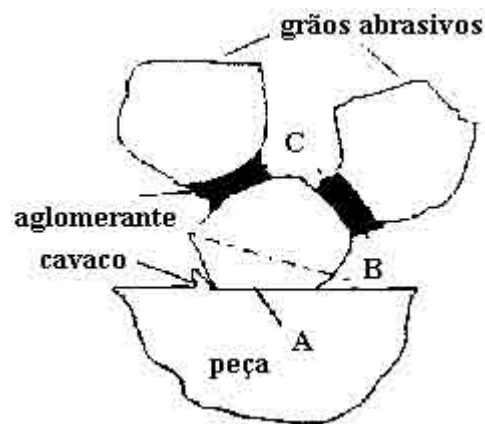


Figura 4 – Fatores que proporcionam desgaste do rebolo: A- Desgaste por atrito; B – Fratura do grão; C – Fratura do aglomerante devido ao desgaste (Malkin, 1989)

Malkin (1989) afirma que o desgaste por atrito está relacionado ao cegamento dos grãos abrasivos e conseqüente ampliação de áreas planas, as quais promovem um aumento do atrito entre o rebolo e a peça, podendo ocasionar danos térmicos. Ainda segundo o mesmo autor, a fratura do grão e do aglomerante ocorre devido à submissão da ferramenta a esforços demasiados. A fratura do aglomerante implica num desgaste bastante acentuado do rebolo, pelo fato de permitir o desalojamento de grãos abrasivos inteiros.

Todavia, segundo Malkin (1989), o desgaste por atrito é o mais importante dentre todos os outros desgastes, pelo fato de controlar diretamente a intensidade das forças de retificação e conseqüentemente, a taxa de fratura do aglomerante.

Sabe-se que os grãos abrasivos, durante o processo de retificação, são submetidos a esforços normais e tangenciais. Esforços normais (f_n) tendem a gerar tensões compressivas, enquanto esforços tangenciais (f_t) proporcionam o surgimento de tensões de tração (MALKIN, 1989).

2.5.4 Dressagem e topografia de rebolos

Os desgastes ocorridos durante a retificação altera a topografia do rebolo, dificultando a remoção de material, e ampliando os esforços do sistema máquina-peça-ferramenta. Por este motivo, deve-se fazer a dressagem ou perfilamento (dependendo do tipo de grão abrasivo utilizado),

as quais são operações responsáveis pelo reestabelecimento de uma topografia ideal para o trabalho. Os principais objetivos de se realizar a dressagem são: obtenção da concentricidade da face de trabalho em relação ao eixo de giro; reestabelecimento da face de trabalho; retirada de grãos abrasivos desgastados (com faces planas), visando reduzir o atrito existente entre peça e ferramenta e melhorar o desempenho do processo de corte.

A dressagem é dependente em grande escala da sensibilidade do operador, pelo fato de que se esta operação for executada após o momento ideal, possibilita o surgimento de trincas, queimas superficiais, ou ainda peças com elevados índices de rugosidade. Caso executada previamente, propicia um desgaste desnecessário do rebolo, já que este ainda possuía condições de produzir peças dentro dos limites especificados. Além disso, um maior número de dressagens, é responsável por reduzir o tempo útil de produção, elevando o custo da peça (BIANCHI, 1992)

Segundo Hassui (2002) a dressagem de rebolos convencionais consiste em pressionar a superfície do rebolo em rotação contra uma ferramenta de dressagem com avanço transversal a superfície do rebolo. Malkin (1989) afirma ainda ser interessante a execução de alguns passes sem avanço, obedecendo ao princípio de *spark-out*, o qual é objeto de estudo deste trabalho, e que é responsável pela eliminação das deformações elásticas surgidas no sistema máquina-peça-ferramenta durante a operação de dressagem. Deste modo, é possível melhorar a qualidade da topografia produzida na superfície do rebolo. Todavia, este procedimento é pouco empregado na indústria, por ampliar o tempo ocioso da máquina.

As ferramentas de dressagem são definidas fundamentalmente segundo Oliveira & Purquério (1989) em dois grupos, sendo eles: dressadores estáticos e dressadores rotativos. Dentro da classe dos estáticos existem os dressadores de ponta única e os multigranulares, denominados *fliese*, os quais possuem grãos homogêneos de diamante distribuídos uniformemente em linhas. Neste trabalho utilizou um dressador do tipo *fliese*, por ser este o tipo mais comumente empregado na indústria.

Vale ressaltar que em rebolos superabrasivos, além da dressagem, executa-se também a operação de perfilamento, que é responsável pelo ajuste de forma da topografia do rebolo, por meio da remoção de material. Em rebolos convencionais, dispensa-se tal operação, pelo fato de que este ajuste já é atingido no momento da dressagem (MALKIN, 1989).

A operação de dressagem, além de ser responsável pela recomposição da geometria, restaurando a topografia e conseqüentemente a agressividade do rebolo, é ainda bastante empregada quando se faz retificação de materiais dúcteis. Sabe-se que tais materiais produzem cavacos longos que impregnam na superfície do rebolo, entupindo os poros ou até mesmo soldando-se aos grãos, impedindo-os de remover material. Logo, a dressagem foi o método encontrado para promover a

retirada destes cavacos e restaurar a capacidade de corte do rebolo (KING & HAHN, 1986; BIANCHI, 1992).

Malkin (1989) argumenta a respeito de dressagens finas e grosseiras. Segundo ele dressagens grosseiras são responsáveis pela redução dos esforços durante o corte e também pela obtenção de superfícies com altos índices de rugosidade. Exatamente o oposto pode ser verificado quando se realiza uma dressagem fina, na qual o nível de fratura dos grãos abrasivos é menor.

Como resultado do mecanismo de dressagem pode-se observar dois efeitos predominantes, sendo eles o macroefeito e o microefeito. O primeiro deles, segundo Oliveira & Purquério (1989), é devido ao formato do dressador e pelas condições de dressagem, determinando o posicionamento das arestas cortantes na topografia do rebolo. Na verdade, o macroefeito está relacionado a rosca formada na superfície do rebolo, em função da combinação de movimentos entre rebolo e dressador. Segundo Hassui & Diniz (2003) no macroefeito existe um pequeno número de grãos ativos, que individualmente são responsáveis por remover grandes quantidades de material. Isso faz com que os esforços sobre cada grão sejam grandes, o que no entanto, não impede o bom desempenho do processo (com predominância deste efeito), pelo fato das reduções das perdas com deformações plásticas e elásticas do material na zona de corte, minimizarem o total de energia envolvida no processo.

Na figura abaixo, pode-se observar o mecanismo de dressagem de um rebolo com predominância do macroefeito:

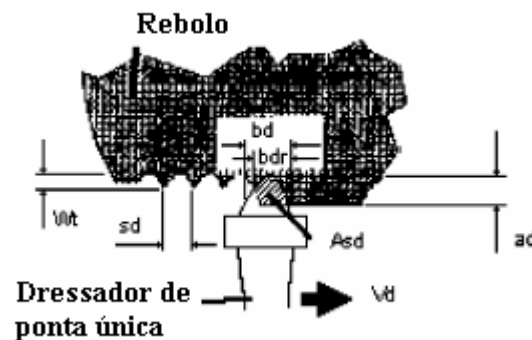


Figura 5 – Esquemática da operação de dressagem com dressador de ponta única (HASSUI & DINIZ, 2003)

O microefeito é causado pelo arrancamento de grãos abrasivos desgastados e com baixa ancoragem no aglomerante e pela fratura dos grãos abrasivos que não se desgastaram por completo, formando novas arestas de corte. A agressividade das novas arestas formadas depende em grande escala da friabilidade do grão e das condições de dressagem. Na dressagem fina com baixa profundidade de penetração e baixo avanço do dressador, ocorre a remoção ou fratura de grãos

muito pequenos, fato que propicia a formação de planos nas superfícies de corte dos grãos, tornando-os, desta forma, menos agressivos. Na dressagem grossa, com altas taxas de penetração e avanço, grande parte dos grãos são quebrados formando arestas maiores e mais afiadas (OLIVEIRA & PURQUÉRIO, 1989). Quando este efeito prevalece, pode-se observar, segundo Hassui & Diniz (2003), um grande número de aresta cortantes, que tornam o processo de formação de cavaco mais eficiente, reduzindo as perdas com deformações plásticas e elásticas do material na zona de corte.

König adup Oliveira (1988) estabeleceu um parâmetro de grande importância nas operações de dressagem, utilizando-se dressador de ponta única, denominado grau de recobrimento (U_d). Segundo Graf (2003) esta grandeza determina quantas vezes um ponto da superfície do rebolo é recoberta pela largura útil do dressador (b_d), sendo que s_d é o avanço por volta do dressador.

$$U_d = \frac{b_d}{s_d} \quad (14)$$

Os resultados obtidos por König adup Oliveira (1988), mostram que quanto menor o grau de recobrimento (sendo o valor mínimo igual a 1) maior a agressividade do rebolo, fato que prejudica a qualidade superficial da peça mas favorece a remoção de grandes quantidades de material. Conseqüentemente, quanto maior o grau de recobrimento menor a agressividade imposta ao rebolo. Segundo Graf (2003) podem ser determinados intervalos de valores de grau de recobrimento para cada operação que se deseja executar, sendo elas:

- Desbaste: 2-3
- Retificação normal: 3-4
- Acabamento fino: 4-6
- Acabamento extra-fino: 6-8

Graf (2003) alerta ainda que a operação de dressagem utilizando-se dressadores do tipo *fliese* necessita de refrigeração eficiente, pelo fato dos diamantes serem bastantes sensíveis ao calor.

No caso de rebolos superabrasivos, sabe-se que estes apresentam uma pequena camada de grãos aderida à superfície. Logo, o avivamento pode ser feito pressionando-se contra o rebolo uma barra de óxido de alumínio, ou ainda submetendo-se o rebolo a condições severas de trabalho (BIANCHI, 1992).

No que diz respeito à vida dos rebolos, Bianchi (1990) determinou alguns critérios para definir o fim da vida da ferramenta, sendo eles:

- Aumento excessivo da força de corte, devido ao desgaste dos grãos abrasivos ampliando o número de áreas planas na superfície do rebolo, fato que é agravado

pela acomodação dos cavacos nas porosidades da ferramenta. O aumento da força de corte resulta em esforços adicionais do sistema, que podem culminar em defeitos e panes;

- Perda da integridade superficial da peça, pois as forças de atrito se intensificam com o desgaste dos grãos ocasionando uma elevação da temperatura na região de corte, que se não dissipada eficientemente pode proporcionar elevação dos níveis de tensões residuais, e ainda trincas e perdas das características mecânicas. O empastamento e a perda de agressividade (ausência de macro e microefeito) são responsáveis também por aumentar os índices de rugosidade;
- Erros de forma. O aumento de temperatura na região de corte é responsável também pela ocorrência de deformações heterogêneas na peça, devido a variações microestruturais e de composição. Estas deformações, por sua vez, geram variações na profundidade de corte. Este fenômeno ocorre normalmente quando da utilização de rebolos duros. Além disso, o desgaste desigual do material abrasivo é outro fator gerador de erros de forma. Tal ocorrência é característica de rebolos moles;
- Vibração. A vibração do sistema máquina-ferramenta-peça esta associada principalmente a fenômenos de auto-excitação. Um rebolo desgastado ou empastado heterogeneamente, mesmo trabalhando a uma rotação constante, provoca alterações na força de corte, tornando-a oscilante. Tais oscilações resultam num acréscimo de rugosidade, ultrapassando os limites aceitáveis para o processo de retificação.

2.6 Análise dos fluidos de corte

2.6.1 Classificação dos fluidos de corte

Segundo Novaski & Rios (2004) os fluidos de corte podem ser quimicamente divididos em dois grandes grupos, que se diferem por características físicas, desempenho e limitações. São eles:

- Fluidos integrais ou óleos puros isentos de água;
- Fluidos a base de água.

El Baradie (1996) classifica ainda a categoria dos gases. No entanto, tal grupo tem uma pequena participação dentre todos os fluidos utilizados pela indústria.

2.6.1.1 Fluidos integrais

Nesta categoria, segundo Novaski & Rios (2004), podem ser inclusos todos os compostos capazes de formar películas oleosas, lubrificantes e aderentes. Normalmente tais compostos são de origem mineral, vegetal ou sintético.

De acordo com El Baradie (1996) os óleos minerais puros possuem qualidades lubrificantes inferiores aos seus compostos, no entanto, seu custo também é menor. Esses óleos são comumente empregados na usinagem de materiais moles, tais como, alumínio, magnésio e latão, e apresentam a vantagem de serem estáveis e não-corrosivos.

Os óleos vegetais e animais tiveram seu emprego reduzido, devido à dificuldade de obtenção e custos elevados e principalmente, ao excelente desempenho alcançado pelas modernas misturas a base de óleo mineral (EL BARADIE, 1996).

Um fluido integral é basicamente composto pelo óleo e por aditivos, os quais são responsáveis por melhorarem a viscosidade, reduzirem as espumas e proteger contra corrosão e oxidação. Mesmo aditivados, os óleos integrais são extremamente aderentes, dificultando sua retirada da peça, o que na maioria das vezes resulta em mais operações, e conseqüentemente, em custos adicionais de produção (NOVASKI & RIOS, 2004).

2.6.1.2 Fluidos solúveis em água

Nesta classificação estão inclusos, segundo Novaski & Rios (2004), as emulsões de óleo em água (óleos emulsionáveis), os semi-sintéticos e os fluidos sintéticos, os quais não possuem qualquer proporção de óleo mineral. A água tem a função de refrigerar, com grandes vantagens frente aos outros compostos, entre elas: grande disponibilidade, baixo custo, baixa viscosidade, atóxica e não-inflamável.

Estes tipos de fluidos são empregados em operações de usinagem de alta velocidade, devido a sua excelente capacidade de resfriamento, minimizando, os efeitos negativos de origem térmica (EL BARADIE, 1996).

Ainda segundo El Baradie (1996), os fluidos solúveis em água podem ser classificados da seguinte forma:

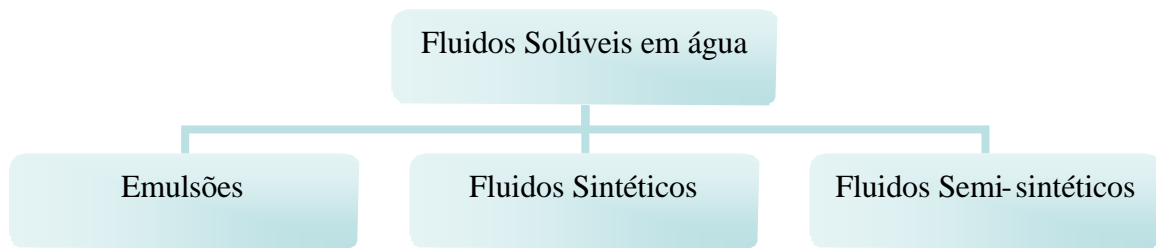


Figura 6 – Classificação dos fluidos solúveis em água (EL BARADIE, 1996, adaptado)

2.6.1.2.1 As emulsões

Qualquer que seja a origem do óleo, este sempre terá uma natureza apolar, enquanto a água tem natureza fortemente polar, fazendo com que a mistura de estes componentes não ocorra sem a adição de agentes emulsificantes, os quais permitem que pequenas gotas de óleo fiquem uniformemente dispersas em água, formando então, uma emulsão estável. Os emulgadores agem, conforme esquematizado na figura 7, “quebrando” o óleo mineral em minúsculas partículas conferindo-las cargas repulsivas, impossibilitando-as de se unirem novamente. A quantidade de óleo e emulsificadores na solução varia entre 1 e 20%. Emulsões mais diluídas têm a função de reduzir os efeitos negativos da água, como, por exemplo, o elevado poder de corrosão (NOVASKI & RIOS, 2004).

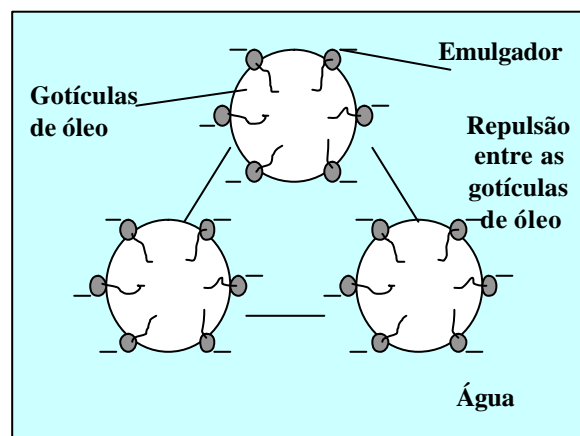


Figura 7 – Esquematização da ação de emulgadores em uma emulsão (Runge & Duarte, 1990 apud Silva, 2000)

Um grande problema relacionado às emulsões está relacionado à estabilidade biológica, pelo fato de que os agentes emulgadores transformam-se em fonte de alimento tanto para bactérias aeróbias quanto anaeróbias, que em grande quantidade degradam o fluido, destruindo suas

propriedades de refrigeração e lubrificação, necessitando descartá-lo. Tal procedimento resulta em despesas adicionais para o processo (NOVASKI & RIOS, 2004).

2.6.1.2.2 Fluidos sintéticos

Esta categoria de fluido é isenta de qualquer tipo de óleo, sendo completamente solúvel em água, formando soluções verdadeiras, com elevada estabilidade microbiológica, não necessitando ser periodicamente descartado devido ao ataque de bactérias. Pelo contrário, a utilização deste fluido, proporciona redução de até 80% de tempo de máquina parada para limpeza e reabastecimento do reservatório (NOVASKI & RIOS, 2004).

Estes fluidos são compostos por elementos químicos, tais como aminas e nitritos que coíbem a corrosão, sabões e agentes umectantes responsáveis pela lubrificação e redução da tensão superficial da água e ainda por bactericidas (EL BARADIE, 1996).

Por apresentarem baixa tensão superficial, estes fluidos têm melhor poder de penetração, atingindo rapidamente a zona de corte e, ao atingirem elevadas temperaturas evaporam sem deixar qualquer resíduo. Além disso, os fluidos sintéticos apresentam outra vantagem em relação às emulsões, no que diz respeito à desnecessidade de removê-lo da peça após a usinagem.

2.6.1.2.3 Fluidos semi-sintéticos

Este tipo de fluido é uma combinação de fluidos sintéticos e emulsões de óleo em água. Atualmente, estes fluidos são compostos majoritariamente por compostos sintéticos, complementados por óleos emulsionáveis numa proporção que varia entre 5 e 30% do total do fluido. Desta forma é possível se obter uma emulsão translúcida, composta por minúsculas partículas de óleo (EL BARADIE, 1996; NOVASKI & RIOS, 2004).

Esta categoria de fluidos combina características dos fluidos sintéticos e das emulsões, visando obter um desempenho mais eficiente que as próprias emulsões, principalmente no que diz respeito a um melhor controle de oxidação e melhor estabilidade microbiológica, todavia, mantendo uma boa capacidade de lubrificação, mesmo possuindo quantidades inferiores de óleos.

A Tabela 1 elaborada por Webster (1995) relaciona algumas características fundamentais dos fluidos de corte já descritos.

Tabela 1 – Caracterização dos fluidos de corte (WEBSTER, 1995)

	Óleo Integral	Emulsões	Sintéticos	Semi-sintéticos
Remoção de calor	1	2	4	3
Lubrificação	4	3	1	2
Manutenção	4	1	3	2
Filtrabilidade	1	2	4	3
Danos ambientais	1	2	4	3
Custo	1	2	4	3
Vida do rebolo	4	3	1	2

Legenda: 1- ruim, 2- bom, 3- ótimo, 4- excelente

2.6.2 Funções dos fluidos de corte no processo de retificação

Segundo El Baradie (1996), a indústrias mecânicas ainda hoje, não selecionam e aplicam fluidos de corte, de modo que possam obter o melhor desempenho. Tal fato resulta em prejuízos para as empresas, pois quando adequadamente aplicado, os fluidos de corte podem aumentar a produtividade e reduzir custos por meio da utilização de altas velocidades de corte e elevadas taxas de avanço. Além disso, uma aplicação eficaz pode aumentar a vida da ferramenta, diminuir a rugosidade superficial, ampliar a precisão geométrica e reduzir a potência consumida pela máquina.

De acordo com Sales et al. (1999), Ebbrell et al. (1999) e Hryniewicz et al. (2000), os fluidos de cortes têm três funções básicas e fundamentais, quando aplicados ao processo de retificação:

- resfriar o conjunto peça-rebolo;
- lavar a zona de retificação retirando os cavacos alojados nos poros do rebolo, evitando, desta forma, o entupimento dos mesmos;
- lubrificar a região de contato peça-ferramenta, reduzindo desta forma a intensidade das forças envolvidas no processo, e também evitando a geração de calor, por meio, principalmente, da minimização dos efeitos tribológicos, oriundos do contato peça-rebolo. Além disso, de acordo com o terceiro autor, a refrigeração é muito importante para evitar a geração de elevados gradientes térmicos, que resultam em perdas dimensionais e de qualidade superficial.

Segundo Malkin (1989) o fluido de corte não deve ser responsável apenas por uma eficiente refrigeração, sendo necessário também que atue no mecanismo de formação de cavaco, favorecendo

o corte (chip formation) e inibindo a ocorrência de deformações plásticas sem remoção de material (plowing). Desta forma é possível reduzir o montante de energia específica de retificação envolvida no processo.

De acordo com Hitchiner (1990) o fluido de corte pode favorecer o corte ao invés do *plowing* através de duas formas:

- mantendo o rebolo afiado, reduzindo o coeficiente de atrito atuante entre peça e ferramenta, possibilitando menor desgaste dos grãos abrasivos;
- pela redução do coeficiente de atrito, que permite que grãos cegos continuem removendo material, possibilitando reduzir as forças de retificação para uma determinada taxa de remoção de material. Este fator trás um duplo benefício: favorecimento do corte e menor energia envolvida e, portanto, mais fácil de ser dissipada.

Segundo El Baradie (1996), as emulsões possuem uma elevada condutibilidade térmica e um alto calor específico, fazendo com que este desempenhe eficientemente a função de refrigerar. Todavia, estes fluidos a base de água não são capazes de lubrificar, ou seja, eles não têm as propriedades necessárias para reduzir o atrito entre peça e ferramenta. Além disso, outra desvantagem em relação a este tipo de fluido está relacionado ao alto poder de corrosão da água, impossibilitando a sua utilização na usinagem de precisão de metais ferrosos.

Uma alternativa bastante interessante em substituição às emulsões são os fluidos minerais (integrais), os quais são caracterizados pelo seu alto poder lubrificante. A condutividade térmica e o calor específico (inferiores aos da emulsão) podem ser melhorados com a incorporação de aditivos. Como consequência da redução do atrito entre peça e ferramenta, tem-se uma remoção facilitada de material, o que reduz a ocorrência de deformações plásticas na peça (EL BARADIE, 1996).

Segundo Torrance (1980) aços temperados devem ser preferencialmente usinados utilizando-se óleos integrais, pelo fato de que as altas taxas de remoção de calor apresentadas pelas emulsões são, neste caso, prejudiciais por interferirem no tratamento térmico do material, gerando tensões internas. A queima superficial pode ser evitada pelo elevado poder de lubrificação, que reduz a energia de retificação e, por consequência, a temperatura na zona de retificação.

2.6.3 Aspectos que afetam a estabilidade dos fluidos de corte aplicados no processo de retificação

a) Óleos integrais: De acordo com Runge & Duarte (1990), a temperatura destes óleos deve ser mantida entre 21 e 24 °C, e deve-se procurar impedir o contato com líquidos estranhos, o que pode resultar na formação de compostos insolúveis. Uma medida que pode ser tomada para aumentar a vida útil destes compostos é a filtração, responsável pela remoção de cavacos e partículas estranhas.

b) Fluidos de corte solúveis em água (emulsões): Runge & Duarte (1990) afirmam que a estabilidade das emulsões dependem fundamentalmente da manutenção das cargas repulsivas entre as gotículas de óleo formadas e dispersas na água. Os fenômenos que afetam esta estabilidade e podem resultar na quebra da emulsão são:

- adição de ácidos e sais, os quais podem anular as cargas repulsivas das gotículas;
- a acidulação da emulsão, devido à absorção CO₂ durante o preparo;
- ataques bacterianos, que além de consumirem emulgadores e agentes corrosivos, produzem subprodutos ácidos resultantes de seu metabolismo, o que ocasiona uma redução do pH da emulsão e minimiza a proteção corrosiva feita por ela;
- a utilização de 'água dura' permite a combinação de cátions de cálcio, magnésio e ferro com sabões, agentes umectantes e emulgadores, permitindo a formação de compostos insolúveis ou até mesmo, a quebra da emulsão. Portanto, na composição de emulsões deve-se utilizar água pura, isenta de impurezas, microorganismos, excesso de cloro e de outras substâncias que alterem o seu comportamento.

De acordo com Runge & Duarte (1990) e Silva (2000) é interessante que faça a medição do pH em intervalos regulares de tempo. O pH é um forte indicativo do índice de ataque bacteriano ocorrido na emulsão, por meio da medição da acidez ou alcalinidade da solução. Além disso, o pH pode detectar a intensidade da perda das propriedades anticorrosivas da solução, já que estas são também afetadas pelos subprodutos ácidos resultantes do metabolismo bacteriano. Segundo os autores, o pH ideal de uma emulsão, visando impedir a proliferação de bactérias, está entre 9 e 10,5.

Além de ocasionar interferências danosas ao processo de retificação, a proliferação de bactérias é responsável ainda por causar irritações na pele do operador, corrosão da máquina, mau cheiro, quebra da emulsão, fazendo com que o fluido de corte perca grande parte da suas

propriedades e camadas de óleo sobrenadante. Os fluidos de corte podem ser contaminados também por fungos, que além de provocarem a formação de camadas sobrenadantes, são responsáveis pelo entupimento de filtros e tubulações. Desta forma, o controle microbiológico das emulsões é fundamental, pois não sendo executado, permite uma degradação acelerada do fluido de corte, reduzindo drasticamente sua vida útil (RUNGE & DUARTE, 1990).

O controle de proliferação de fungos é bastante difícil de ser conseguida, no entanto, o controle de bactérias pode ser facilmente conseguido utilizando-se biocidas regularmente, e verificando seu efeito através do pH e do número de microorganismos presentes na solução. Contudo, a aplicação de biocidas não pode ser feita por meio grandes dosagens no auge da proliferação, pois desta forma, os componentes do biocida irão interferir nas propriedades da emulsão (RUNGE & DUARTE, 1990).

A concentração das emulsões é definida em função do tipo do produto utilizado e de suas aplicações específicas, no entanto uma faixa de valores referentes à concentração é indicada pelo fabricante do produto. Deve-se tomar cuidado para ultrapassar o limite inferior proposto, para que desta forma, não se altere as propriedades lubrificantes e anticorrosivas da emulsão. Normalmente, tal concentração é indicada em termos de proporção entre a quantidade de fluido concentrado e a quantidade de água contida no reservatório, sendo denominado taxa de diluição (RUNGE & DUARTE, 1990).

2.6.4 Manutenção dos fluidos de corte

De acordo com Bienkowski (1993) apud Silva (2000), uma boa manutenção dos fluidos de corte compreende a observação das alterações que ocorrem no sistema de refrigeração, visando encontrar marcas que evidenciem a deterioração do mesmo e também procedimentos periódicos de manutenção, tais como medição do pH, da concentração e contagem de microorganismos. Segundo o autor, qualquer programa de manutenção deve começar pela limpeza da retificadora, das tubulações por onde circulam o fluido e do reservatório. Uma limpeza irregular permite que bactérias fiquem alojadas em cantos vivos e nas tubulações, atacando imediatamente a nova carga de fluido, deteriorando prematuramente.

2.6.5 Procedimentos adotados para descarte dos fluidos de corte

No fluido de corte podem ser encontradas partículas metálicas, na forma de cavacos, oriundas da peça usinada, partículas abrasivas que aparecem devido ao desgaste da ferramenta e partículas de resíduos de sais da água, que se aglomeram com o tempo. Além destas, existem as partículas resultantes da degradação biológica, que combinadas com íons ferrosos dão a emulsão um aspecto acinzentado. Todos estes compostos sólidos são responsáveis por reduzir a eficiência do fluido de corte e, portanto, devem ser extraídos por meio de processos de decantação e filtração positiva (RUNGE & DUARTE, 1990).

No que diz respeito ao descarte de óleos integrais, Runge & Duarte (1990) afirmam que estes podem ser destinados a um novo refinamento, o que normalmente pode ser feito somente por empresas especializadas. Se caso o óleo estiver seco, sem impurezas, com baixa concentração de enxofre e isenção de cloro, a legislação ambiental permite que este seja queimado.

Em relação às emulsões, Runge & Duarte (1990) afirmam que é necessário se fazer uma separação de óleos e outros produtos químicos da água, antes de descartá-la numa rede de esgotos, por exemplo. Normalmente, os fluidos utilizados são vendidos para empresas especializadas, que adicionam ácidos e sais metálicos, formando sabões responsáveis por quebrar a emulsão. Logo, o processo de descarte de emulsões é composto por alguns estágios básicos, sendo eles: quebra da emulsão, separação do óleo e tratamento da água separada.

2.7 A técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL)

Inicialmente vale ressaltar que alguns autores utilizam o termo MQR (Mínima Quantidade de Refrigeração), no entanto quaisquer das duas expressões denominam a mesma técnica de refrigeração/lubrificação na zona de corte.

A instituição de medidas visando proteger o meio ambiente, tal como a norma ISO 14000, fez com que se buscasse métodos alternativos e eficazes de lubrificação e refrigeração do sistema máquina-peça-ferramenta no momento de corte, tornando o processo de retificação mais econômico e ‘ecologicamente responsável’, sem afetar a qualidade final do produto produzido.

Heisel et al. (1998) afirma que a técnica de MQL é um elo de ligação entre a refrigeração convencional e a usinagem a seco, sendo que esta última é bastante negativa no que diz respeito à vida da ferramenta, esforços da máquina e qualidade superficial da peça retificada. Esta técnica caracteriza-se como uma alternativa interessante que combina a utilização de ar comprimido, responsável pela refrigeração, com um baixo consumo de fluido responsável apenas pela

lubrificação da zona de contato peça-ferramenta. Enquanto processos convencionais de lubrificação chegam a utilizar 45-50 litros de fluido por minutos, na MQL esta taxa não passa dos 100 mililitros por hora, ou seja, a vazão é reduzida em algo em torno de 27.000 vezes.

2.7.1 Fatores motivantes para utilização da MQL

A motivação para a utilização desta técnica se concentra na eliminação de todos os problemas associados à utilização de fluidos convencionais, como problemas respiratórios e dermatológicos que atingem os trabalhadores do meio, contaminação de solos e águas, no caso da realização do descarte incorreto, utilização de bactericidas e fungicidas que combinados com outros produtos durante a execução do processo, tornam-se extremamente tóxicos (KÖNIG, 1993) apud (KLOCKE, 2000).

Outro fator motivante para a utilização da técnica de MQL se fundamenta no custo do processo convencional, que segundo Novaski & Dörr (1999), podem chegar a 17% do custo total do processo. Este valor é bastante elevado quando se compara aos gastos associados a ferramentas, que atingem cerca de 4%. Na figura 8 ilustra-se o custo do processo de refrigeração dentro dos custos totais de fabricação, e ainda a distribuição de tais gastos associados à refrigeração.

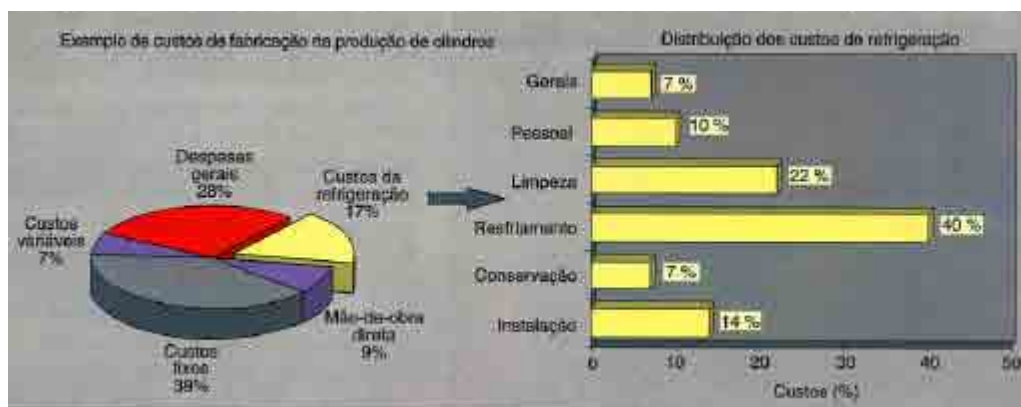


Figura 8 – Porcentagem dos custos referentes à refrigeração no processo de retificação (Novaski & Dörr, 1999)

Além disso, segundo Klocke et al. (2000), a utilização da técnica de MQL melhora em grande escala a imagem da empresa, destacando-a como uma companhia 'ambientalmente consciente', fator responsável por aumentar as vendas desta empresa. Vale ressaltar que os trabalhadores destas empresas, trabalhando num ambiente menos insalubre ganham motivação extra.

2.7.2 Definições da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação

De acordo com Klocke et al. (2000) a ausência de um fluxo de fluido direcionado na interface de contato, dificulta em grande escala a refrigeração e o transporte de cavaco para fora desta região. Na MQL o elemento responsável pela refrigeração é o ar, o qual possui menor capacidade de refrigeração do que as emulsões pelo fato de apresentar menor capacidade térmica específica. Por este motivo são utilizados na MQL óleos com excelente poder de lubrificação, visando compensar o desempenho insuficiente do ar refrigerante.

Portanto, conforme Klocke et al. (2000), a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação pode ser entendida como uma pequena quantidade de óleo lubrificante misturada a um fluxo de ar comprimido, capaz de formar uma névoa que é direcionada a região de contato entre peça e ferramenta. Constatou-se, ainda segundo Klocke et al. (2000) que as boas propriedades lubrificantes do óleo utilizado na MQL são responsáveis por reduzir o atrito, que por sua vez resulta numa redução do calor gerado, mantendo a ferramenta dentro de faixa de temperatura que não prejudique seu desempenho.

Heisel et al. (1998), Dörr & Sahm (2000) e Klocke et al. (2000) listam as vantagens da MQL em comparação a refrigeração convencional, sendo as principais delas:

- utilização de baixa quantidade de fluido de corte que dispensa a instalação de um sistema de circulação;
- materiais de filtragem e reciclagens de manutenção dos lubrificantes podem ser evitados;
- os fluidos de corte consumidos no processo convencional aumentam a necessidade de manutenção e problemas de despejo e descarte;
- as peças obtidas no fim do processo se encontram quase secas, dispensando o processo de lavagem subsequente;
- o baixo conteúdo de óleo misturado aos cavacos não justifica a sua recuperação;
- a aplicação de biocidas e conservantes pode ser eliminada pois a quantidade de óleo existente no reservatório é estimada para um turno de trabalho, sendo portanto, renovada constantemente impedindo que haja tempo para o ataque de bactérias.

Heisel et al. (1998) observaram também que a utilização da técnica de MQL impede o surgimento de gradientes térmicos, responsáveis pela geração de tensões internas. No caso de fluidos convencionais, o calor da superfície é retirado numa velocidade muito maior que em regiões mais próximas do centro, pelo fato da região superficial ser inundada pelo fluxo de fluido. Esta diferença de tempo de resfriamento é responsável pelo surgimento de tensões indesejadas, que prejudicam as propriedades mecânicas do material usinado.

No entanto, pode-se observar também algumas desvantagens da MQL frente à refrigeração convencional, como por exemplo, a necessidade de aquisição de equipamentos capazes de pressurizar o ar e outros tais como coifas responsáveis por fazer a retirada de poluentes em suspensão no ar. Atenção especial deve ser dispensada também ao barulho gerado pelo fluxo de ar e pelo contato entre peça e ferramenta, que põe em risco a saúde do trabalhador e prejudica a comunicação durante a execução do processo (NOVASKY & DÖRR, 1999, KLOCKE et al., 2000).

Heisel et al. (1998) e Novasky & Dörr (1999) recomendam o uso de óleos de viscosidade elevada com aditivos anti-névoa afim de evitar que partículas poluentes fiquem suspensas no ar. Além disso, os óleos utilizados devem ser 'ambientalmente corretos', ou seja, isentos de solventes e de compostos que contenham flúor, no entanto, com alta capacidade de remoção de calor. Os óleos que melhor atendem tais requisitos são os de origem vegetal e por isso eles têm sido cada vez mais empregados.

2.7.3 Análise do desempenho da técnica de MQL na retificação

Hafenbraedl & Malkin (2001) aplicaram a técnica de MQL no processo de retificação interna de mergulho, caracterizada pelo elevado grau de dificuldade de posicionamento dos bocais de lubrificação, devido ao espaço limitado para acesso a zona de retificação e também devido à dificuldade na remoção dos cavacos formados. Os corpos de prova foram feitos de aço AISI 52100 temperado e com dureza média de 60 HRc e retificados com um rebolo convencional de óxido de alumínio. Executado o trabalho, os pesquisadores puderam concluir que no que diz respeito à lubrificação, a MQL tem desempenho superior ao óleo solúvel convencional. Com isso, a MQL foi capaz de proporcionar energia específica mais baixa, reduzindo a potência de retificação, melhor acabamento superficial, e ainda proporcionando redução significativa do desgaste do rebolo, verificado por meio da obtenção de uma relação G mais alta. Os pesquisadores observaram que a principal desvantagem da MQL refere-se ao resfriamento insuficiente da peça, causando dilatações térmicas e dificuldade com o controle dimensional. No entanto, tal problema pode ser amenizado utilizando-se uma ferramenta superabrasiva, capaz de executar uma dissipação de calor muito mais eficaz.

Klocke et al. (2000) afirmam que a técnica de MQL é bastante ineficaz no que diz respeito à qualidade superficial da peça usinada, devido principalmente a dificuldade na remoção de calor da zona de retificação.

Silva et al. (2004) empregaram a técnica de MQL no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido. Utilizou-se como ferramenta

abrasiva um rebolo convencional de Óxido de Alumínio (Al_2O_3) e um superabrasivo de CBN. Além da MQL, eles utilizaram o método de refrigeração convencional, caracterizado pela alta vazão e baixa pressão de aplicação, como meio de avaliar e comparar o desempenho de cada metodologia de refrigeração/lubrificação.

O lubrificante utilizado no processo de MQL foi o LB 1000 da empresa ITW Chemical Products Ltda. A velocidade de aplicação do ar foi de 30 m/s, visando equipará-la a velocidade tangencial de corte do rebolo e a vazão do lubrificante foi de 60 ml/h. já para o processo de refrigeração convencional, utilizou-se uma emulsão semi-sintética com vazão de 8,4 l/min.

Baseando-se em tais parâmetros, Silva et al. (2004) obtiveram resultados bastante satisfatórios quando do emprego da técnica de MQL, visualizados por meio da análise das variáveis, que em sua totalidade foram melhores do que as obtidas no processo de refrigeração convencional. Os valores de rugosidade (R_a) e do desgaste diametral do rebolo sofreram sensível queda, comprovando a excelente capacidade de lubrificação deste processo. Não obstante, observou-se também queda na força tangencial de corte e na energia específica quando comparados à condição convencional de refrigeração.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo será feita uma descrição de todos os equipamentos e materiais empregados e também dos procedimentos e análises adotados no transcorrer do desenvolvimento do trabalho. Tais procedimentos tinham o objetivo de permitir a captação das variáveis de saída da melhor forma possível, separando-as do maior nível possível de qualquer tipo de interferências. As variáveis de saída analisadas foram força tangencial de corte, energia específica e emissão acústica, captadas por meio da instalação de sensores na máquina, sendo portanto captadas de maneira direta e outras que exigiram medições nos corpos de peças retificados, como desgaste diametral do rebolo, rugosidade e circularidade, consideradas variáveis indiretas.

Vale ressaltar que, neste capítulo será feito ainda um detalhamento de todos os parâmetros de entrada utilizados, tais como tipos de aplicação de fluido de corte (convencional, otimizado e MQL), tipo de ferramenta empregada e parâmetros de usinagem, como avanço e tempo de *spark-out*.

Todo o trabalho de experimentação foi desenvolvido no Laboratório de Usinagem por Abrasão (LUA) da Faculdade de Engenharia da UNESP, *Campus* de Bauru. Neste mesmo laboratório foi feita a análise das variáveis de saída, sendo elas, rugosidade, circularidade e desgaste diametral do rebolo, e a ainda a compilação de dados que permitiu a confecção deste trabalho.

3.1 Equipamentos utilizados

Os ensaios experimentais foram executados na retificadora cilíndrica CNC, modelo RUAP 515 H-CNC da SulMecânica. Elaborou-se dois programas CNC para este trabalho. O primeiro deles visava ‘uniformizar’ a peça tornando-as padronizadas antes de submetê-las ao processo de usinagem. Nesta uniformização apenas fina camada superficial era retirada. O segundo programa era responsável pela usinagem dos corpos de prova.

A rugosidade foi medida utilizando-se um rugosímetro Surtronic³⁺, da marca Taylor Hobson, ajustado para um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm e calibrado para fazer a medição do parâmetro R_a (referente à rugosidade média aritmética).

Para a medição dos desvios de circularidade utilizou-se o medidor de circularidade TAYROND 31C, da marca Taylor Hobson.

O monitoramento do sinal de emissão acústica foi feito por meio de um sensor modelo DM42, fabricado pela Sensis, fixado ao cabeçote. Além da aquisição do sinal, este sensor foi também responsável por fazer a seleção de filtros de frequência, armazenar e recuperar os parâmetros de configuração. Este equipamento foi interligado a um sistema de aquisição de dados gerenciado por um computador processando o software *LabView 6.1*. O sinal de emissão acústica obtido para análise, já filtrado e amplificado, era calculado pelo sistema na forma de valor médio quadrático RMS (Root Mean Square).

O equipamento utilizado para a implementação da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) foi o *Accu-lube*, da marca ITW *Chemical Products* Ltda. Este sistema tem seu funcionamento baseado num método pulsante de fornecimento de óleo. Além disso, ele permite que a regulagem da vazão do ar comprimido e do óleo lubrificante sejam feitas separadamente.

3.2 Parâmetros de entrada

3.2.1 Material do corpo de prova

O material dos corpos de prova foi o aço VC-131 temperado e revenido com dureza de 62 HRc, o qual classifica-se como um aço ligado para ferramentas, destinado a trabalhos a frio e caracteriza-se por sua elevada estabilidade dimensional, possuindo excepcional resistência à abrasão e excelente estabilidade de gume. Estas propriedades são conseguidas por meio dos tratamentos térmicos de têmpera e revenimento. Deve-se ressaltar que as propriedades mecânicas mais usualmente exploradas na caracterização dos aços são o limite de resistência à tração, o limite de escoamento, a resistência à fadiga, a dureza, o alongamento e a estricção.

Este material possui como principais constituintes os seguintes elementos: 2,1% C, 0,3% Mn, 11,5% Cr, 0,7% Mo, 0,2% V e Fe em balanço, conforme tabela da Villares, fornecedora deste material.

Na Figura 9 pode-se observar um perfil do corpo de prova com suas dimensões finais. Observa-se que ambas regiões a serem retificadas, apresentam uma largura de 3 mm, que é um pouco menor que a dimensão do diâmetro do bocal de saída de fluido de corte otimizado.

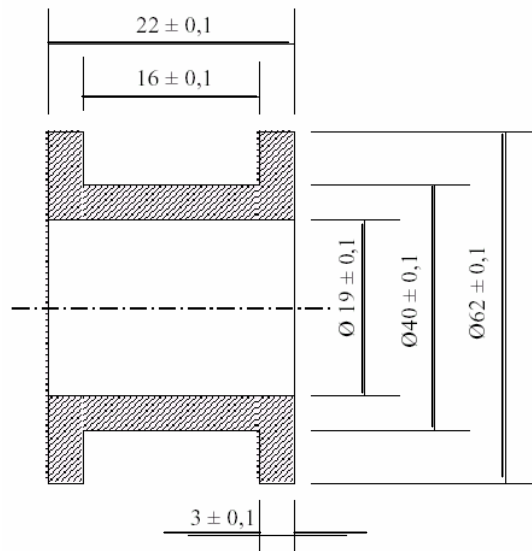


Figura 9 – Vista com corte do corpo de prova com as dimensões definitivas

3.2.2 Ferramenta empregada

Os ensaios foram realizados com um rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) com as seguintes características: 355,6 x 25,4 x 127 - FE 38A60KV, fabricado pela NORTON.

3.2.3 Fluidos de Corte

Neste trabalho, utilizou-se nos processos de refrigeração convencional e otimizado um óleo emulsionável de base vegetal (a base de ésteres sintéticos), com especificação DMS 3200 F-1. Vale salientar que este tipo de fluido é também conhecido como óleo solúvel. Optou-se pela utilização de um óleo emulsionável pelo fato deste se apresentar como uma alternativa bastante promissora adequada para processos de usinagem de aços endurecidos. A grande vantagem do óleo emulsionável vegetal à base de ésteres é que o mesmo apresenta alta lubricidade, aliado a um alto poder de refrigeração (CATAI, 2004).

Para a execução da MQL utilizou-se o óleo lubrificante LB-1000 da marca ITW Chemical Products Ltda.

3.2.4 Bocais para aplicação de fluido de corte

Utilizou-se nesta pesquisa três métodos distintos de lubri-refrigeração sendo que em cada um deles empregou-se um bocal distinto.

O primeiro método de lubri-refrigeração empregado foi o da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL). Para execução de tal método desenvolveu-se um bocal com seção retangular que permitia melhor eficácia de lubrificação na zona de corte. Este bocal foi posicionado a uma distância de aproximadamente 50mm da interface de contato peça-ferramenta. Confeccionado o bocal, executou-se cálculos objetivando-se obter uma relação de 1:1 entre a velocidade do ar comprimido e a velocidade tangencial do rebolo, definida em 30 m/s. A relação unitária de velocidades é necessária para que a penetração da mistura ar comprimido-óleo se dê sem interferências. A medição da vazão de ar comprimido foi feita por meio de um medidor de vazão e um regulador de pressão com filtro do tipo turbina. Este medidor de vazão foi conectado a uma rede de ar vinda de um compressor, fornecendo a leitura digital da vazão em m^3/h . Tal equipamento foi calibrado por Silva et al. (2004) para trabalhar a uma pressão de 8 kgf/cm^2 , mantida constante durante a execução de todos os ensaios. A vazão de ar definida por meios dos cálculos foi de $12 \text{ m}^3/\text{h}$.

As vazões do óleo lubrificante adotadas em ensaios preliminares foram de 40 ml/h, 60 ml/h e de 100ml/h, sendo que a que apresentou melhor desempenho foi a de 60 ml/h. As medições de vazões do óleo foram feitas acoplado-se uma proveta graduada no orifício de saída do bocal. O controle das vazões do óleo e do ar foi feito por registros de agulha existentes no interior do equipamento utilizado.

O bocal utilizado na aspersão de MQL pode ser visualizado na figura:



Figura 10 – Bocal confeccionado para aspersão de Mínima Quantidade de Lubrificante.

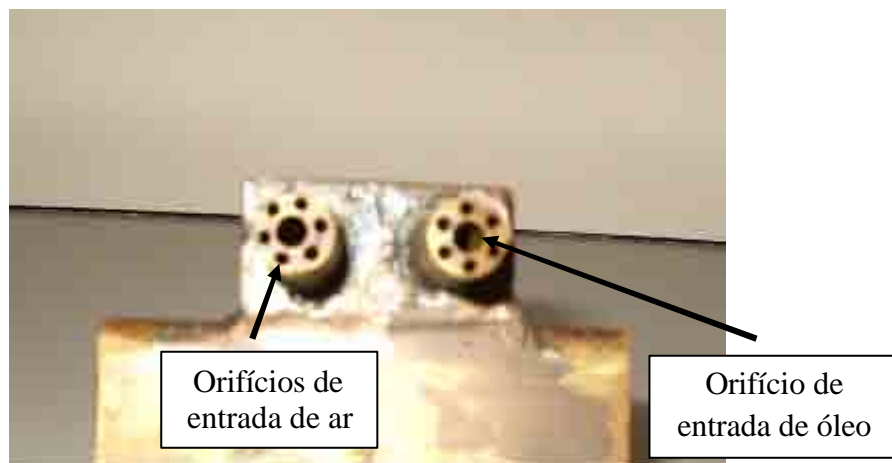


Figura 11 – Detalhamento dos orifícios de entrada de ar e lubrificante no bocal MQL.

O segundo método empregado foi o de lubri-refrigeração otimizado, o qual é composto basicamente por um bocal otimizado, cujo modelo foi proposto por Webster (1995) e pode ser verificado na figura 12:

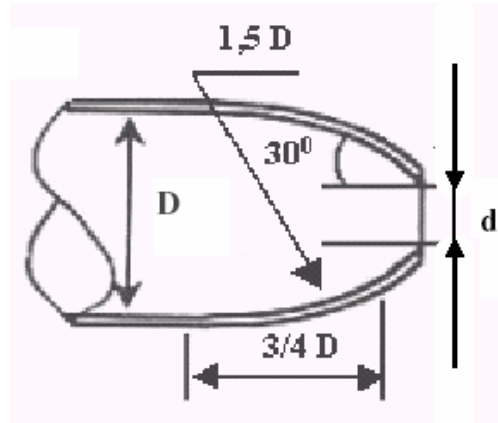


Figura 12 – Modelo de bocal otimizado proposto por Webster (1995)

O diâmetro do bocal foi escolhido após a execução de ensaios preliminares e consultas a trabalhos já executados. Optou-se pelo bocal de 4 mm, pelo fato de que a bomba de aplicação de fluido de corte disponível no laboratório possibilitava a obtenção da relação unitária de velocidade apenas com a utilização deste bocal. O bocal pode ser visualizado na figura 13:



Figura 13 – Bocal utilizado no método de lubri-refrigeração Webster.

Na figura 14 pode-se observar o processo de retificação de um corpo de prova, aplicando-se o método otimizado de lubri-refrigeração.

Registro
Controlador
de Vazão



Figura 14 – Visualização do processo de retificação utilizando-se um bocal otimizado

A calibração da vazão podia ser feita por meio do ajuste do registro de esfera posicionado acima do bocal de saída. Este registro pode ser visto na figura 14, na qual se encontra totalmente aberto. O valor da vazão de 22,6 l/min e pressão de 5 kgf/cm² para que a velocidade atingisse 30 m/s era aferido e mostrado no display do aparelho medidor de vazão da empresa Contech (modelo SVTG), conectado logo na saída da bomba. Este medidor de vazão tem seu funcionamento baseado na captação por um sensor de um campo magnético gerado em função da rotação da turbina. Este sensor converte o campo em dados que podem ser visualizados no display do medidor.

O terceiro método de lubri-refrigeração empregado neste trabalho foi o convencional, caracterizado pela aplicação de fluido de corte a alta vazão (44 l/min) e baixa pressão (5 kgf/cm²) e velocidade de 30 m/s. Este bocal é composto por dois bicos difusores, sendo que cada um deles possui um orifício de saída circular com 6,3 mm de diâmetro.

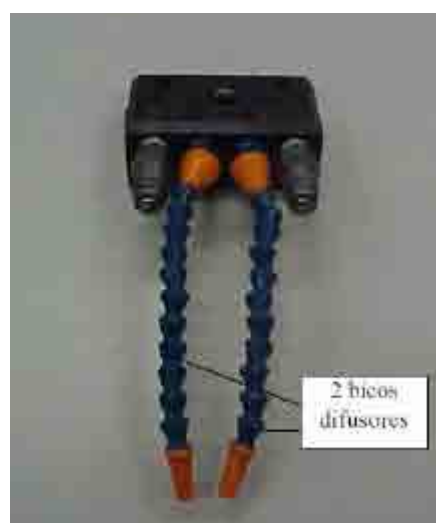


Figura 15 – Bocais utilizados no método de lubri-refrigeração convencional (CATAI, 2004).



Figura 16 – Visualização do processo de retificação empregando-se o método convencional de lubri-refrigeração.

3.3 Procedimentos pré-ensaios

Abaixo será feito um detalhamento dos procedimentos executados anteriormente, ou até mesmo durante a execução de ensaios.

3.3.1 Confeção dos corpos de prova

A elaboração dimensional e geométrica dos corpos de prova foi feita visando o melhor aproveitamento do mesmo para a realização dos ensaios, e ainda objetivando obter praticidade na substituição destes após a realização de cada ensaio. Os corpos de prova foram confeccionados na Oficina Mecânica da UNESP de Bauru, respeitando as tolerâncias pré-estabelecidas, conforme desenho do corpo de prova.

3.3.2 Dressagem do rebolo

Neste trabalho, empenhou-se ao máximo para que as operações de dressagem fossem mantidas constantes e não influenciassem nas variáveis de saída do processo.

O rebolo foi afiado com um dressador tipo *fliese*, sendo que a penetração deste na superfície de corte do rebolo a cada passada foi de 4 μm .

3.3.3 Preparação dos fluidos de corte

O fluido de corte sintético (empregado nos métodos de lubri-refrigeração otimizado e convencional) tinha uma concentração de 5% e pH próximo de 9,0. Adotou-se tais valores por recomendação dos fabricantes. Para a medição da concentração utilizou-se um refratômetro manual de bolso, modelo N-1E, da ATAGO. Já o pH pode ser aferido utilizando-se um peagâmetro portátil, modelo Checker, da Hanna. É importante salientar que estes dois equipamentos foram previamente calibrados no Laboratório de Química da UNESP, campus de Bauru.

3.3.4 Classificação dos ensaios

Neste trabalho retificou-se 45 corpos de prova, sendo que os 15 primeiros foram submetidos à técnica de MQL, nos 15 seguintes empregou-se o método de lubri-refrigeração otimizado e nos 15 restantes o método convencional. Dentro de cada categoria de lubri-refrigeração empregou-se três tempos de *spark-out*, sendo eles 2, 6 e 12 segundos, o que implica num total de 5 repetibilidades para cada combinação tempo de *spark-out* e método de lubri-refrigeração. Na tabela 2 pode ser melhor visualizada a classificação dos ensaios elaborada para este trabalho:

Tabela 2 – Classificação e cronologia dos ensaios

Ensaio	Tempo de Spark-out	Método de Lubri-refrigeração
1	2	MQL
2	6	MQL
3	12	MQL
4	2	Otimizado
5	6	Otimizado
6	12	Otimizado
7	2	Convencional
8	6	Convencional
9	12	Convencional

3.4 Procedimento para captação, medição e monitoramento das variáveis de saída

O banco de ensaios montado para a execução dos ensaios foi composto de uma retificadora cilíndrica da marca SULMECÂNICA, modelo RUAP 515 H-CNC, na qual estão instalados alguns acessórios necessários para a pesquisa como o medidor de vazão de fluido de corte, o sistema de MQL e os bocais otimizado e convencional para a saída do fluido. A retificadora pode ser visualizada na figura 17:



Figura 17 – Retificadora cilíndrica SULMECÂNICA com CNC (Comando Numérico Computadorizado).

3.4.1 Descrição do método de aquisição da força tangencial de corte e energia específica de retificação

A força tangencial de corte (F_{tc}) foi medida por meio da determinação da rotação da ferramenta abrasiva (n) e da potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do eixo árvore do rebolo. Esta potência foi obtida via monitoramento dos valores de tensão e corrente elétrica durante a execução dos ensaios. A captação foi feita utilizando-se um circuito condicionador de sinais, responsável pela aquisição e transformação dos valores de corrente elétrica, tensão elétrica e rotação do motor em sinais de tensão elétrica compatíveis, para então serem enviados a uma placa de aquisição de dados A/D e posteriormente serem manipulados por um software de aquisição, desenvolvido utilizando-se o LabView 6.1, da National Instruments. Os dados capturados chegam

até uma placa de conversão de dados, que os convertem do modo analógico para o digital. A placa utilizada foi uma PCI-6111E de 12 bits da National Instruments, instalada num microcomputador do tipo PC *Pentium* III, 700 MHz. O programa elaborado no LabView 6.1 comanda a placa A/D durante a aquisição, salvando os dados dos canais de entrada das variáveis de saída em arquivo do tipo binário I16. Executando-se o programa com equações de calibração previamente estabelecidas pode-se então calcular a força tangencial de corte F_{tc} . Observa-se que a força tangencial de corte efetiva é obtida subtraindo-se a força tangencial em vazio. Vale ressaltar que o processo de calibração da potência elétrica foi desenvolvido pelo grupo de usinagem por abrasão da Faculdade de Engenharia de Bauru da UNESP.

Efetuuou-se a medição da rotação do rebolo durante os ensaios por meio de um encoder industrial blindado analógico, marca Abraf com capacidade de medição de até 3000 rpm, faixa de tensão de 0 à 10V (modelo TH 10 R 3000, fabricado pela Abraf Indústria e Comércio LTDA), fixado ao eixo do motor da retificadora por um acoplamento flexível, como pode-se observar na figura 18:

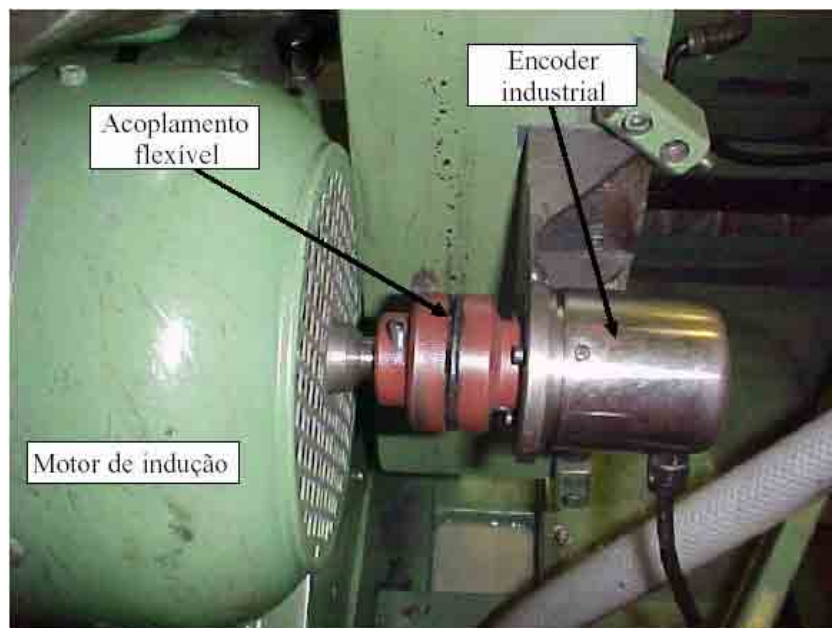


Figura 18– Encoder responsável pela medição da rotação do rebolo (Catai, 2004)

Os valores obtidos em tempo real da rotação do rebolo durante todos os ensaios foram armazenados pelo programa de aquisição de dados.

Os resultados das forças tangenciais de corte foram calculados posteriormente com o programa MatLAB 6.5, utilizando-se os valores de potência mecânica do motor de acionamento do rebolo e da rotação do mesmo. Para isto, necessita-se do torque que pode ser obtido por meio da equação 14:

$$T = \frac{P_{MEC}}{\frac{n_s \cdot P}{30}} \quad (14)$$

onde:

T é o torque e

n_s é a rotação do rebolo.

Obtido o torque pode-se calcular o valor da força tangencial de corte por meio da seguinte equação:

$$F_{tc} = \frac{2 \cdot T}{d_s} \quad (15)$$

Desta forma, é possível verificar que esta variável de saída é medida constantemente em tempo real durante a execução dos ensaios. Os resultados das forças tangenciais de corte são apresentados na forma de gráficos, em que cada ponto corresponde a uma média aritmética dos valores máximos (picos) de solicitação do rebolo, extraídas dos ensaios executados sob as mesmas condições de usinagem.

Já a medição da emissão acústica (EA) pôde ser feita através de um aparelho da marca Sensus, modelo DM 42 com tratamento de sinal e um sensor de EA acoplado no cabeçote móvel da retificadora próximo a contra-ponta. Estes equipamentos são capazes de monitorar em tempo real o sinal de emissão acústica por meio do seu valor médio quadrático (RMS). A captação do sinal era feita da seguinte forma: o sensor acústico acoplado na contra-ponta detectava as variações das tensões de deformação e enviava-as em seguida para o módulo de EA, que as convertia em tensões elétricas. O módulo enviava o sinal destas tensões elétricas até a placa de aquisição instalada no microcomputador de maneira direta sem a necessidade de nenhum tipo de manipulação de dados. Optou-se pelo posicionamento do sensor de EA o mais próximo possível da peça, impossibilitando o surgimento de interferências.

Após a realização dos ensaios preliminares e consultas a outros trabalhos, calibrou-se o aparelho de medição com os valores abaixo, visando obter um sinal de qualidade, livre de saturação.

ganho de sinal = 2 dB;

redução de ruído = 30 dB;

ganho de entrada = 4 dB;

constante de tempo = 1 ms.

Vale ressaltar que estes parâmetros foram mantidos constantes durante a execução de todos os ensaios.

Na figura 19 pode-se visualizar o sensor de EA e sua disposição na máquina retificadora.



Figura 19 – Equipamento de Emissão Acústica e sensor de EA acoplado na contra-ponta

Os resultados de emissão acústica (RMS) são apresentados na forma de gráficos. Cada ponto corresponde a uma média aritmética dos pontos máximos obtidos para cada um dos 10 ciclos de retificação, nas cinco repetibilidades de cada ensaio efetuado sob as mesmas condições de usinagem.

O programa de aquisição de dados desenvolvido para este trabalho teve a função de fazer a aquisição em tempo real dos valores da rotação instantânea do rebolo, da potência elétrica do motor e da emissão acústica (RMS) do sistema. Os valores adquiridos para cada ensaio foram armazenados em arquivos de dados para posterior processamento e confecção dos gráficos dos resultados.

A Figura 20 apresenta a tela principal do programa de aquisição de dados desenvolvido no programa LabVIEW 6.1.

Destaca-se que com os valores de tensões lidos no módulo de potência, calculou-se a potência elétrica para que em seguida fosse possível calcular a potencia mecânica. Já a rotação foi calculada em função dos valores de tensão (V) lidos no encoder, conforme a equação abaixo representada:

$$RPM = 2,6313.V^2 + 270,75198V + 7,5303 \quad (16)$$

Em que RPM representa a rotação do rebolo balanceado.

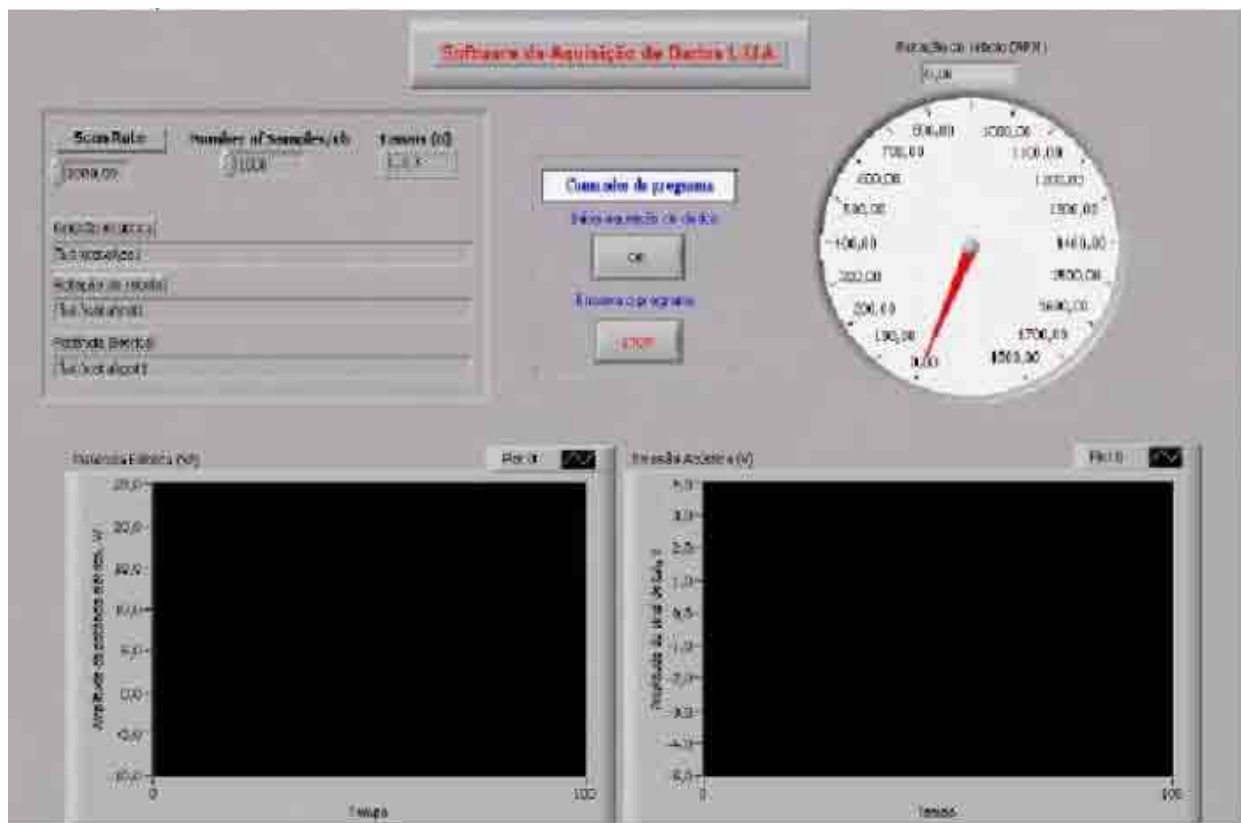


Figura 20 - Tela do programa de aquisição de dados das variáveis de saída monitoradas durante o processo de retificação

A figura 21 mostra o banco de ensaios montado para a aquisição de dados da operação de retificação.

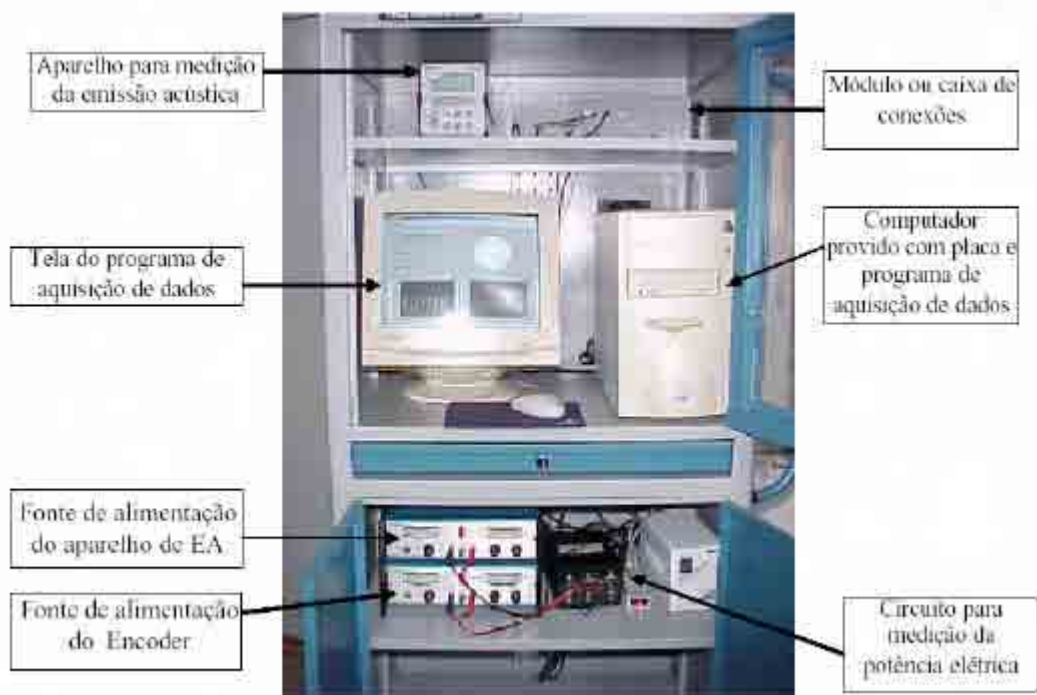


Figura 21 – Banco de ensaios montado para o monitoramento das variáveis de saída

3.4.2 Procedimentos padrões executados antes de cada ensaio

- Escolhia-se o tempo de *spark-out* e método de lubri-refrigeração de acordo com o número do ensaio a ser executado, baseando-se na tabela 2;
- Posicionava-se o bocal a uma distancia vertical de 50 mm da interface de contato e ainda direcionava-o para a região (faixa) do rebolo utilizada no processo. Destaca-se que entre uma dressagem e outra, realizava-se a retificação de 3 corpos de prova, verificando-se portanto que o perfil do rebolo dividia-se em 3 faixas;
- Verifica-se a concentração e o pH do fluido de corte (para os métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração), mantendo-o sempre constante, visando evitar uma interferência destes fatores nos resultados obtidos;
- Programação dos parâmetros de corte do CNC da retificadora.

3.4.3 Procedimentos executados durante a realização dos ensaios

Neste item será feito um detalhamento dos procedimentos empregados para a execução dos ensaios.

1º Passo – Dressagem da ferramenta abrasiva aplicando-se a mesa uma velocidade constante, retirando-se do rebolo 4 μm por passada do dressador. Repetiu-se as passadas até que se retirasse 500 μm do raio, ou ainda, 1mm do diâmetro do rebolo.

2º Passo – Fixação do corpo de prova no mandril, acoplado-o em seguida na máquina retificadora. Feito isso, deslocava-se manualmente o rebolo levando-o para a posição (faixa) de retificação.

3º Passo – Iniciação do programa CNC da máquina para que este efetuasse uma uniformização inicial das peças, eliminando-se desta forma imperfeições e distorções que pudessem estar presentes nas mesmas. Neste processo de uniformização das peças, retirava-se 0,2 mm do diâmetro de cada peça (por meio de 2 ciclos de retificação). Executando-se este processo, garantia-se que as condições iniciais de corte fossem padronizadas. Com isto, as peças que foram fornecidas com medidas em torno de 62 mm diminuía seus diâmetros para cerca de 61,8 mm.

4º Passo – Inicialização do programa de aquisição de dados que faziam o monitoramento dos 10 ciclos de retificação (denominados ciclos de desgaste) alternados com períodos de *spark-outs*. Cada ciclo de retificação removia 0,1 mm do diâmetro da peça, com uma velocidade de mergulho de 1,5 mm/min, totalizando ao final do processo de retificação uma redução de aproximadamente 1 mm do diâmetro externo desta.

5º Passo – Concluído o processo de retificação, retirava-se a peça e fixava-se um novo corpo de prova. Um deslocamento lateral do rebolo era necessário neste instante para que a retificação se desse em outra região (faixa) do perfil do rebolo. Este deslocamento era necessário para que todo o perfil do rebolo fosse utilizado, permitindo a retificação de 3 corpos de prova antes da execução da operação de dressagem.

6º Passo - Após a retificação dos corpos de prova, verificou-se a presença de sulcos no perfil do rebolo, conforme pode-se observar na figura 22. Vale ressaltar que os ensaios na superfície do rebolo foram sempre realizados da direita para a esquerda, ou seja, a primeira peça era feita na extremidade direita do rebolo, a segunda no centro e a terceira no lado esquerdo da ferramenta.

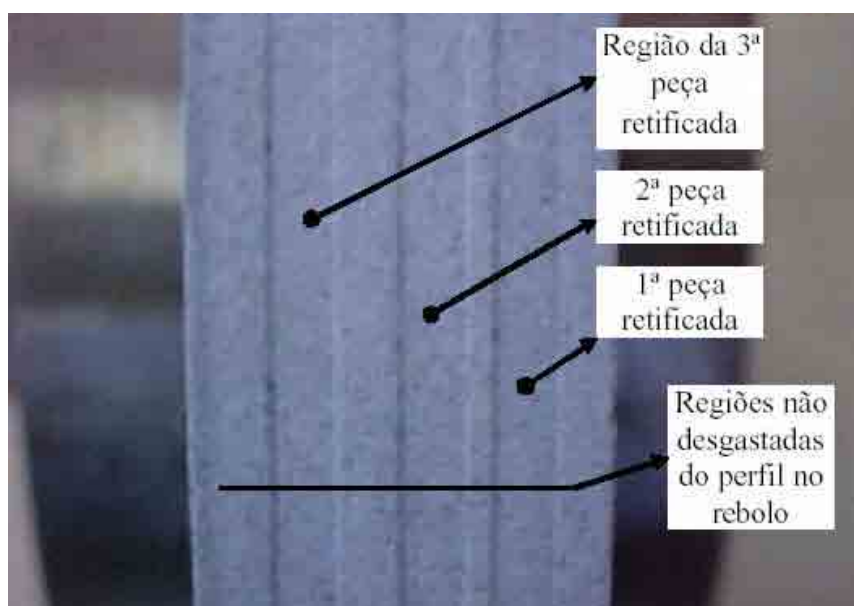


Figura 22 – Perfil do rebolo com a presença de regiões desgastadas

7º Passo – Estando o rebolo desgastado, após a retificação de 3 peças, fixava na retificadora um tarugo de aço ABNT 1020 sobre o qual avançava-se o rebolo 500 µm em seu raio, imprimindo, desta forma, o perfil da ferramenta abrasiva na superfície do tarugo, conforme ilustrado na figura 23. Cada tarugo recebeu duas impressões, sendo que cada uma delas ilustra o desgaste obtido para três corpos de prova. Desta forma em cada tarugo foi registrado o desgaste do rebolo obtido para a retificação de seis peças (ensaios).

8º Passo – Após a marcação do perfil no tarugo, retirava-se o mesmo da retificadora e executava-se novamente os passos de 1 a 7, modificando, se necessário, o tempo de *spark-out* ou o método de lubri-refrigeração.

Após a realização dos 45 ensaios, deu-se início a medição das variáveis de saída obtidas de modo indireto, ou seja, aquelas que não puderam ser obtidas durante a execução dos ensaios. A

seguir serão descritos os procedimentos adotados para a realização das medições das variáveis de saída.



Figura 23 – Tarugo contendo as impressões do perfil do rebolo

3.4.4 Procedimentos adotados para a medição das variáveis de saída pós-ensaios

Aqui será feito um detalhamento dos procedimentos adotados para a medição das seguintes variáveis de saída: rugosidade, circularidade e desgaste diametral do rebolo.

3.4.4.1 Medição da Rugosidade

Para efetuar as medições de rugosidade das superfícies retificadas, representado pelo parâmetro Ra, utilizou-se um rugosímetro Taylor Hobson, modelo Surtronic 3+, ajustando-o para um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm. Vale salientar que a medição foi realizada na direção perpendicular à superfície de retificação e que o raio da ponta do diamante do medidor de rugosidade foi de 0,2 μm .

Para a realização das medições fixou-se a peça em um mandril, o qual por sua vez foi preso em uma base prismática.

Executou-se 5 medições em cada peça, sendo estas feitas em regiões distintas e equidistantes. Com estes valores foi possível obter uma média aritmética e também um desvio padrão, podendo-se então, disponibilizar os resultados referentes à rugosidade na forma de gráficos de barras. Tais gráficos serão apresentados no capítulo 4.

3.4.5.2 Medição dos desvios de Circularidade

As medidas dos desvios de circularidade foram feitas utilizando-se uma máquina específica para controle de tolerâncias geométricas e de forma, denominada TALYROND 31 C, da marca Taylor Robson, a qual pode ser visualizada na figura 24.

Antes de cada ensaio as peças foram limpas com Tetracloreto de Carbono, responsável pela remoção de pequenas partículas que podiam interferir nos resultados.

As peças eram inicialmente fixadas no aparelho através das castanhas da placa. Depois de fixada a peça, aproximava-se o apalpador, conforme figura 25 e então executava-se três medições em três posições distintas do apalpador, executando o deslocamento de 0,5 mm da haste no eixo Z (vertical) da máquina. O perfil da circularidade da peça foi apresentado na tela do microcomputador, como apresentado na figura 26.

Os resultados referentes aos desvios de circularidade que serão apresentados no capítulo 4, estarão dispostos na forma de gráficos de barras com seus respectivos desvios padrões, sendo que cada barra corresponde a uma média aritmética dos valores obtidos nas 5 repetibilidades de cada condição de usinagem.



Figura 24 – Medidor de desvios de circularidade



Figura 25 – Medição dos desvios de circularidade do corpo de prova

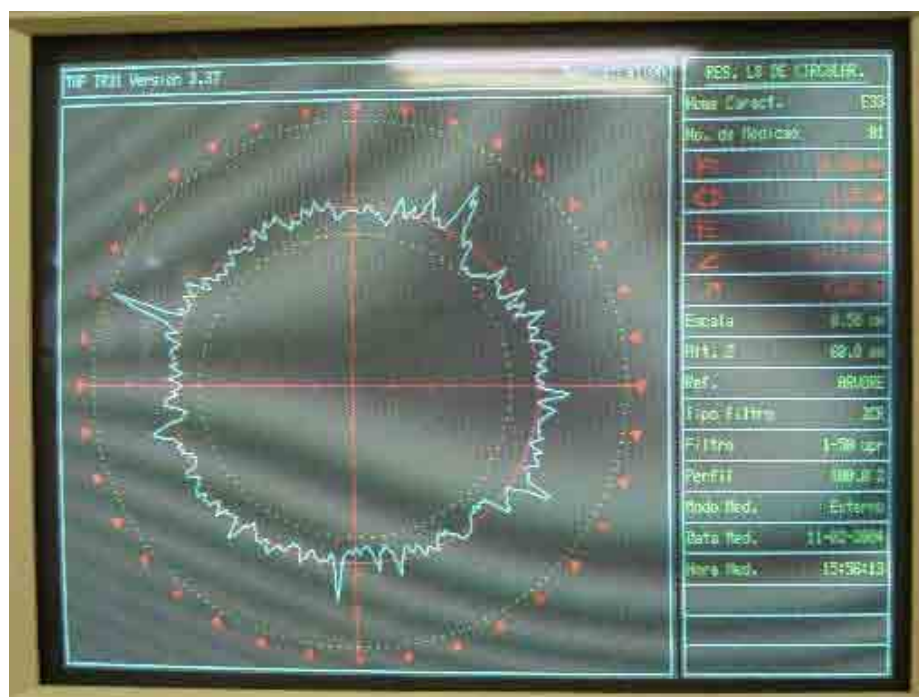


Figura 26 – Tela do microcomputador apresentando os resultados de circularidade

3.4.5.3 Medição do Desgaste Diametral do Rebolo

A medição desta variável foi executada nos tarugos contendo as impressões do perfil do rebolo desgastado, cujo procedimento de marcação já foi descrito anteriormente. No perfil do rebolo havia três faixas mais desgastadas onde se processou a retificação das peças. Desta forma formava-se um degrau entre a região desgastada e a não desgastada, denominado desnível. Este desnível pode ser definido como desgaste radial do rebolo.

O desgaste foi médio utilizando-se um aparelho TESA digital, modelo TT60, com precisão de 0,1 μm . Na figura 27 pode-se visualizar o aparelho TESA durante a medição do desgaste do rebolo impresso no tarugo de aço ABNT 1020. O tarugo foi acomodado sobre um prisma e colocado na mesa de um projetor de perfil que se deslocava micrometricamente a fim de facilitar a medição do desnível formado entre a região desgastada e a não utilizada do tarugo. Este desgaste (desnível) foi medido por um apalpador, como pode ser visto na figura 28, em cinco regiões equidistantes do tarugo.

Os resultados obtidos para esta variável, apresentados no capítulo 4, estão dispostos na forma de gráficos de barras com seus respectivos desvios padrões, em que cada barra representa uma média aritmética dos valores obtidos nas cinco repetibilidades de cada condição de usinagem.



Figura 27 – Aparelho TESA para medição do desgaste do tarugo



Figura 28 – Apalpador percorrendo região de desnível

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão expostos os resultados obtidos para todas as variáveis de saída analisadas neste trabalho.

Ressalta-se que para as variáveis analisadas por meio de gráficos de barra, calculou-se os respectivos desvios padrões, os quais foram plotados juntamente com os valores médios reais das cinco repetibilidades executadas.

4.1 Força tangencial de corte

Neste item são apresentados os resultados das forças tangenciais de corte (N) e das energias específicas de retificação (J/mm^3) em função do número de ciclos de retificação, variando-se os tempos de *spark-out* e os métodos de lubri-refrigeração empregados.

Nas Figuras 29, 30 e 31 demonstra-se a influência dos diferentes tempos de *spark-out* e dos tipos de lubri-refrigeração (convencional, otimizada e MQL) nas forças tangenciais de corte.

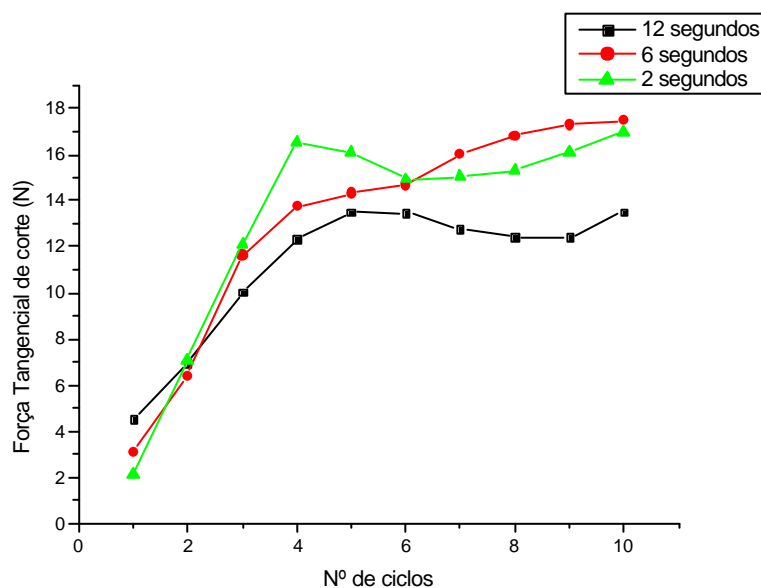


Figura 29 - Influência do tempo de *spark-out* na força tangencial de corte mediante a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação

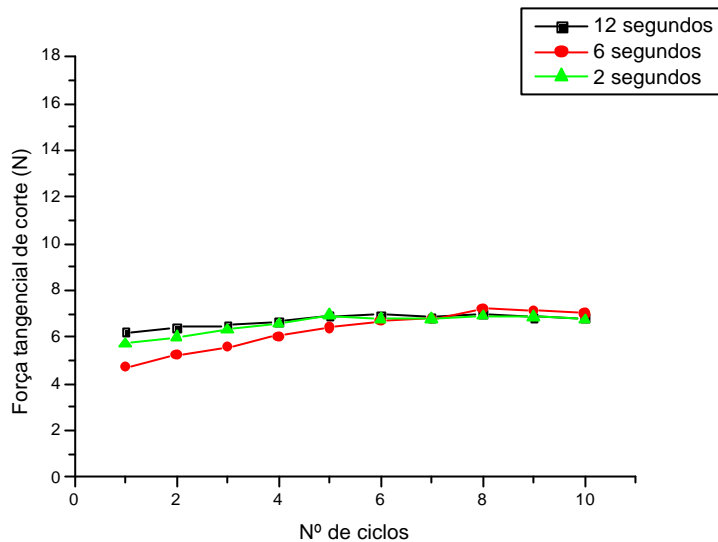


Figura 30 - Influência do tempo de *spark-out* na força tangencial de corte mediante o emprego do método otimizado de lubri-refrigeração

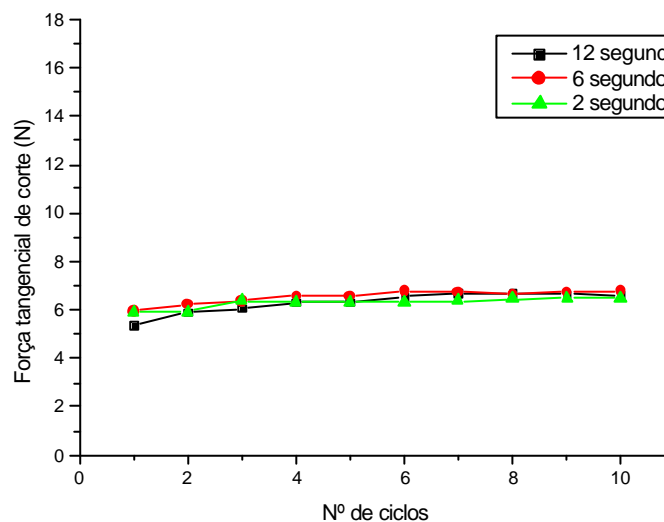


Figura 31 - Influência do tempo de *spark-out* na força tangencial de corte mediante o emprego do método convencional de lubri-refrigeração

Analisando-se as figuras 29, 30 e 31 observa-se que a utilização do método de Mínima Quantidade de Lubrificação é responsável por ocasionar forças de maior intensidade do que às obtidas com os outros métodos de lubri-refrigeração. Isto pode ser explicado pela inexistência de fluido em abundância na interface de contato, capaz de minimizar os efeitos tribológicos e facilitar a remoção de material. No entanto, na técnica de MQL pode-se tentar reduzir os índices de força tangencial de corte aumentando-se o tempo de *spark-out*, pois a partir do segundo ciclo o tempo de 12 segundos foi o que apresentou menores valores de força. Quando se faz uma análise dos métodos

convencional e otimizado de lubri-refrigeração (figuras 30 e 31) observa-se que o tempo de *spark-out* não influencia diretamente sobre a intensidade da força tangencial de corte. Desta forma, pode-se afirmar que é mais interessante a utilização do tempo de 2 segundos, que acarreta em uma redução dos custos de fabricação, justamente por reduzir o tempo de duração do processo. No que diz respeito à comparação entre os métodos de refrigeração pode-se afirmar que a refrigeração otimizada tem uma tendência a apresentar níveis de força menores dos que os verificados para a refrigeração convencional. Observa-se ainda que na refrigeração convencional o tempo de 6 segundos apresenta valores reduzidos de força até o sexto ciclo.

Deste modo, a análise da força tangencial de corte leva a escolha do método otimizado de lubri-refrigeração associado a um tempo de *spark-out* de 2 segundos.

4.2 Emissão Acústica

Os resultados de emissão acústica (RMS) estão expressos em Volts (V) e são apresentados em função do número de ciclos de retificação, variando-se os tempos de *spark-out* e os métodos de lubri-refrigeração. Deve-se salientar que cada ponto mostrado no gráfico é constituído de uma média aritmética dos valores máximos obtidos na cinco repetibilidades de cada condição de usinagem.

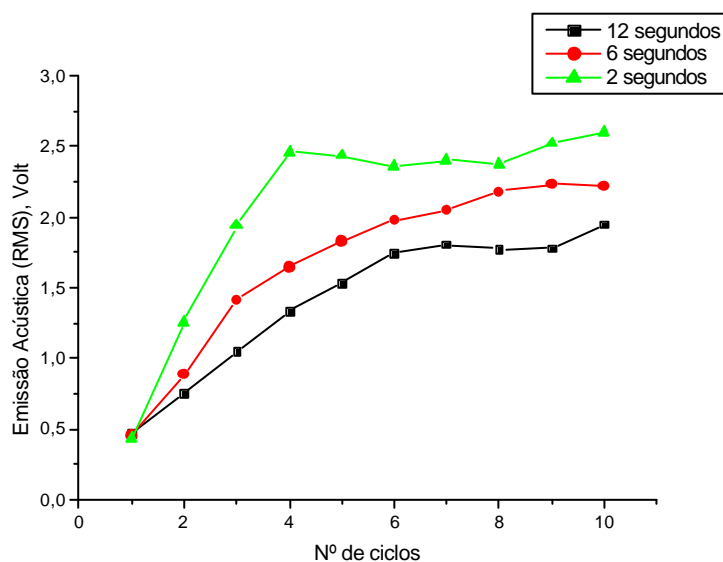


Figura 32 – Valores de Emissão Acústica obtidos com o emprego da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação

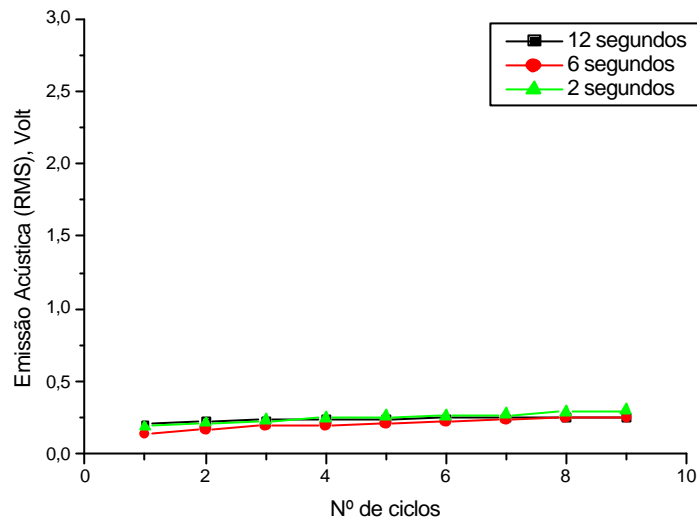


Figura 33 – Valores de Emissão Acústica obtidos com o emprego da técnica otimizada de lubri-refrigeração

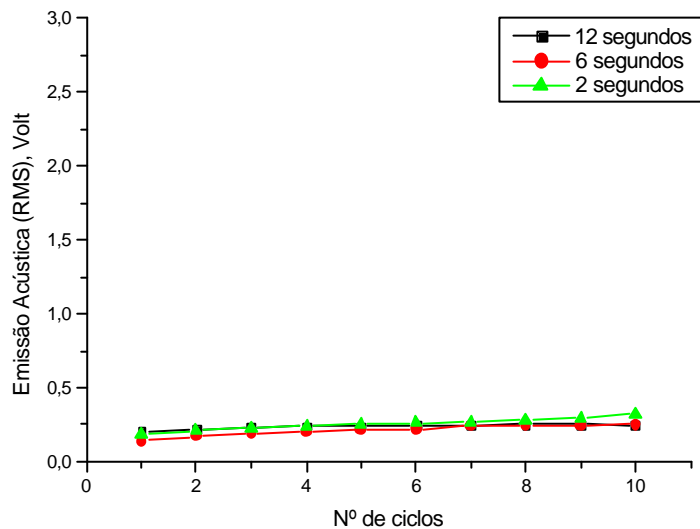


Figura 34 – Valores de Emissão Acústica obtidos com o emprego da técnica convencional de lubri-refrigeração

Analisando-se a figura 32, observa-se que no emprego da técnica de MQL maiores tempos de *spark-out* são responsáveis por minimizarem a intensidade do sinal de emissão acústica. Nas figuras 33 e 34 pode-se observar os valores de EA obtidos com os métodos otimizado e convencional de lubri-refrigeração, respectivamente. Nota-se que tais valores são bastante homogêneos durante os dez ciclos de retificação e praticamente não sofrem alteração com a modificação do tempo de *spark-out*.

Silva et al. (2004) argumenta que uma possível justificativa para o comportamento crescente dos valores de emissão acústica para a técnica de MQL está relacionado à capacidade de alojamento da porosidade do rebolo, pois sabe-se que na utilização da MQL os poros do rebolo ficam quase cheios, já que o jato de ar-lubrificante não é suficiente para executar a limpeza dos mesmos. Observou-se então que os valores de EA tendem a subir à medida que os poros são entupidos pelos cavacos.

4.3 Rugosidade

É importante ressaltar que a rugosidade de uma peça retificada é influenciada principalmente pelo tamanho do grão abrasivo, pelas condições de dressagem, pela taxa de remoção de material, pelo tempo de *spark-out* e pelas condições de lubri-refrigeração.

A seguir serão apresentados os valores de rugosidade expressos em micrometros (μm), mediante a variação da condição de lubri-refrigeração e do tempo de *spark-out*.

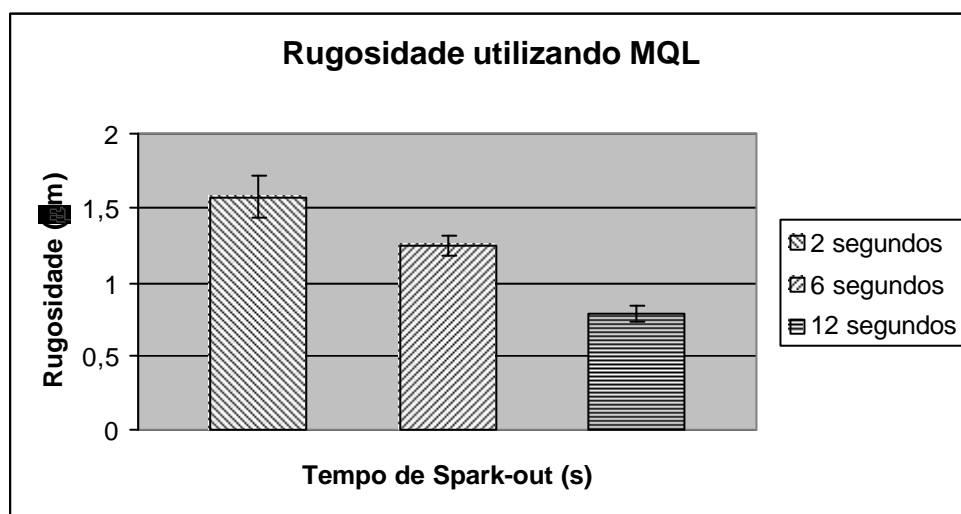


Figura 35 - Influência do tempo de *spark-out* na rugosidade mediante o emprego do método de Mínima Quantidade de Lubrificação

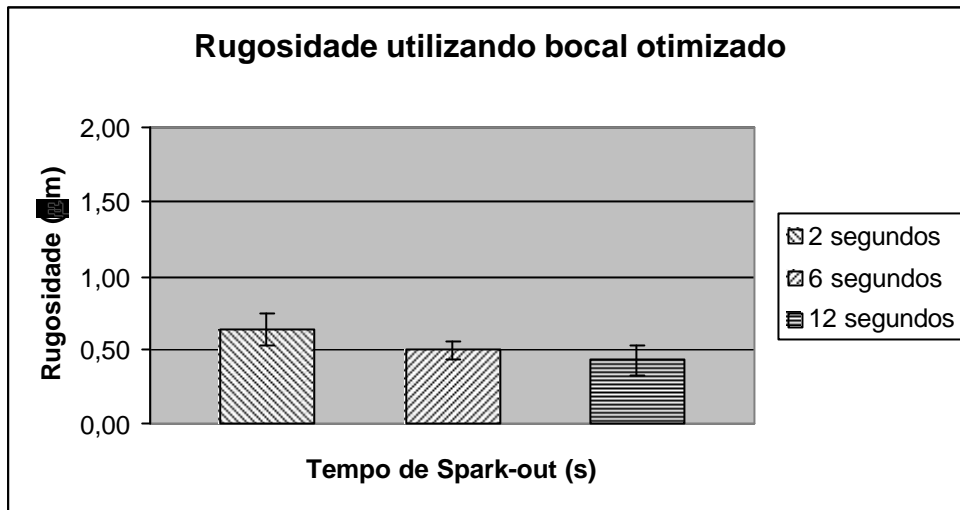


Figura 36 - Influência do tempo de *spark-out* na rugosidade mediante o emprego do método otimizado de lubri-refrigeração

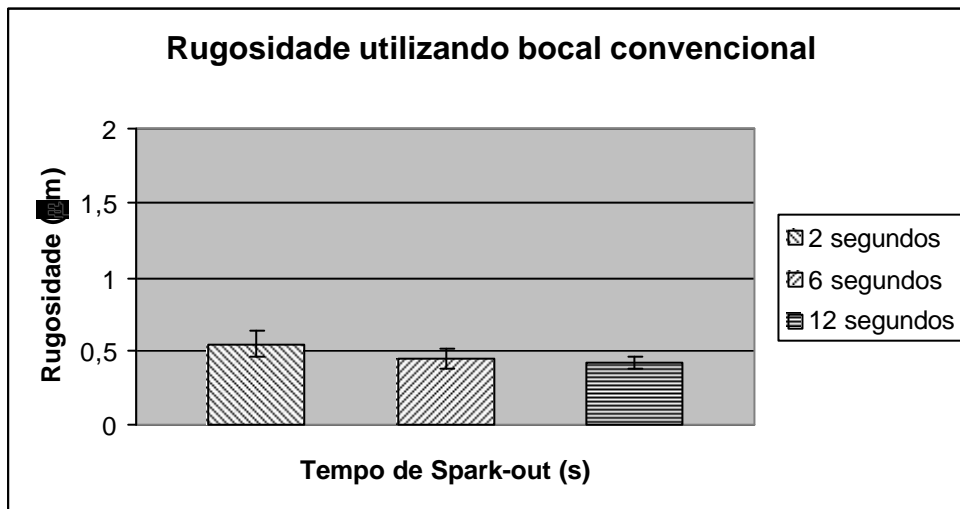


Figura 37 - Influência do tempo de *spark-out* na rugosidade mediante o emprego do método convencional de lubri-refrigeração

Observando-se a figura 35 nota-se que na MQL o tempo de *spark-out* é um fator determinante para reduzir os índices de rugosidade. Portanto se faz necessário utilizar tempos de *spark-out* maiores com esta técnica de lubri-refrigeração visando manter os níveis de rugosidade dentro de valores aceitáveis para o processo de retificação.

Nos métodos otimizado e convencional de lubri-refrigeração (figuras 36 e 37, respectivamente) é muito pequena a variação dos valores de rugosidade com o aumento do tempo de *spark-out* e ainda estando os desvios padrões dentro dos mesmos intervalos de valores pode-se verificar que não há diferença estatística entre as rugosidades obtidas para cada um dos tempos analisados.

Verifica-se que a rugosidade de um modo geral teve comportamento semelhante ao apresentado para as forças tangenciais de corte, confirmando o proposto por Bianchi et al. (2001), que afirma que condições que apresentam menores forças tangenciais de corte, também devem apresentar menores rugosidades.

4.4 Desvios de Circularidade

A medição dos desvios de circularidade dos corpos de prova teve como objetivo conhecer melhor a integridade superficial nas diversas condições de lubri-refrigeração testadas. Este desvio expressa qual o erro de forma final da peça usinada.

Abaixo serão apresentados os valores dos desvios de circularidade expressos em micrometros (μm), mediante a variação da condição de lubri-refrigeração e do tempo de *spark-out*.

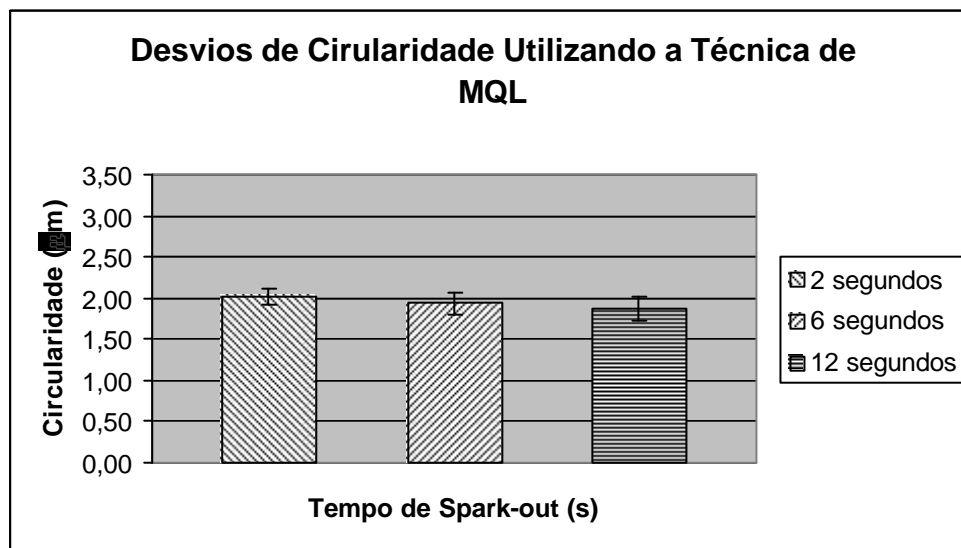


Figura 38 - Influência do tempo de *spark-out* nos desvios de circularidade mediante a utilização do método de Mínima Quantidade de Lubrificação

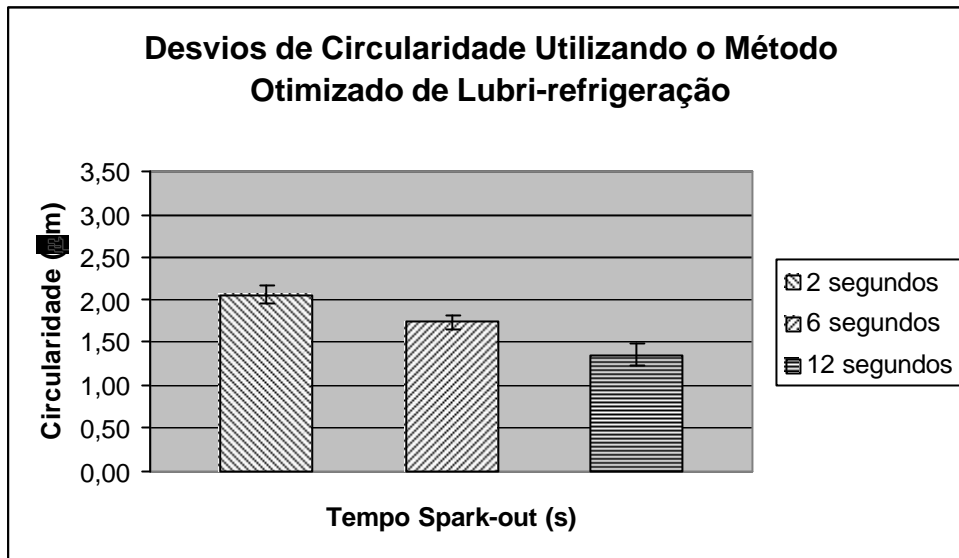


Figura 39 - Influência do tempo de *spark-out* nos desvios de circularidade quando do emprego do método otimizado de lubri-refrigeração

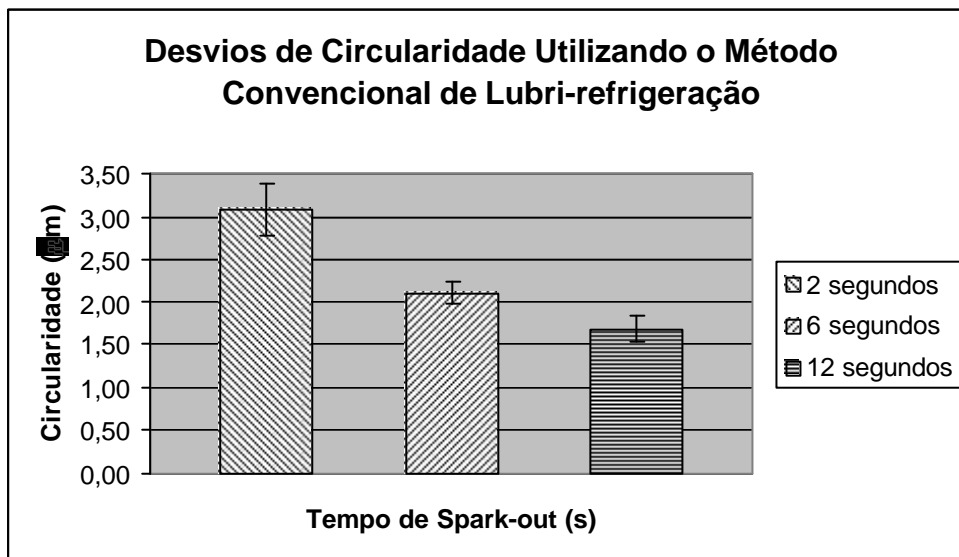


Figura 40 - Influência do tempo de *spark-out* nos desvios de circularidade mediante o emprego do método convencional de lubri-refrigeração

Observando-se a figura 38, verifica-se que o aumento do tempo de *spark-out*, quando se utiliza o método de mínima quantidade de lubrificação, não é capaz de proporcionar uma redução dos valores relativos aos desvios de circularidade, já que todos eles se encontram dentro de uma mesma faixa de valores. No entanto, mesmo que os tais índices sejam equiparáveis, observa-se uma pequena tendência à queda proporcionalmente ao aumento do tempo de *spark-out*. É importante salientar que os valores dos desvios de circularidade obtidos utilizando-se a técnica de MQL estão

dentro dos patamares aceitáveis para o processo de retificação, como pode ser verificado por meio de consultas a outras bibliografias.

Na figura 39, pode-se visualizar os efeitos sobre os desvios de circularidade quando se utiliza o método de lubri-refrigeração otimizado para os três tempos de *spark-out* adotados neste trabalho. Neste caso é possível verificar que há um decaimento uniforme dos índices dos desvios em função do aumento do tempo de *spark-out*.

Fato semelhante pode ser observado na figura 40, a qual representa os valores de desvios de circularidade quando se utilizou o método convencional de lubri-refrigeração. No entanto, neste caso foi possível verificar que a combinação da lubri-refrigeração convencional com um tempo de *spark-out* pequeno resultou em valores elevados dos desvios de circularidade. Desta forma, pode-se verificar que a utilização do método convencional de lubri-refrigeração só é satisfatória, em termos de desvios de circularidade, quando aliada a tempos de *spark-out* maiores, equiparando-se nestas condições, aos outros métodos de lubri-refrigeração utilizados.

4.5 Desgaste Diametral da Ferramenta Abrasiva

Nesta seção serão apresentados os desgastes diametraes do rebolo utilizado na retificação dos corpos de prova, medidos ao final de cada ensaio, ilustrando a influência da variação das condições de lubri-refrigeração e dos tempos de *spark-out*.

Os valores do desgaste diametral da ferramenta abrasiva de Óxido de Alumínio (Al_2O_3) são expressos em micrometros (μm), e podem ser visualizados nas figuras abaixo.

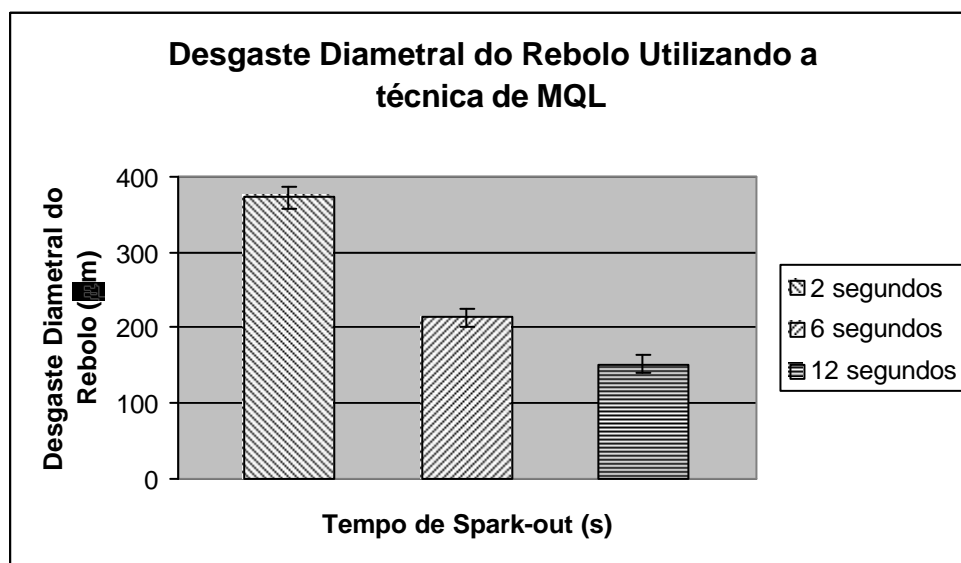


Figura 41 - Influência do tempo de *spark-out* no desgaste do rebolo mediante o emprego da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação

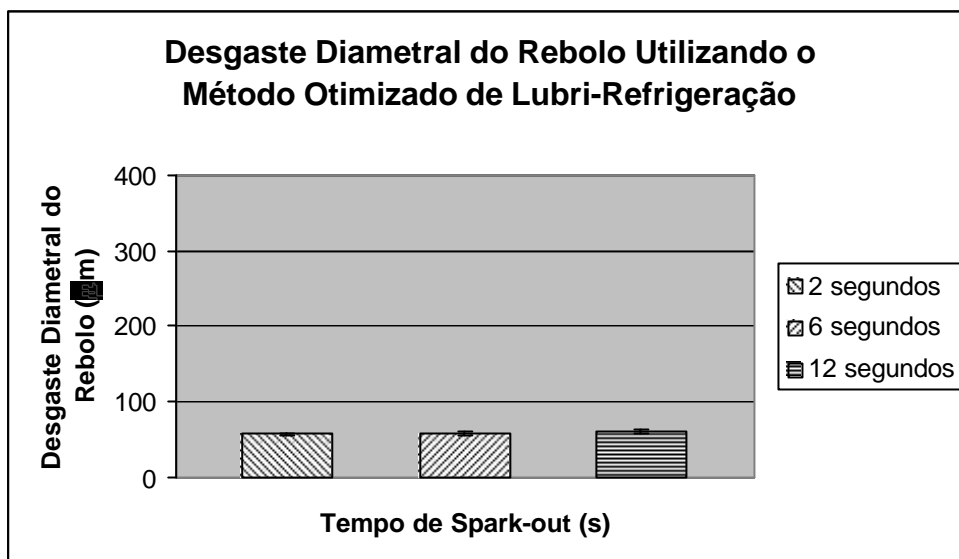


Figura 42 - Influência do tempo de *spark-out* no desgaste do rebolo mediante o emprego do método otimizado de lubri-refrigeração

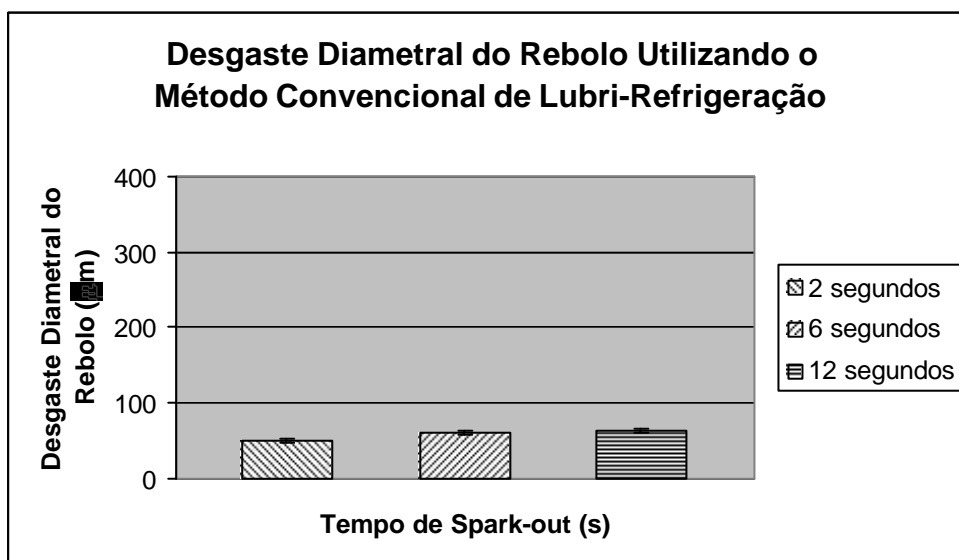


Figura 43 - Influência do tempo de *spark-out* no desgaste do rebolo quando da utilização do método convencional de lubri-refrigeração

Analisando-se as figuras 41, 42 e 43 apresentadas acima pode-se verificar que o desgaste ocorrido na ferramenta abrasiva utilizando-se o MQL, é significativamente maior que o obtido com as outras condições de lubri-refrigeração.

Nas figuras 42 e 43 observa-se que aumentando-se o tempo de *spark-out*, tem-se como consequência um aumento do desgaste do rebolo, pois desta forma amplia-se o período de contato entre a peça e a ferramenta, possibilitando a ocorrência de quebra de grãos e de ligante e degradação de outros fatores que implicam no desgaste do rebolo.

No entanto, quando se utiliza a técnica de mínima quantidade de lubrificação nota-se que um aumento do tempo de *spark-out* implica numa redução do desgaste da ferramenta. Isso pode ser explicado pela excelente capacidade de lubrificação exercida pela técnica de MQL.

5. CONCLUSÕES

Baseando-se nos resultados obtidos, apresentados no capítulo 4 e também no estudo das bibliografias consultadas, pode-se concluir, em relação a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho:

- O emprego da técnica de MQL implica em forças tangenciais crescentes nos ciclos iniciais, seguida de uma estabilização após o 6º ciclo. Os valores estáveis das forças encontram-se na faixa de 12,0 a 16,0N.
- Nos métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração observa-se uma estabilidade da força tangencial ao longo dos ciclos de retificação. Para ambos os métodos estas forças mantêm-se por volta de 6,0N, ou seja, em níveis bem abaixo dos apresentados para a técnica de MQL.
- Observa-se que quando da utilização da técnica de MQL, o emprego de tempos de *spark-out* maiores são responsáveis por reduzir os índices de força tangencial. O mesmo não é verificado para os outros métodos de lubri-refrigeração.
- O comportamento do sinal de emissão acústica é análogo ao observado para a força tangencial de corte, apresentando para a MQL, uma tendência de crescimento até o 6º ciclo seguido de uma estabilização. Dentre os tempos empregados para esta técnica, o de 12 segundos apresentou o menor valor (1,75V).
- Assim como na força tangencial, o emprego dos métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração, apresentaram valores constantes e de pequena intensidade (0,25V) para todos os ciclos executados. Nota-se ainda, que os valores de emissão acústica não sofrem variação em função do tempo de *spark-out* adotado.
- Portanto, no que diz respeito a força tangencial de corte e a emissão acústica, deve-se optar pelo tempo de 2 segundos para os métodos convencional e otimizado e de 12 segundos para o MQL.
- Em relação a rugosidade R_a , utilizando-se a técnica de MQL apresenta valores elevados em relação aos outros métodos. No entanto, observa-se um decréscimo dos índices com o aumento do tempo de *spark-out*.
- Para os métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração, não há variação significativa dos índices de rugosidade, em função do tempo de *spark-out*. Logo, deve-se optar pelo tempo de 2 segundos.
- No que diz respeito aos desvios de circularidade, observa-se que não há variação significativa entre todos os métodos de lubri-refrigeração para os tempos de 2 e 6 segundos. Para o tempo de 12 segundos, o método otimizado apresentou o melhor resultado (1,40 μ m).

- Observou-se que o desgaste diametral da ferramenta, utilizando-se o método de MQL, reduz-se gradativamente com o aumento do tempo de *spark-out*, atingindo 150 μ m para o tempo de 12 segundos. Nos outros métodos verifica-se que o desgaste se mantém praticamente constante (60 μ m) para todos os tempos.
- Os resultados permitiram mostrar que o método e a quantidade de aplicação de fluido de corte, assim como o tempo de *spark-out* são fatores que exercem influência direta no processo estudado.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A fim de prosseguir com estudos que busquem a otimização do processo de retificação, algumas sugestões para trabalhos futuros podem ser citadas:

- Aplicação da técnica de MQL associada a diferentes tempos de *spark-out* empregada no processo de retificação com um elevado número de ciclos. Além disso, a utilização de corpos de prova de diferentes materiais se faz bastante interessante;
- Variação das vazões dos fluidos, tanto na técnica de MQL quanto nos métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração;
- Aplicação de novas taxas de remoção de material e alteração do tempo de *spark-out*, tomando-se o cuidado de adotá-los dentro de intervalos aceitáveis para que não se tornem inviáveis de serem empregados nas indústrias.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALI, Y.M; ZHANG, L.C. **Surface roughness prediction of ground components using a fuzzy logic approach.** Journal of Materials Processing Technology 89–90, p. 561–568, 1999.

BALDO, E. D. **Redução do ciclo de retificação cilíndrica de mergulho com auxílio da emissão acústica.** Dissertação de Mestrado - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, p. 86, 1994.

BIANCHI, E. C. **Ação das condições de dressagem na vida de rebolos na retificação de precisão.** Dissertação de Mestrado, USP/EESC/SEM, 1990.

BIANCHI, E. C., DIAS, A. C., BORTOLOTO, R. G., SILVA, C. E., SANCHEZ, L. E. A.; VIEIRA, M. **A otimização da agressividade de rebolos pelas condições de usinagem e dressagem.** Revista Máquinas & Metais, p. 70-83, maio 1996.

BIANCHI, C. E., SILVA, E. J., LOVATO, M. C., FERNANDES, O. C., VALARELLI, I. D. **Características e tendências do processo de abrasão.** Revista Máquinas & Metais, Aranda Editora, Ano XXXV, nº 399, p. 238-249, abril 1999.

BIERA, J., VINOLAS, J., NIETO, F. J. **Time-Domain Dynamic Modelling Of The External Plunge Grinding Process.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 37, nº 11, pp. 1555-1572, 1997.

BYRNE G., DORNFEL D., INASAKI I., KETTLER G., KONIG W., TETI R. **Tool condition monitoring (TCM), the status of research and industrial application.** Annals of the CIRP, vol. 44/1, p. 49-54, 1995.

CHEN X., ROWE W. B., CAI R. **Precision grinding using CBN wheels.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 42, p. 585–593, 2002.

DORNFELD, D. A. **Monitoração de processos por emissão acústica.** Revista Máquinas & Metais, p.64-81, maio 1999.

DÖRR, J., SAHM, A. **A mínima quantidade de lubrificantes avaliada pelos usuários.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVII, nº 418, p. 20-39, nov 2000.

EBBRELL, S., WOOLLEY, N. H., TRIDIMAS, Y. D., ALLANSON, D. R., ROWE, W. B. **The effects of cutting fluid application methods on the grinding process.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, School of Engineering, Liverpool, Reino Unido, vol. 40, p. 209-223, junho 1999.

EL BARADIE, M. A. **Cutting fluids: Part I. Characterisation.** Journal of Materials Processing Technology, Irlanda, vol. 56, p. 786-797, 1996.

GRAF, W. **Cylindrical Grinding.** Copyright WST Winterthur Schleiftechnik AG, Schweiz, p. 87, 2004.

HAFENBRAEDL, D.; MALKIN, S. **Tecnologia ambientalmente correta para retificação cilíndrica interna.** Revista Máquinas & Metais, Vol. 37, nº 426, p. 40-55, julho 2001.

HASSUI, A.; DINIZ, A. E.; OLIVEIRA, J. F. G.; FELIPE, J.; GOMES J. J. F. **Experimental evaluation on grinding Wheel wear through vibration and acoustic emission.** Wear, Vol. 217, p. 7-14, 1998.

HASSUI, A. **Estudo da vibração durante o corte e centelhamento na retificação cilíndrica de mergulho.** Tese de Doutorado. Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, 2002.

HASSUI, A.; DINIZ A. E. **Correlating surface roughness and vibration on plunge cylindrical grinding of steel.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 43, p. 855–862, 2003.

HECKER, R. L.; LIANG S. Y. **Predictive modeling of surface roughness in grinding.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.43, p. 755–761, 2003.

HEISEL, U., LUTZ, M., SPATH, D., WASSMER, R., WALTER, U. **A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXIV, nº 385, p. 22-38, fevereiro 1998.

HITCHINER, M. P. **Precision grinding systems for production grinding with vitrified CBN.** SME Technical Paper MR90-507, p. 1-11, 1990.

HRYNIEWICZ, P.; SZERI, A. Z.; JAHANMIR, S. **Coolant Flow in Surface Grinding with Non-Porous Wheels.** International Journal of Mechanical Sciences 42, p.2347-2367, 2000.

INASAKI, I. **Application of acoustic emission sensor for monitoring machining process.** Ultrasonics, Vol. 36, p. 273-281, 1998.

JACKSON, M. J.; KILLS, B. **Materials selection applied to vitrified alumina & CBN grinding whells.** Journal of Materials Processing Technology nº 108, p. 114-124, 2000.

KIM, H. Y.; KIM, S. R.; AHN, J. H.; KIM, S. H. **Process monitoring of centerless grinding using acoustic emission.** Journal of Materials Processing Techonology, nº 111, p. 273-278, 2001.

LIAO, Y. S.; LUO, S. Y.; YANG, T. H. **A thermal model of the wet grinding process.** Journal of Materials Processing Technology, nº 101, p. 137-145, 2000.

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

MALKIN, S. **Grinding Mechanisms e Grinding Temperatures and Thermal Damage.** In: MALKIN, S. Grinding Technology: theory and aplications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, Cap. 5 e 6, 1989.

NATHAN, R. D.; VIJAYARAGHAVAN, L.; KRISHNAMURTHY, R. **In-process monitoring of grinding burn in the cylindrical grinding of steel.** Journal of Materials Processing Technology, Vol. 91, p. 37-42, 1999.

NOVASKI, O., DÖRR, J. **Usinagem sem refrigeração.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXV, nº 398, p. 18-27, março, 1999.

NOVASKI, O., RIOS, M. **Introdução teórica e vantagens de uso na usinagem de aços liga.** Revista Máquinas e Metais, Ano XL, nº 460, p. 214-223, maio 2004.

NUSSBAUM, G. H. C. **Rebolos e Abrasivos – Tecnologia Básica.** Ícone editora Ltda, 1988.

OLIVEIRA, J. F. G. **Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos nodesempenho do processo de retificação.** Tese (Doutorado) - USP, São Carlos, SP, Brasil, p. 272, 1988.

OLIVEIRA, J. F. G.; PURQUÉRIO, B. M. **Dressagem controlada: uma solução para os problemas.** Revista Máquinas & Metais, nº 283, p. 58-66, 1989.

OLIVEIRA, J. F. G.; BIANCHI, E. C.; SOUZA, G. F. **O desempenho de rebolos pode ser controlado pela dressagem.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXVII, nº 317, p. 12-28, junho 1992.

OLIVEIRA, J. F. G. **Tópicos avançados sobre o processo de retificação.** Reimpressão. Universidade de São Paulo, USP, Setembro, 1998.

RUNGE, P. R. F., DUARTE, G. N. **Lubrificantes nas indústrias – Produção, manutenção e controle.** Cotia, SP, Brasil, Triboconcept Edições Técnicas, p. 71-171, 1990.

ROWE W. B.; MILLS Y. L. B.; ALLANSON D. R. **Application of intelligent CNC in grinding.** *Computers in Industry*, nº 31, p. 45-60, 1996.

ROWE W. B.; CHEN Y.; MORUZZI J. L.; MILLS B. **A generic intelligent control system for grinding.** *Computer Integrated Manufacturing Systems*. Vol 10, nº 3, p. 231-241, 1997.

SALES, W. F.; GUIMARÃES, G.; MACHADO, Á. R.; SCHÜTZER, K.; SOUZA, A. F. **Nem sempre o fluido com maior poder refrigerante garante temperaturas de corte mais baixas.** *Revista Máquinas & Metais*, Ano XXXV, p.46-61, dez. 1999.

SILVA, L. R.; BIANCHI, E. C.; FUSSE, R. Y.; FRANÇA, T. V.; NETO, L. D.; CATAI, R. E.; AGUIAR, P. R. **Aplicação da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante -MQL no processo de retificação.** In: Congresso Nacional de Engenharia Mecânica -CONEM 2004, Belém, Pará, Brasil, 2004.

SILVA, E. J. **Análise da influência dos tipos de fluido de corte e rebolo na retificação do aço SAE HVN-3.** Dissertação de Mestrado – UNESP, Bauru, SP, Brasil, p.35-44, 2000.

TÖNSHOFF, H. K.; FRIEMUTH, T.; BECKER, J. C. **Process monitoring in grinding.** In: Annals of the CIRP, vol. 51, nº 2, p. 551-571, 2002.

TONSHOFF, H. K.; ZINNGREBE M.; KEMMERLING, M. **Optimization of internal grinding by microcomputer-Based force control.** Annals of CIRP, vol 35, nº 1, p. 293-296, 1986.

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

VIEIRA JÚNIOR, M., LIBARDI, R., CANCELIERI, H. A., LIMA, A. **Como o calor pode afetar a integridade superficial das peças.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXV, nº 397, p. 28-36, fevereiro 1999.

WEBSTER, J. A.; CUI, C.; MINDEK Jr. R. B. **Grinding fluid application system design.** In: Annals of the CIRP, vol. 44, p. 333-338, 1995.