



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA  
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"  
Campus de Bauru



**UTILIZAÇÃO DA MÍNIMA QUANTIDADE DE LUBRIFICANTE (MQL) COM ÁGUA  
NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO, EM  
CERÂMICAS, COM REBOLO DIAMANTADO**

**EDMILSON ANTÔNIO SARNI**

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

**BAURU – SP  
JULHO – 2011**



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA  
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"  
Campus de Bauru



**UTILIZAÇÃO DA MÍNIMA QUANTIDADE DE LUBRIFICANTE (MQL) COM ÁGUA  
NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DE  
CERÂMICAS COM REBOLO DIAMANTADO**

**EDMILSON ANTÔNIO SARNI**

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

**Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi**

**Co-orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz**

**Área de concentração: Processos de Fabricação**

**BAURU – SP  
JULHO – 2011**

Sarni, Edmilson Antônio.  
Utilização da mínima quantidade de lubrificante (MQL)  
com água no processo de retificação cilíndrica externa  
de mergulho de cerâmicas com rebolo diamantado/  
Edmilson Antônio Sarni, 2011.  
122 f.

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual  
Paulista. Faculdade de Engenharia, Engenharia  
Mecânica, Bauru, 2011.

1. Retificação externa. 2. Rebolo diamantado. 3.  
Cerâmica. 4. Mínima quantidade de lubrificante (MQL).  
I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de  
Engenharia, Engenharia Mecânica. II. Título:  
Utilização da mínima quantidade de lubrificante (MQL)  
com água no processo de retificação cilíndrica externa  
de mergulho de cerâmicas com rebolo diamantado.

**ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE EDMILSON ANTÔNIO SARNI, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DO(A) FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU.**

Aos 15 dias do mês de julho do ano de 2011, às 14:00 horas, no(a) ANFITEATRO DA SEÇÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO DA FACULDADE DE ENGENHARIA, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. CARLOS ALBERTO FORTULAN do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Escola de Engenharia de São Carlos - USP, Prof. Dr. GILBERTO DE MAGALH B GONCALVES do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de EDMILSON ANTÔNIO SARNI, intitulado "UTILIZAÇÃO DA MÍNIMA QUANTIDADE DE LUBRIFICANTE (MQL) COM ÁGUA NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DE CERÂMICAS COM REBOLOS DIAMANTADOS". Após a exposição, o discente foi argüido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: aprovado. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que, após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.

  
Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI

  
Prof. Dr. CARLOS ALBERTO FORTULAN

  
Prof. Dr. GILBERTO DE MAGALH B GONCALVES

Dedico este trabalho aos meus pais.

## **AGRADECIMENTOS**

- Agradeço a Deus, que por sua misericórdia torna tudo possível.
- À Nossa Senhora- “Ó Maria concebida sem pecado, rogai por nós que recorreremos a vós”.
- À minha querida esposa Mírian Isabel Junqueira Sarni, incondicional no seu amor.
- Aos meus amados filhos: Pedro Henrique Junqueira Sarni, João Rafael Junqueira Sarni e Ângelo Augusto Junqueira Sarni pela paciência, compreensão e carinho.
- À minha mãe Neide Mazer Sarni e ao meu pai Marcílio Sarni, exemplos de generosidade, fé, dignidade e zelo pela família.
- À minha sogra, Mirandolina Thereza Mazottini Junqueira pelo apoio e carinho.
- Ao Professor Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pela amizade, motivação, orientação séria e segura, colaboração, compreensão e apoio para a conclusão deste trabalho. Serei sempre grato por ter me ajudado a vencer esse desafio.
- Ao amigo Prof. Dr. Paulo César Rioli Duarte de Souza, pelo incentivo, pelo encorajamento, pela presença nos momentos em que mais precisei de ajuda e pela serenidade.
- Aos professores e funcionários da Faculdade de Engenharia de Bauru, especialmente Hamilton José de Mello, Prof. Dr. Yukio Kobayashi, Prof. Dr. Gilberto de Magalhães Bento Gonçalves, Prof. Dr. Luiz Eduardo de Ângelo Sanches, agradeço pelo auxílio e respeito com que sempre fui tratado.
- Ao engenheiro Marcelo Ozaki da ITW Chemics Products Ltda, pela doação dos fluidos de corte.
- Aos colegas Arthur Alves Fiocchi, Gill Bukvic, Rafael Coraini e Bruno Canton pelo incentivo, carinho e amizade.
- Ao grupo de pesquisa de usinagem por abrasão pelo apoio e incentivo.
- Agradeço a todos que, de forma direta ou indireta, contribuíram para a realização deste trabalho.

**A CONCRETIZAÇÃO DESTE TRABALHO FOI POSSÍVEL COM O APOIO DA:**

- Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”- Faculdade de Engenharia- Departamento de Engenharia Mecânica- *Campus* de Bauru- SP;
- Instituto de Física da Universidade de São Paulo- *Campus* de São Carlos;
- Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo, pelo apoio financeiro;
- CAPES- Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior- pelo apoio financeiro.

## RESUMO

Na indústria metal-mecânica um dos geradores de riqueza mais importantes da atualidade, o uso do fluido de corte, por exemplo, indispensável nas operações de usinagem e um poluente em potencial, tem sido constantemente estudado para que seja substituído, utilizado na mínima quantidade possível ou mesmo abolido do processo, visando diminuir ou zerar o impacto ambiental, sem afetar a qualidade e o volume de produção de tais operações. Dentre as alternativas, destacam-se a usinagem a seco e a utilização da mínima quantidade de lubrificante (MQL). Este último, que é a pulverização de uma quantidade mínima (10 a 100 ml/h) de óleo integral em um fluxo de ar comprimido, também pode ser utilizado, em alguns casos, com o lubrificante misturado em água (MQL/Água) e pulverizado na mesma quantidade (10 a 100 ml/h) no fluxo de ar comprimido, diminuindo ainda mais o volume de óleo aplicado. Este estudo tem por objetivo analisar o comportamento da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) com três proporções de água/óleo (1:1; 1:3 e 1:5) no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, em cerâmicas, com rebolo diamantado e compará-lo ao comportamento das técnicas da MQL tradicional e lubri-refrigeração convencional. O estudo foi feito através da análise e avaliação das variáveis de saída do processo de retificação externa de mergulho: rugosidade, desvio de circularidade, desgaste diametral do rebolo e microscopia eletrônica de varredura (MEV). Diante da análise dos resultados alcançados pode-se afirmar que, no geral, para os valores obtidos das variáveis de saída, nas condições citadas, os de MQL/Água são satisfatórios em relação às demais condições ensaiadas. A média dos valores de rugosidade do MQL/Água (1:1) foi cerca de 35% maior que a convencional e 20% menor que a MQL Tradicional. A capacidade de limpeza da superfície do rebolo pelos fluidos influencia tanto no desvio de circularidade da peça quanto desgaste diametral do rebolo, enquanto a capacidade de lubrificação do fluido também influencia no desvio de circularidade e no desgaste diametral do rebolo.

Palavras-chave: Retificação externa, rebolo diamantado, cerâmica, mínima quantidade de lubrificante (MQL).

## ABSTRACT

In the metalworking industry, one of the most important generators of wealth today, the use of cutting fluid, for example, essential in machining operations and a potential pollutant, has been constantly studied to be replaced, used in minimum amount possible or even abolished from the process, aiming to reduce the environmental impact or zero it, without affecting the quality and production volume of such transactions. Among the alternatives, we highlight the use of dry machining and minimum quantity of lubricant (MQL). The latter, which is the spraying of a minimum amount (10 to 100 ml / h) full of oil in a stream of compressed air, can also be used in some cases, the lubricant mixed with water (MQL / Water) and sprayed in the same amount (10 to 100 ml / h) in the flow of compressed air, further reducing the volume of oil applied. This study aims to analyze the behavior of the technique of minimal amount of lubricant (MQL) with three ratios of oil / water (1:1, 1:3 and 1:5) in the process of cylindrical grinding diving in ceramics, with diamond wheel and compare it to the behavior of the techniques of traditional and MQL conventional lubrication and cooling. The study was done by examining and evaluating the output variables of the grinding process outside of diving: roughness, roundness deviation, diametral wear of the grinding wheel and scanning electron microscopy (SEM). Before the analysis of results, can be stated that, in general, for values of output variables, in the mentioned conditions, the MQL / Water are satisfactory in relation to the other conditions tested. The average roughness values of the MQL / water (1:1) was about 35% higher than the conventional and 20% less than the Traditional MQL. The ability to clean the surface of the grinding wheel by fluid influences in the deviation of circularity and in the Part diametral wear of the wheel, while the lubricity of the fluid also influences the deviation of roundness and diametral wear of the grinding wheel.

Keywords: External grinding, Diamond grinding wheels, Ceramic, Minimum Quantity of Lubricant (MQL).

## SUMÁRIO

Índice de Figuras _____	iv
Lista de Tabelas _____	vi
Lista de Equações _____	vii
Lista de Abreviaturas e Símbolos _____	viii
1. INTRODUÇÃO _____	1
2. OBJETIVO _____	3
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA _____	4
3.1. Cerâmica Avançadas _____	4
3.1.1. Dureza dos Materiais Cerâmicos _____	6
3.1.2. Fratura em Materiais Cerâmicos _____	8
3.1.3. Resistência ao Desgaste _____	10
3.2. Mecanismo de Remoção de Material _____	11
3.2.1. Mecanismo de Remoção do Modo Dúctil _____	13
3.2.2. Transição Entre Modo Frágil e Dúctil _____	14
3.2.3. Mecanismo de Remoção do Modo Frágil _____	17
3.3. O Processo de Retificação _____	19
3.3.1. Principais Variáveis e Parâmetros Envolvidos no Processo de Retificação _____	23
3.3.1.1. Profundidade de Corte (a) _____	23
3.3.1.2. Diâmetro Equivalente (De) _____	24
3.3.1.3. Comprimento de Contato (lc) _____	25
3.3.1.4. Velocidade de Corte (Vs) _____	26
3.3.1.5. Comportamento da Velocidade da Peça (Vw) _____	26
3.3.1.6. Taxa de Remoção e Espessura _____	27
3.3.1.7. Força tangencial de corte e energia específica de retificação _____	29
3.4. Rebolos _____	32
3.4.1. Características dos Rebolos _____	32
3.4.1.1. Material Abrasivo _____	32
3.4.1.2. Tamanho do Grão Abrasivo _____	36

3.4.1.3. Dureza do Rebolo	36
3.4.1.4. Estrutura do Rebolo	37
3.4.1.5. Material Aglomerante	37
3.4.2. Desgaste do Rebolo	38
3.4.2.1. Quantificação do Desgaste	39
3.4.2.2. Mecanismo de Desgaste	39
3.4.2.3. Análise do Desgaste	41
3.4.3. Dressagem e Topografia dos Rebolos	43
3.4.4. Vida dos Rebolos	44
3.5. Fluidos de Corte	45
3.5.1. Utilização do Fluido de Corte	46
3.5.2. Classificação dos Fluidos de Corte	48
3.5.2.1. Fluidos Integrais ou Óleos Puros Isentos de Água	48
3.5.2.2. Fluidos de Corte Solúvel em Água	49
3.5.3. Seleção do Fluido de Corte	50
3.5.4. Aplicação do Fluido de Corte	51
3.5.5. A lubri-refrigeração Convencional	52
3.5.6. Mínima Quantidade de Lubrificação	52
3.5.7. A Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) com água	56
3.5.8. Problemas Relacionados com a Mínima Quantidade de Lubrificação	59
3.6. Variáveis de Saída no Processo de Retificação	60
3.6.1. Rugosidade	60
3.6.2. Circularidade	61
3.6.3. Análise da Microestrutura – Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)	62
4. MATERIAIS E MÉTODOS	63
4.1. Equipamentos e Materiais de Consumo Utilizados	63
4.1.1. Retificadora Cilíndrica Externa	63
4.1.2. Corpo de Prova	64
4.1.3. Mandril	64
4.1.4. Rebolo Utilizado	65
4.1.5. Dressador	66
4.1.6. Sistema de Refrigeração Convencional	67
4.1.7. Medição da Concentração	67

4.1.8. Medição de pH	67
4.1.9. Sistema de Lubri-refrigeração por MQL e MQL/Água	67
4.1.10. Sistema de Limpeza, com ar Comprimido	70
4.1.11. Limpeza das Peças	71
4.2. Caracterização dos Parâmetros de Saída	71
4.2.1. Aquisição de Dados	71
4.2.2. Rugosidade	72
4.2.3. Circularidade	73
4.2.4. Desgaste Diametral do Rebolo	74
4.2.5. Preparação das Amostras para Análise com Microscopia Eletrônica de Varredura	77
4.2.6. Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)	77
4.3. Ensaio	78
4.4. Procedimento Experimental	79
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	82
5.1. pH do Fluido de Corte	82
5.2. Rugosidade	83
5.3. Desvio de Circularidade	85
5.4. Desgaste Diametral do Rebolo	86
5.5. Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)	87
6. CONCLUSÕES	94
7. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	95
8. ANEXOS	96
9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	98

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 3.1 – Penetradores para medição de microdureza _____	7
Figura 3.2 – Desenho esquemático do modelo de Griffith _____	9
Figura 3.3 – Desgaste abrasivo causado por partículas presas ou soltas _____	10
Figura 3.4 – Zona plástica e formação das trincas médias/radiais e laterais devido ao riscamento por um grão abrasivo _____	11
Figura 3.5 – Estágios de formação das trincas através da indentação _____	12
Figura 3.6 – Variação da dureza em função do pH e do potencial Zeta do fluido de Corte _____	17
Figura 3.7– Foto mostrando a camada onde ocorre a pulverização _____	19
Figura 3.8. Operação de retificação cilíndrica externa de mergulho _____	21
Figura 3.9. Representação do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho _____	22
Figura 3.10. Quatro exemplos de diâmetro equivalente _____	25
Figura 3.11. Qualitativo - Força Tangencial de Corte vs Tempo de Contato _____	27
Figura 3.12 - Modelo de formação do cavaco na retificação em cerâmicas _____	31
Figura 3.13 - Comparação da dureza de alguns abrasivos _____	33
Figura 3.14. Mecanismos de desgaste do rebolo _____	40
Figura 3.15. Classificação dos fluidos solúveis em água _____	49
Figura 3.16. Fotomicrografia de gotículas de água envoltas por óleo (a) e do lubrificante deixado na superfície após a evaporação da água _____	57
Figura 3.17. Conceito das gotículas de água em óleo _____	58
Figura 3.18 . Rugosidade das superfícies e dimensões da rebarba no processo de fresamento utilizando diferentes tipos de fluidos _____	59
Figura 4.1 - Retificadora cilíndrica universal CNC _____	63
Figura 4.2. Corpo de prova _____	64
Figura 4.3. Mandril para a fixação do corpo de prova e seus componentes _____	65
Figura 4.4. Rebolo diamantado _____	66
Figura 4.5. Dressador conglomerado _____	66
Figura 4.6 Conjunto completo para aplicação de MQL _____	69
Figura 4.7 - Partes funcionais do bocal usado na limpeza do rebolo _____	71
Figura 4.8. Operação de medição de rugosidade _____	73
Figura 4.9. Detalhe do medidor de circularidade _____	74
Figura 4.10. Formação de degraus na superfície abrasiva _____	75

Figura 4.11. Processo de impressão do perfil da superfície do rebolo	76
Figura 4.12. Preparação da amostra para microscopia(MEV)	77
Figura 4.13. Representação dos ensaios realizados	79
Figura 4.14. Operação de dressagem do rebolo	81
Figura 5.1. Valores de Rugosidade	83
Figura 5.2. Valores de Circularidade	85
Figura 5.3. Valores do Desgaste Diametral do Rebolo	86
Figura 5.4. Microscopia para os ensaios com o método de lubri-refrigeração convencional	88
Figura 5.5. Microscopia para os ensaios com o método de lubri-refrigeração da técnica do MQL Tradicional	90
Figura 5.6. Microscopia para os ensaios com o método de lubri-refrigeração da técnica do MQL com água (1:1)	92

**LISTA DE TABELAS**

Tabela 3.1. Características físicas e mecânicas de algumas cerâmicas avançadas	_5
Tabela 3.2. Características dos Fluidos para Retificação	_____ 48
Tabela 5.1. pH dos Fluidos de Corte	_____ 82

## LISTA DE EQUAÇÕES

Equação 3.1. Índice de fragilidade _____	7
Equação 3.2. Equação de Griffith _____	8
Equação 3.3. Equação da tenacidade à fratura _____	9
Equação 3.4. Relação empírica entre a resistência ao desgaste e as propriedades mecânicas _____	10
Equação 3.5. Energia de deformação plástica _____	14
Equação 3.6. Energia necessária para fratura _____	15
Equação 3.7. Razão entre energia de remoção e deformação do material _____	15
Equação 3.8. Espessura máxima do cavaco _____	16
Equação 3.9. Trincas laterais _____	17
Equação 3.10. Força crítica para ativação do processo de remoção por trinca lateral _____	18
Equação 3.11. Força crítica para ativação do processo de remoção por trinca lateral _____	18
Equação 3.12. Diâmetro equivalente _____	24
Equação 3.13. Comprimento de contato _____	26
Equação 3.14. Taxa de remoção de material _____	28
Equação 3.15. Taxa específica de remoção de material _____	28
Equação 3.16. Espessura equivalente de corte para o processo de retificação cilíndrica externa _____	28
Equação 3.17. Espessura teórica máxima do cavaco _____	28
Equação 3.18. Força tangencial de corte em um grão abrasivo _____	29
Equação 3.19. Energia específica _____	30
Equação 3.20. Desempenho de um rebolo _____	41
Equação 3.21. Desgaste radial do rebolo _____	42
Equação 3.22. Peso total do abrasivo desalojado _____	42
Equação 3.23. Tempo entre as afiações _____	44

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

a – profundidade de corte	(-)
ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas	(-)
$a_d$ - profundidade de dressagem	( $\mu\text{m}$ )
$\text{Al}_2\text{O}_3$ - óxido de alumínio	(-)
ANSI – American National Standards Institute	(-)
b - largura média no topo dos grãos abrasivos	( mm)
c - comprimento da trinca crítica	( $\mu\text{m}$ )
CaO – óxido de cálcio	(-)
CBN – nitreto cúbico de boro	(-)
CNC - comando numérico computadorizado	(-)
CVD - chemical vapor deposition	(-)
$d_c$ – espessura máxima do cavaco	( $\mu\text{m}$ )
$D_e$ – diâmetro equivalente	(mm)
$D_S$ – diâmetro do rebolo	(mm)
$D_w$ – diâmetro da peça	(mm)
E – módulo de elasticidade ou módulo de Young	(GPa)
$E_x$ - ensaios realizados	(-)
$F_n$ – força normal de corte	(N)
$F_t$ – força tangencial de corte	(N)
G – relação entre volume de material removido e volume de rebolo gasto	(-)
H – dureza do material	(GPa)
$h_{eq}$ – espessura equivalente de corte	( $\mu\text{m}$ )
HV – dureza Vickers	(GPa)
$l_c$ – comprimento de contato	(mm)
IFSC – Instituto de Física de São Carlos	(-)
ISO - International Organization for Standardization	(-)
$K_{ic}$ – tenacidade à fratura	( $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ )
$K_s$ – pressão específica de corte	(-)
$K_n$ – tensão de escoamento do material	( $\text{N}/\text{m}^2$ )
L – espaçamento entre grãos abrasivos	( $\mu\text{m}$ )
MEV - microscópio eletrônico de varredura	(-)
MgO – óxido de magnésio	(-)

MQL – mínima quantidade de lubrificante	(-)
MQR – mínima quantidade de refrigeração	(-)
N – número de encontros dos grãos abrasivos ativos com a peça	(-)
P – força normal aplicada aos grãos abrasivos	(N)
$p_b$ – probabilidade do grão ser desalojado devido à fratura do aglomerante	(-)
$Q_w$ – taxa de remoção de material	(mm <sup>3</sup> /s)
$Q'_w$ – taxa específica de remoção de material	(mm <sup>2</sup> /s)
R – fator de resistência ao desgaste	(-)
S <sub>i</sub> C – carbeto de silício	(-)
S <sub>i</sub> O <sub>2</sub> – óxido de silício	(-)
t – tempo de retificação	(s)
$t_s$ – tempo de centelhamento	(s)
USP – Universidade de São Paulo	(-)
V – volume de material removido por unidade de distância de deslizamento	(mm <sup>3</sup> /m)
$V_f$ – velocidade de mergulho ou avanço	(m/s)
$V_s$ – velocidade tangencial do rebolo	(m/s)
$V_w$ – velocidade tangencial da peça	(m/s)
W – peso médio de cada grão	(g)
Z <sub>r</sub> O <sub>2</sub> – óxido de zircônia	(-)
$Z_s$ – volume de rebolo gasto	(mm <sup>3</sup> )
$Z_w$ – volume de material removido	(mm <sup>3</sup> )
$\xi$ – constante adimensional	(-)
$\delta$ - desgaste radial do rebolo	(mm)
$\sigma$ - tensão de ruptura	(Mpa)
y - constante que relaciona o tamanho da falha com o tamanho da amostra	(-)
$\gamma_i$ - energia superficial por unidade de área para iniciar a fratura	(J/m <sup>2</sup> )
$\alpha$ = constante independente do material	(-)

## 1. INTRODUÇÃO

O meio ambiente e a saúde dos seres que nele vivem tornou-se um dos assuntos mais importantes da presente conjuntura, pois a poluição e os resíduos industriais que ameaçam a sobrevivência, desta e das gerações futuras, despertam cada vez mais a atenção e a apreensão das autoridades públicas, da comunidade científica e de inúmeras organizações internacionais. Assim sendo, indústrias, universidades e centros de pesquisas são influenciados a buscar métodos alternativos que equilibrem o conjunto: meio ambiente - seres vivos - geração de riquezas.

No meio industrial, um dos causadores de tal desequilíbrio é o fluido de corte utilizado nas operações de usinagem, já que é um poluente bastante agressivo quando utilizado e descartado sem as devidas precauções e responsabilidade.

O fluido lubri-refrigerante é imprescindível em tais operações e é por isso que se estudam novas variantes de sua utilização na retificação de materiais como a cerâmica, visando minimizar problemas ecológicos, fisiológicos e econômicos sem alterar os resultados finais do processo. A técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL) e uma nova variação dela (MQL/Água) se apresenta então como alternativas.

Segundo Mamalis *et al.* (2002), o número de peças feitas com material cerâmico tem crescido gradualmente no campo da Engenharia Mecânica nos últimos tempos.

A seqüência do processo de fabricação de peças de cerâmica estrutural consiste normalmente na síntese do pó, conformação, sinterização e quando as aplicações na área de engenharia necessitar de tolerâncias dimensionais precisas ou geometria complexa, a retificação torna-se imprescindível. O sucesso da cerâmica estrutural na maioria das aplicações depende não somente das propriedades do material e do projeto da peça, mas também da qualidade do produto usinado, em termos de acabamento superficial, tensões residuais e defeitos.

Jahanmir *et al.* (1999) e Chand & Guo (2000) citam que a retificação, que é o processo mais utilizado industrialmente na usinagem de cerâmica, pode representar até 90% do custo total do componente cerâmico

Atualmente a indústria utiliza-se do método de lubri – refrigeração convencional (elevada vazão e baixa pressão) para a retificação de cerâmica, pois é o que satisfaz melhor o quesito resultado final do processo, embora ruim nos demais (ecológicos, fisiológicos e econômicos).

A retificação a seco, poderia em princípio ser pensada como alternativa para acabar de vez com esses problemas, pois eliminaria totalmente o fluido de corte, mas a geração de pó durante a operação e as alterações drásticas nos resultados finais do processo, pela ausência das funções primárias de lubri-refrigeração (lubrificação: reduzir o atrito entre a peça e a ferramenta, refrigeração: remover calor gerado pelo atrito, remover os cavacos da interface peça-ferramenta e proteger o conjunto contra a corrosão) inviabilizam essa condição de retificação de cerâmicas. A retificação a seco de cerâmicas raramente é citada na literatura.

Estudos já realizados procuraram viabilizar alternativas menos radicais para a retificação de cerâmicas. Uma delas é a lubri-refrigeração otimizada, onde o fluido de corte é acelerado à velocidade igual ou superior à velocidade periférica do rebolo, penetrando assim de maneira mais eficaz na região de corte, outra, de acordo com Marinesco *et al.* (2004) *apud* Malkin (2008), é a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), que é usualmente a pulverização de uma quantidade mínima de óleo integral em um fluxo de ar e posteriormente impelido à alta velocidade na região do corte. Esta última técnica pode, em alguns casos, ser utilizada com o lubrificante diluído em água (uma nova variante), diminuindo ainda mais o volume de óleo aplicado.

Conforme Shen (2008), o uso da técnica de MQL em retificação ainda é uma área de pesquisa relativamente nova, e que os resultados destes estudos mostraram que com uma seleção adequada do sistema de MQL e dos parâmetros de corte é possível obter um desempenho semelhante ao da lubri-refrigeração convencional por inundação, em termos de lubrificação, vida útil da ferramenta e acabamento superficial.

Tawakoli *et al.* (2010) mostraram em seus experimentos que quando se utiliza como condição de lubri-refrigeração a Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), a taxa de fluxo de óleo, a pressão do ar, a posição angular e a distância do bocal aplicador em relação à zona de contato peça-rebolo, são importantes parâmetros que influenciam no desempenho da operação de retificação.

## 2. OBJETIVO

O objetivo deste estudo foi avaliar e comparar o comportamento da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) contendo uma mistura de óleo e água obedecendo às proporções de 1:1; 1:3 e 1:5, com o comportamento das técnicas da MQL tradicional e lubri-refrigeração convencional, no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho em cerâmicas, com rebolo diamantado. A análise comparativa entre as três técnicas será através dos resultados obtidos para as variáveis de saída do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho: rugosidade, desvio de circularidade, desgaste diametral do rebolo e microscopia eletrônica de varredura (MEV).

### 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica a ser apresentada é relativa aos principais temas envolvidos na elaboração deste trabalho, ou seja, as cerâmicas avançadas; o processo de retificação; os rebolos diamantados; os fluidos de corte e sua aplicação; a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) e as variáveis de saída do processo de retificação.

#### 3.1. Cerâmicas Avançadas

Os materiais cerâmicos normalmente apresentam deformação plástica pouco apreciável e reduzida resistência ao impacto, ou seja, baixa tenacidade. A baixa deformabilidade do seu retículo cristalino resulta em elevada rigidez e dureza. Em comparação com os metais, a energia de ativação é tão alta que o limite de resistência à fratura é atingido antes do movimento de discordâncias (Marinescu *et al.*, 1998).

Ainda de acordo com Marinescu *et al.* (1998), como a estrutura cristalina da cerâmica é menos simétrica que a estrutura dos metais, mesmo o aumento de temperatura, próximo ao ponto de fusão, não resulta na ativação de mais do que dois ou três sistemas de deslizamento de discordâncias. Assim, a baixa deformação plástica e a elevada dureza persistem mesmo em altas temperaturas, ao contrário dos metais.

Conforme Tönshoff *et al.* (1999), as cerâmicas estruturais têm de suportar cargas externas e ser montadas num conjunto mecanicamente ativo, consistindo geralmente de uma combinação de materiais. Para esta classe de cerâmicas, as propriedades mais relevantes são: alta dureza; alto módulo de elasticidade; alta resistência mecânica e alta resistência ao desgaste.

Segundo Mamalis *et al.* (2002), um fato em comum desses materiais, é que sua última camada de elétrons está incompleta. Dessa forma, por causa da ausência de elétrons livres, as cerâmicas são pouco reativas e são isolantes elétricos.

Ramesh *et al.* (2001), disseram que a cerâmica em geral é frágil e não pode suportar as grandes tensões internas induzidas por expansões térmicas.

As cerâmicas são divididas geralmente em dois grupos principais: as óxidas e as não-óxidas.

As ligações atômicas e as estruturas cristalinas desses materiais governam suas propriedades. A estrutura cristalina das cerâmicas é uma das mais complexas dentre todos os materiais, pois contém vários elementos de diferentes tamanhos. A ligação entre seus átomos é geralmente covalente (elétrons compartilhados, caracterizando, portanto, ligação forte e direcional) e iônica (ligação primária entre íons de carga oposta, o que caracteriza ligação forte também). Esses tipos de ligações são muito mais fortes do que ligações metálicas. Conseqüentemente, a dureza e a resistência térmica e elétrica das cerâmicas podem ser significativamente maiores que os de metais (Inasaki,1998). A relação entre ligações covalentes e ligações iônicas varia na proporção de 4:6 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  e cerâmicas óxidas) a 9:1 (SiC e cerâmicas não-óxidas). As diferenças no tipo de ligação atômica são responsáveis pelas variações de dureza e do módulo de Young dos materiais cerâmicos.

As cerâmicas com ligações covalentes são geralmente de alta dureza, rígidas e tem uma alta temperatura de fusão.

Uma visão mais geral das cerâmicas oxidas e não oxidas com suas características físicas e mecânicas é apresentada na Tabela 3.1:

**Tabela 3.1. Características físicas e mecânicas de algumas cerâmicas avançadas (Mamalis et al., 2002).**

	Densidad e ( $\text{g/cm}^3$ )	Dureza Vickers, HV (MPa)	Módulo de Elasticidad e E (GPa)	Tenacidade à Fratuira, $K_{Ic}$ ( $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ )	Resistência à Flexão (MPa)	Conductividad e Térmica (W/m-K)	Rigidez (N/mm)
$\text{Al}_2\text{O}_3$	3,8... 4,2	161,8	344	4	304	25	360
$\text{ZrO}_2$	5,9	127,5	206	5	980	28	420
SiC	3,1... 3,2	245,2	392	3,6	490	59	700
$\text{B}_4\text{C}$	2,5	255	300	7,5	700	29	400
$\text{Si}_3\text{N}_4$ PQ	3,2	147,1	294	6	588	30	690
$\text{Si}_3\text{N}_4$ SR	2,5	166,7	345	6	750	17	215
C45	7,8	-	210	120		50	600

PQ:  $\text{Si}_3\text{N}_4$  obtido por prensagem a quente

SR:  $\text{Si}_3\text{N}_4$  obtido por sinterização reativa

De acordo com Mamalis *et al.* (2002) analisando-se a tabela 3.1, nota-se que as densidades das cerâmicas são menores que as dos aços, devido às distâncias interatômicas serem grandes, e a densidade dos elétrons pequena. Ligações covalentes possuem uma grande energia de ligação, ( $1,1 \times 10^{-17} \text{ J/átomo}$ ), que é quase 1000 vezes maior que a energia das ligações metálicas, ( $1,5 \times 10^{-20} \text{ J/átomo}$ ). Em tais estruturas, a densidade de discordâncias é pequena e sua mobilidade prejudicada, aumentando assim, os valores de dureza (HV) e rigidez. A rigidez é também indicada pelo valor do módulo de elasticidade ou de Young (E), mas é mais perceptível quando se compara o quociente E / HV das cerâmicas com o dos aços. No caso de um material altamente dúctil (aço), o valor E / HV é alto, cerca de 250, enquanto que num material altamente frágil (cerâmica) é por volta de 20. A resistência à fratura  $K_{Ic}$ , ou a resistência à flexão, são fatores também associados diretamente à rigidez e fragilidade.

Segundo Ramesh *et al.* (2001), a cerâmica em geral é frágil e não pode suportar as grandes tensões internas induzidas por expansões térmicas não uniformes.

Segundo Mamalis *et al.* (2002), o número de peças feitas com material cerâmico tem crescido gradualmente no campo da Engenharia Mecânica nos últimos tempos. A cerâmica usada em peças mecânicas é denominada “cerâmica avançada”, e é diferente da tradicional e conhecida cerâmica. Ela tem vantagens em relação a outros materiais devido a três características principais: elevada dureza; grande resistência ao desgaste e capacidade de operação em altas temperaturas (2000°C). Um exemplo de utilização é constatado em motores e turbinas a gás, que contêm peças com as peculiaridades acima citadas.

### **3.1.1. Dureza dos materiais cerâmicos**

A dureza pode ser definida como a resistência de um material à penetração por uma ponta (Askeland & Phulé, 2003). Do ponto de vista físico, a dureza está relacionada com a estrutura cristalina do material e assim pode ser derivada somente das forças interatômicas. Contudo, na prática, a dureza é uma propriedade que depende de características microestruturais como porosidade,

tamanho de grão, contornos de grãos, movimentação de discordâncias e de outras propriedades relacionadas à temperatura (Rice, 2000).

Os testes mais comuns para medidas de dureza em cerâmicas são os testes de microdureza Knoop e Vickers. Estas técnicas são diferenciadas pelo tamanho e geometria do penetrador e consistem na medida da resistência à deformação plástica permanente, causada pela indentação. É obtida pela razão entre a carga aplicada e a área de superfície projetada da endentação criada em consequência do teste (Wobker *et al.* (1998). Na figura 3.1 são apresentadas duas geometrias de penetradores, utilizados na determinação da microdureza Vickers e Knoop.

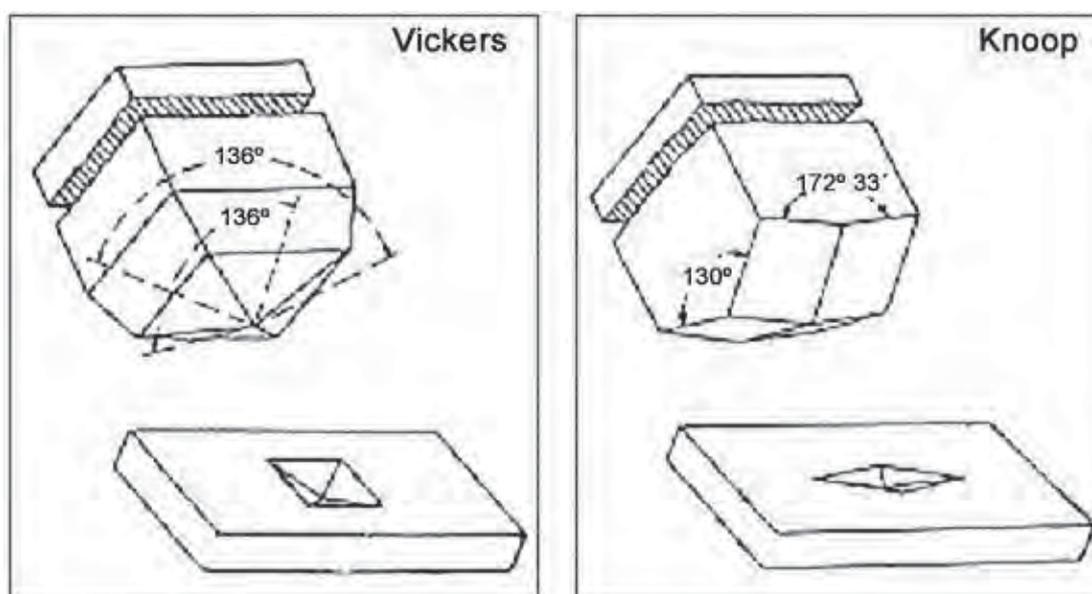


Figura 3.1. Penetradores para medição de microdureza (Khenafes, 2006).

Blaedel *et al.* (1999) citam que o procedimento de impressão por deformação plástica do penetrador no material (“indentation”) permite quantificar a fragilidade das cerâmicas e que pode ser expressa através da razão (índice de fragilidade) entre a dureza e a tenacidade à fratura da cerâmica. A tenacidade à fratura mede resistência de um material à fratura, na presença de uma falha (Askeland, 2003). Assim, o índice de fragilidade é expresso por:

$$B = \frac{H}{K_{Ic}} \quad (3.1)$$

Onde:  $H$  = dureza do material;  $K_{Ic}$  = tenacidade à fratura do material.

### 3.1.2. Fratura em materiais cerâmicos

Segundo Zanotto & Migliore Jr. (1991), é possível encontrar grandes variações de resistência mecânica entre peças de um mesmo lote, podendo ocorrer que a resistência máxima seja o dobro da mínima. Esta discrepância e a grande variabilidade de valores de resistência mecânica são causadas pela fratura frágil e explicadas pela teoria de Griffith.

A teoria de Griffith considera que um corpo frágil contém pequenas falhas (microtrincas). Quando um esforço de tensão externo é aplicado, as pontas das microtrincas atuam como concentradores de tensão, propiciando a corrosão sob tensão. Como o corpo não pode liberar estas tensões através de deformação plástica, a tensão local na região próxima à ponta da microtrinca mais severa (crítica) aumenta até atingir a resistência teórica, causando a ruptura do corpo. A equação de Griffith que descreve este processo é:

$$\sigma = \frac{1}{y} \left( \frac{2\gamma_i E}{c} \right)^{1/2} \quad (3.2)$$

Onde:

$\sigma$  = tensão de ruptura;

$y$  = constante adimensional que relaciona o tamanho da falha com o tamanho da amostra;

$\gamma_i$  = energia superficial por unidade de área para iniciar a fratura;

$E$  = Módulo de elasticidade (Young);

$c$  = comprimento da trinca crítica.

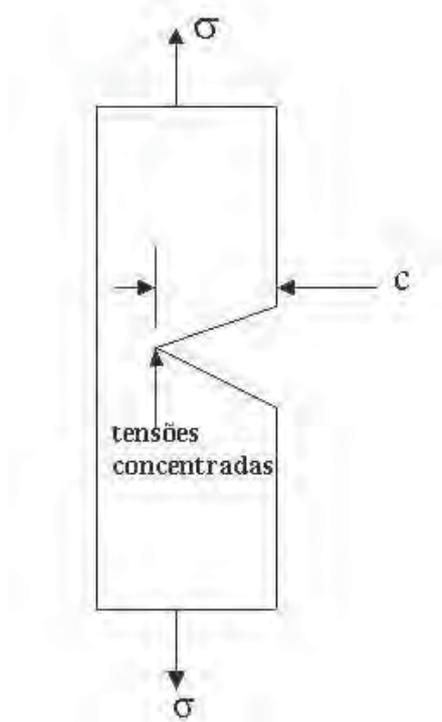


Figura 3.2. Desenho esquemático do modelo de Griffith (Shackelford, 1996).

Na figura 3.2 é apresentado um desenho esquemático, que relaciona a tensão de ruptura do material cerâmico com a concentração de tensão na ponta da trinca crítica. A medida do trabalho de fratura está relacionada ao fator crítico de intensidade de tensão  $K_{ic}$ , também denominado tenacidade à fratura. Este fator descreve uma intensidade particular de tensão na ponta de uma trinca que é necessária para sua propagação e está relacionada com a energia de fratura ( $\gamma_i$ ) através da relação:

$$K_{ic} = (2\gamma_i E)^{1/2} \quad (3.3)$$

Segundo a teoria de Griffith a resistência dos materiais cerâmicos é controlada principalmente por duas variáveis:

- Energia específica de fratura ( $\gamma_i$ ), que é uma propriedade do material sem defeitos e que depende de parâmetros microestruturais (como tamanho de grão);
- Tamanho do defeito crítico (falha), que é uma característica microestrutural relacionada ao processamento do material.

### 3.1.3. Resistência ao desgaste

Shackelford (1996) define o desgaste como a remoção de material na superfície como resultado de uma ação mecânica. Na figura 3.3 é ilustrado o mecanismo de desgaste abrasivo por partículas presas e soltas. O autor ainda identifica quatro principais tipos de desgaste:

- Adesão – quando duas superfícies lisas deslizam entre elas e os fragmentos de uma superfície são expulsos e aderem à outra superfície.
- Abrasão – ocorre quando uma superfície dura e rugosa desliza sobre uma superfície mole. São formados sulcos (asperidades) na superfície do material mole e partículas que se originaram do desgaste.
- Fadiga superficial – é causada por tensões de cisalhamento tangenciais à superfície do material, bem como impactos iterativos.
- Corrosão – ocorre com o deslizamento em ambiente corrosivo e agrega degradação química aos efeitos físicos do desgaste.

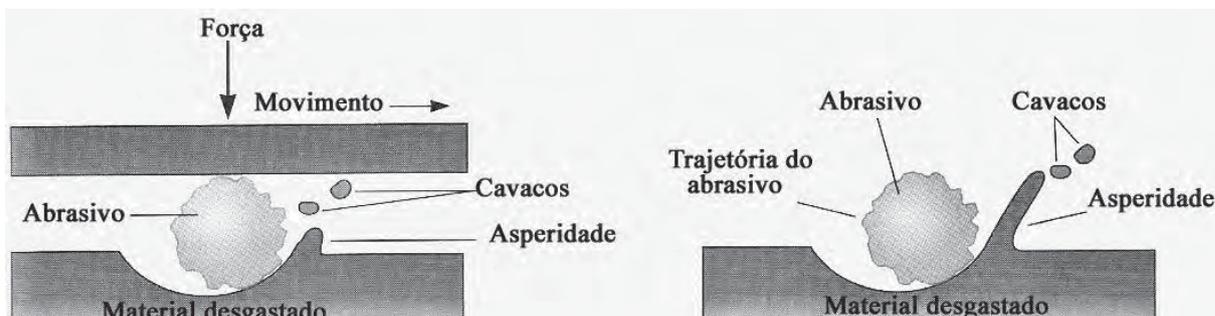


Figura 3.3. Desgaste abrasivo causado por partículas presas ou soltas (Shackelford, 1996).

Os materiais com elevada dureza e tenacidade são mais resistentes ao desgaste abrasivo. Marinescu *et al.* (1998) citam uma relação empírica entre a resistência ao desgaste e as propriedades mecânicas:

$$R \sim K_{ic}^{3/4} \cdot H^{1/2} \quad (3.4)$$

Onde:  $R$  = fator de resistência ao desgaste.

### 3.2. Mecanismos de remoção de material

Os mecanismos de remoção de material podem ser descritos através da interação entre o meio de retificação (grão abrasivo) e a peça a ser retificada. Estes experimentos, por sua vez, podem ser categorizados em dois principais grupos: os experimentos baseados na abordagem de mecânica de fratura aplicada à indentação estática e testes de riscamento com ponta única ou multiponto (grãos abrasivos), envolvendo até experimentos completos de retificação (Liang, 1992).

A abordagem de mecânica de fratura no processo de indentação descreve a interação de um grão abrasivo como um evento, onde o abrasivo penetra a peça na direção normal, enquanto é arrastado na direção lateral. Malkin & Hwang (1996) adaptaram um modelo das trincas induzidas em função da penetração, conforme pode ser observado na figura 3.4.

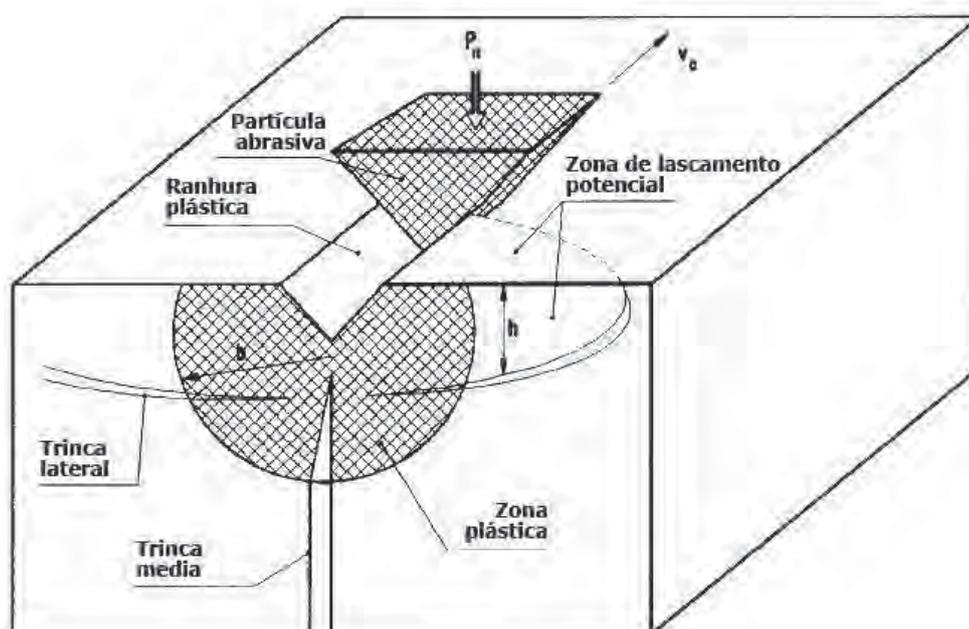


Figura 3.4. Zona plástica e formação das trincas médias/radiais e laterais devido ao riscamento por um grão abrasivo (Malkin & Hwang, 1996).

Numa indentação, o contato do indentador com a superfície da cerâmica, inicialmente desenvolve uma zona plástica de pequeno diâmetro, conforme ilustrado na figura 3.5a. Em seguida, uma pequena trinca longitudinal (trinca média) inicia-se devido ao campo de tensão desenvolvido (figura 3.5b). A trinca se propaga à medida que a indentação prossegue e aumenta de tamanho

(figura 3.5c). Um decréscimo da carga resulta na redução do tamanho ou no fechamento da trinca longitudinal devido às tensões de compressão (figura 3.5d). A redução subsequente da carga promove a formação de trincas transversais devido às tensões laterais (figura 3.5e). Após a liberação da carga, devido ao campo de tensão residual desenvolvido, o tamanho da trinca lateral aumenta, conduzindo à separação do material na forma de cavacos (figura 3.5f).

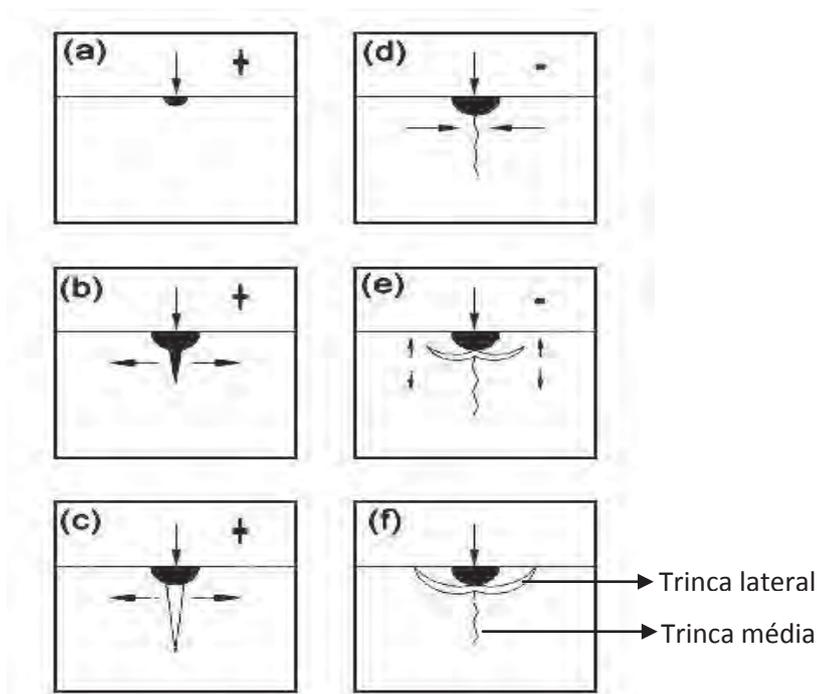


Figura 3.5. Estágios de formação das trincas através da indentação (Lawn, 1993).

As trincas médias que penetram na peça são responsáveis pelo dano à resistência mecânica da peça, pois estas apontam para o centro e um esforço mecânico pode provocar a propagação da trinca e conseqüentemente o rompimento da peça naquele ponto, enquanto as trincas laterais, ao se propagarem, são responsáveis pela remoção de material. Subhash *et al.* (2002) observam que a abordagem de indentação é útil para obter informações fundamentais sobre a evolução da trinca durante a retificação de materiais frágeis, porém falha na captura de interações e influências dos parâmetros de processo.

Jahanmir *et al.* (1999) observam que quando a indentação é realizada com baixa carga, somente uma deformação plástica (permanente) é introduzida na peça. Para a maioria dos materiais frágeis, esta carga limite é relativamente baixa e

não depende exclusivamente das propriedades mecânicas do material indentado, mas também da forma do indentador.

Ramesh *et al.* (2001) consideram que o mecanismo de remoção de material na retificação de cerâmicas depende do tamanho e da densidade de defeitos tais como falhas, trincas e o tamanho do campo tensionado. Segundo os autores, quando a região onde é aplicada a tensão for menor que o tamanho do defeito, o material é removido principalmente por deformação plástica. Caso contrário, o modo frágil é predominante.

### **3.2.1. Mecanismo de remoção por modo dúctil**

A remoção de material no modo dúctil ocorre na retificação com cargas ou profundidades de corte abaixo do limite para induzir a nucleação de trincas. Neste modo de retificação, o processo de remoção de material não é bem caracterizado e fluxo plástico ou cisalhamento parecem ser descrições mais adequadas (Tönshoff *et al.*, 1999).

A principal característica do modo dúctil é a ausência de trincas residuais na peça. É consenso na literatura (Mikijel & Allor, 2003; Chand *et al.*, 2002) que trincas originadas durante a retificação podem degradar a resistência à ruptura de um componente de cerâmica estrutural. Assim, a resistência mecânica de componentes cerâmicos retificados no modo frágil é muito sensível tanto ao processo de retificação, como à direção de retificação.

Para impedir a formação de trincas na retificação, ou seja, retificar no modo dúctil, duas estratégias são normalmente usadas: o controle da profundidade de corte e o controle da carga por grão abrasivo durante a retificação (Blaedel *et al.*, 1999). Zhong (2003) menciona que a profundidade de corte crítica para a retificação de materiais duros e frágeis no modo dúctil varia de 50 nm a 1 µm.

Zhong (2003) ainda observa que o modo dúctil e frágil de retificação pode ocorrer no mesmo material frágil e a transição entre eles pode ser controlada pela configuração dos parâmetros de processo (avanço e fluido de corte). Em seu trabalho, ele reporta um modo intermediário entre o frágil e o dúctil, que ele chama de retificação por microtrincamento ou retificação parcialmente dúctil.

### 3.2.2. Transição entre o modo frágil e dúctil

A transição entre os modos de remoção de material pode ser compreendida baseada no conceito de escala. Conforme o tamanho ou escala (volume) da interação entre o grão abrasivo e a superfície da peça diminui, há um limite onde a fratura do material da peça é substituída pela deformação plástica. Para interações de pequena escala na maioria dos materiais frágeis, é mais favorável energeticamente deformar-se do que criar duas novas superfícies por fratura. A escala limite em que ocorre esta transição é uma função das propriedades intrínsecas que determinam a fratura e deformação plástica do material (Blaedel *et al.*, 1999).

Como os materiais cerâmicos são normalmente muito mais frágeis do que os metais e exibem pouca deformação plástica é esperado que os mecanismos de interação entre o abrasivo e a peça envolvam principalmente fratura frágil (Fujita *et al.*, 2006). Shen *et al.* (2002) *apud* Zhong (2003) apresentaram extensamente exames microscópicos mostrando áreas fraturadas, consistente com o mecanismo de fratura frágil. Contudo, a análise microscópica (Microscopia Eletrônica de Transmissão) de cerâmicas policristalinas retificadas também tem revelado arranjos densos de discordâncias na superfície, evidência inequívoca de fluxo plástico.

Blaedel *et al.* (1999) reportam que a ductilidade de materiais frágeis é observada em testes de indentação e na moagem de pós. O estudo de moagem de partículas indica que conforme o material vai ficando menor (“mais fino”), o mecanismo de redução de tamanho altera-se de fratura para fluxo plástico. A transição do modo frágil para o dúctil pode ser explicada a partir de considerações de energia de remoção de material.

Segundo Fujita, *et al.* (2006), para menores profundidades de corte, o fluxo plástico é mais favorável energeticamente, sendo caracterizado pela tensão de escoamento ( $\sigma_y$ ). A energia ( $E_p$ ) necessária para deformar plasticamente um volume específico de material ( $V_p$ ) pode ser descrita por:

$$E_p = \sigma_y \cdot V_p \quad (3.5)$$

A propriedade de resistência à fratura pode ser descrita pelo parâmetro de propagação de trinca de Griffith ( $G$ ). A energia ( $E_f$ ) necessária para a fratura é uma função da área ( $A_f$ ) da nova superfície criada pela propagação da trinca. Assim:

$$E_f = G \cdot A_f \quad (3.6)$$

Para uma determinada espessura de retificação  $d$ , é razoável assumir que a ordem de magnitude de ambos  $V_p$  e  $A_f$  são determinadas por  $d$ . Ou seja:

$$V_p \sim d^3$$

$$A_f \sim d^2$$

A razão entre as energias de remoção de material por deformação plástica (dúctil) e por fratura (frágil) é então proporcionalmente expressa por:

$$\frac{\text{Energia de fluxo plástico}}{\text{Energia de fratura}} \sim \frac{E_p}{E_f} \alpha d \quad (3.7)$$

Consequentemente, conforme a escala de retificação diminui, o fluxo plástico torna-se o mecanismo de remoção de material predominante. A espessura ( $d$ ) onde ocorre a transição é uma função intrínseca das propriedades dos materiais que controlam a deformação plástica e a fratura.

Para monocristais, a deformação plástica ocorre em planos característicos de deslizamento, enquanto a fratura frágil ocorre em planos característicos de clivagem. Quando uma determinada tensão de cisalhamento aplicada num plano preferencial excede um valor crítico  $\tau_c$ , antes que a clivagem ocorra, uma deformação plástica ocorre em um pequeno campo tensionado do material, com uma escala especificada que pode corresponder à penetração do rebolo na peça. Da mesma forma, a clivagem ocorre quando determinada tensão normal ao plano de clivagem ultrapassa um valor crítico  $\sigma_c$ , antecedendo a deformação plástica.

Marinescu *et al.* (1998) *apud* Fujita *et al.* (2006) dividem a escala de retificação baseado na densidade de defeitos do material a ser retificado em três regiões:

- Na escala de micron, discordâncias e microtrincas estão presentes no campo tensionado. A tensão crítica  $\sigma_c$  diminui conforme a escala de retificação aumenta, pois há maior presença de defeitos no campo tensionado. Por outro lado, a tensão crítica para a deformação plástica  $\tau_c$  independe destes defeitos. Assim, o modo de remoção frágil é predominante.
- Na escala intermediária entre micron e submicron, a tensão crítica  $\sigma_c$  não diminui com a redução do tamanho do campo tensionado, porque as microtrincas raramente ocorrem dentro deste campo. Como as discordâncias estão presentes no campo tensionado, a tensão crítica  $\tau_c$  não apresenta alteração significativa. Assim, o mecanismo de remoção de material tende a mudar de frágil para dúctil.
- Na região entre submicron e nanômetro, a retificação ocorre numa superfície livre de defeitos, onde a deformação plástica ocorre antes da fratura. Ambos valores de  $\tau_c$  e  $\sigma_c$  aumentam até o valor intrínseco de um material perfeito, sendo ocasionalmente afetados pela temperatura ambiente.

Liang (1992) menciona o critério da espessura de corte crítica, que estabelece que se a espessura máxima do cavaco obtido na retificação é menor que a espessura de corte crítica que produz trincas no material, então a retificação ocorrerá no regime dúctil. A espessura máxima do cavaco é dada por:

$$d_c = \left(\frac{E}{H}\right) \left(\frac{K_{ic}}{H}\right)^2 \quad (3.8)$$

Alley & Devereux (2003) estudaram o efeito do pH do fluido de corte sobre a dureza da cerâmica e a consequente alteração na transição do modo de remoção. A dureza seria afetada pela movimentação de discordâncias. Os autores reportaram variações na caracterização após a retificação (resistência mecânica e rugosidade), bem como parâmetros de processo (forças de retificação) em função da dureza/pH.

Na figura 3.6 é introduzido um gráfico que relaciona a dureza da alumina em função do pH e potencial zeta do fluido de corte. O potencial zeta

representa o potencial no ponto entre a porção difusa da dupla camada elétrica, que é formada espontaneamente na interface com um eletrólito (Alley & Devereux, 2003). Ele representa o potencial eletrostático gerado pelo acúmulo de íons na superfície de uma partícula em contato com um eletrólito.

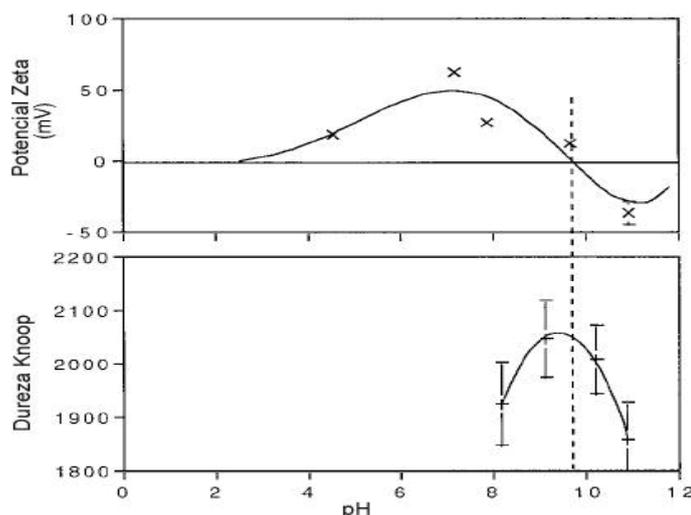


Figura 3.6. Variação da dureza em função do pH e do potencial Zeta do fluido de corte (ALLEY *et al.*, 2002).

### 3.2.3. Mecanismo de remoção por modo frágil

Alguns modelos foram propostos para descrever o processo frágil de remoção de material durante a usinagem abrasiva de cerâmica. O modelo de Marshall & Evans (1981) é baseado na formação e propagação de uma trinca em analogia ao processo de indentação. Malking & Hwang (1996) posteriormente detalharam esse modelo. Segundo o modelo de Marshall & Evans (1981), as trincas laterais são responsáveis pela remoção de material e seu tamanho está relacionado com a carga e as propriedades do material através da seguinte relação:

$$V = \alpha \cdot P^{\frac{9}{8}} \left(\frac{E}{H}\right)^{\frac{4}{5}} \cdot \left(K_{ic}^{\frac{1}{2}} \cdot H^{\frac{5}{8}}\right)^{-1} \quad (3.9)$$

Onde:

$V$  = volume de material removido por unidade de distância de deslizamento;

$\alpha$  = constante independente do material;

$P$  = força normal aplicada aos grãos abrasivos;

Marshall & Evans (1981) *apud* Jahanmir *et al.* (1999) citam uma equação para descrever a força crítica para ativação do processo de remoção por trinca lateral:

$$P^* = \varepsilon \cdot f\left(\frac{E}{H}\right) \cdot (K_{ic}^4 \cdot H^3) \quad (3.10)$$

Ou

$$P^* = \varepsilon \cdot f\left(\frac{E}{H}\right) \cdot \left[ K_{ic} \cdot \left(\frac{1}{B}\right)^3 \right] \quad (3.11)$$

Onde:

$\varepsilon$  = constante adimensional;

$f\left(\frac{E}{H}\right)$  = função fraca cujo produto com  $\varepsilon$  equivale a  $2 \cdot 10^5$  para indentação Vickers.

A equação (3.11) indica uma forte influência do índice de fragilidade na carga crítica para ativação da fratura lateral.

Em contraste com o modelo de Evans & Marshall (1981), o modelo de Kirchner *et al.* (1985) é baseado na formação e extensão de um grande número de microtrincas distribuídas na região tensionada. Essas trincas interagem e promovem a remoção de material.

Baseado no modelo de Kirchner *et al.* (1985), Zhang *et al.* (2003) apresentaram a hipótese de retificação em regime de pulverização. Segundo os autores, a pulverização é consequência do microtrincamento intragranular ou transgranular devido ao campo de tensões de cisalhamento sobrepostas por tensões compressivas hidrostáticas, induzidas pelos grãos abrasivos durante a retificação. Os dados obtidos pelos autores sugerem que a fragilidade desempenha um papel significativo neste processo.

De acordo com Zhang *et al.* (2003), os grãos pulverizados formam uma camada superficial de menos de 10 $\mu$ m, localizada imediatamente acima da região de microtrincamento, conforme apresentado na figura 3.7. A espessura

desta camada estaria correlacionada com a profundidade de corte e o tamanho do grão abrasivo.

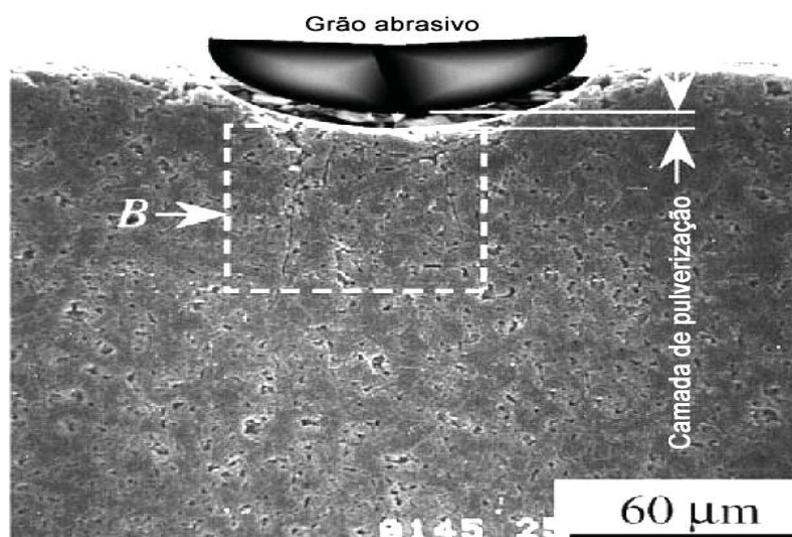


Figura 3.7. Foto mostrando a camada onde ocorre a pulverização (Zhang *et al.*,2003).

Jahanmir *et al.* (1999), por sua vez, afirmam que embora os processos de remoção através de deformação plástica e fratura frágil possam ocorrer na retificação de cerâmicas policristalinas, o processo de microfratura e remoção em escala de grão são mais comuns. O processo de microfratura é a remoção através da propagação de trincas ao longo dos contornos de grãos.

### 3.3. O Processo de Retificação

A retificação é um processo de usinagem por abrasão, no qual a remoção do material é realizada pela interação do abrasivo e a peça. Diferente dos processos onde se tem ferramentas de geometria definida, os abrasivos na retificação têm arestas de corte irregulares (REN *et al.*, 2009).

O objetivo da retificação é dar à peça a dimensão, a geometria e o acabamento superficial especificado, causando o mínimo de dano a ela (Toenshoff *et al.*, 1999).

De acordo com MALKIN (1989), a retificação é um dos principais processos de fabricação. Ressalta-se que quase todos os produtos utilizados atualmente foram retificados em algum estágio de sua fabricação ou mesmo foram fabricados por este processo.

A operação de retificação é normalmente aplicada nas fases finais do processo de produção e é empregada na fabricação de componentes que requerem tolerâncias bastante estreitas, 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, o 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.

Ramesh *et al.* (2001) consideram que o mecanismo de remoção de material na retificação de cerâmicas depende do tamanho e da densidade de defeitos tais como falhas, trincas e o tamanho do campo tensionado. Segundo os autores, quando a região onde é aplicada a tensão é menor que o tamanho do defeito, o material é removido principalmente por deformação plástica. Caso contrário, o modo frágil é predominante.

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

Segundo LIAO *et al.* (2000), 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 tensões residuais e ainda proporcionar um desgaste excessivo do rebolo.

Além disso, a retificação é um processo bastante complexo, pois envolve uma gama de parâmetros (velocidades de corte e de avanço, etc.) e variáveis (tipos de fluidos de corte; rebolos; etc.) que influenciam no mesmo. Portanto, para se controlar melhor a retificação é necessário analisar o maior número de variáveis possíveis, evitando assim perdas de peças durante o processo.

Segundo Diniz *et al.* (2006) a nomenclatura própria para o processo de retificação compõe-se de: retificação cilíndrica externa entre pontas (de mergulho e longitudinal); retificação cilíndrica externa sem centros (centerless); retificação cilíndrica interna (de mergulho); retificação plana frontal e tangencial.

Destaca-se entre as variações da operação de retificação a cilíndrica externa de mergulho, pois é um processo rápido e econômico. Nesse tipo de retificação, o rebolo executa o movimento de avanço numa direção perpendicular à superfície a ser retificada. A largura do rebolo normalmente é superior à da peça, o que viabiliza a retificação de várias superfícies simultaneamente através da montagem de diversos rebolos ou a retificação de perfis, através da afiação do rebolo no perfil adequado (DINIZ *et al.*, 2006).

A retificação cilíndrica externa de mergulho, utilizada neste trabalho, está representada na Figura 3.8.

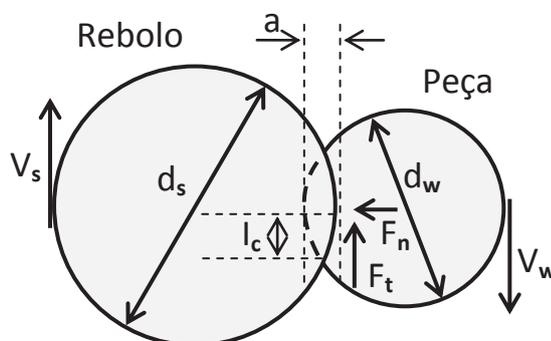


Figura 3.8. Operação de retificação cilíndrica externa de mergulho (MALKIN 1989, modificado).

De acordo com a Figura 3.8, a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho é basicamente constituída dos seguintes parâmetros: penetração de retificação ou profundidade de corte ( $a$ ) correspondente ao final do ciclo de retificação; velocidade tangencial do rebolo ( $V_s$ ); velocidade de mergulho ( $V_f$ ); velocidade tangencial da peça ( $V_w$ ); diâmetro da ferramenta ( $d_s$ ); diâmetro da peça ( $d_w$ ); comprimento de contato ( $l_c$ ); força tangencial de corte ( $F_t$ ) e força normal de corte ( $F_n$ ). A correlação entre eles caracteriza a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho.

Segundo SOARES & OLIVEIRA (2002), o ciclo de retificação é entendido como o conjunto de etapas que ocorrem em uma operação, desde a colocação da peça na máquina até a saída desta dentro de especificações pré-determinadas. O ciclo de retificação é subdividido em fases e, cada uma possui um tempo para sua execução.

Soares & Oliveira (2002) demonstram, na figura 3.9, o ciclo de retificação e as respectivas etapas.

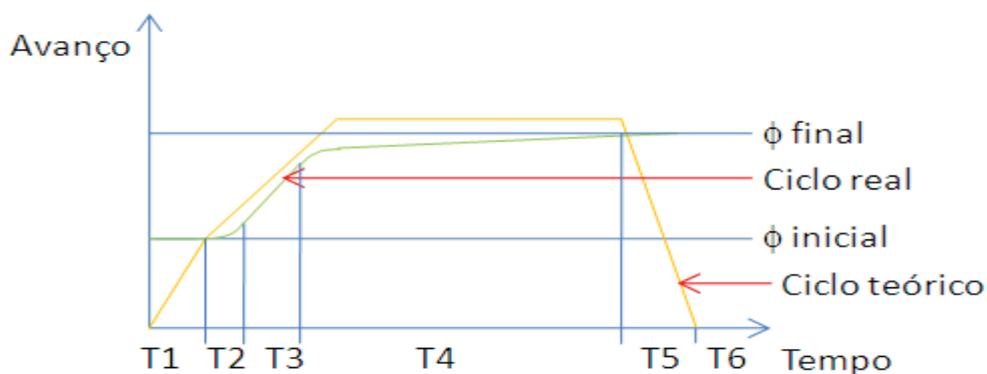


Figura 3.9. Representação do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho (adaptado de SOARES & OLIVEIRA, 2002).

Uma descrição dos intervalos de tempo indicados na figura 3.9 é feita a seguir:

- T1: deslocamento do rebolo em direção à peça, sem remoção de material;
- T2: início do contato entre o rebolo e a peça, proporcionando deformações elásticas em ambos e também na máquina. Estas

deformações são responsáveis pelo atraso entre a posição real do rebolo e a posição indicada pelo comando da máquina. Também nesta fase inicia-se a formação do cavaco.

- T3: atinge-se a profundidade de corte estabelecida para um ciclo;
- T4: período de centelhamento (spark out), onde não há avanço do rebolo, permitindo, desta forma, eliminar as deformações adquiridas durante o período T2. O tempo de spark out é de fundamental importância dentro de um ciclo de retificação, pois é neste momento que se atinge as tolerâncias dimensionais e geométricas com reduzidos valores de rugosidade superficial, característicos do processo de retificação;
- T5: afastamento do rebolo, permitindo a retirada da peça usinada e a colocação de outra peça a ser trabalhada;
- T6: realização de uma possível operação de dressagem, a qual é composta pelo movimento do rebolo até o dressador, pela dressagem propriamente dita e pelo retorno do rebolo até a posição de trabalho.

A soma de todos os tempos das fases, descritas anteriormente, resulta no tempo total de retificação, que é um parâmetro significativamente importante na produção em massa.

### **3.3.1. Principais Variáveis e Parâmetros Envolvidos no Processo de Retificação**

#### **3.3.1.1. Profundidade de Corte (a)**

Segundo BIANCHI *et al.* (1996a), a deflexão entre o rebolo e a peça aumenta conforme a área de contato e, conseqüentemente, o número de grãos em contato com a peça aumentam. Sendo assim, a temperatura durante o processo também aumenta. Portanto, um aumento na profundidade de corte provoca um aumento no número de grãos ativos e no tempo de contato, fazendo com que cada grão abrasivo remova uma quantidade menor de material.

Os cavacos resultantes são mais alongados e finos, gerando maiores atrito e riscamento, desde o início da sua formação até a sua expulsão. Isso faz com que haja um aumento da temperatura na região de corte e uma elevação da

rugosidade, do nível de emissão acústica e das forças de corte (normal e tangencial).

### 3.3.1.2. Diâmetro Equivalente ( $D_e$ )

Parâmetro criado por KING & HAHN (1992), que estabelece que a diferença de curvatura entre rebole e a peça influi no comprimento de contato. O diâmetro equivalente correlaciona a retificação plana e a diferença de curvatura em retificações internas e externas. O diâmetro equivalente é dado por:

$$D_e = \frac{D_s}{\left[1 \pm \left(\frac{D_s}{D_w}\right)\right]} \quad (3.12)$$

Onde :

$D_s$  = diâmetro do rebole;

$D_w$  = diâmetro da peça.

Na equação, o sinal positivo representa a operação cilíndrica externa, e o sinal negativo a cilíndrica interna. No caso da retificação plana, o diâmetro da peça ( $D_w$ ) tem valor infinito (MALKIN, 1989).

Para esclarecimento do significado físico de tal parâmetro, quatro exemplos de diâmetros equivalentes são apresentados na figura 3.10.

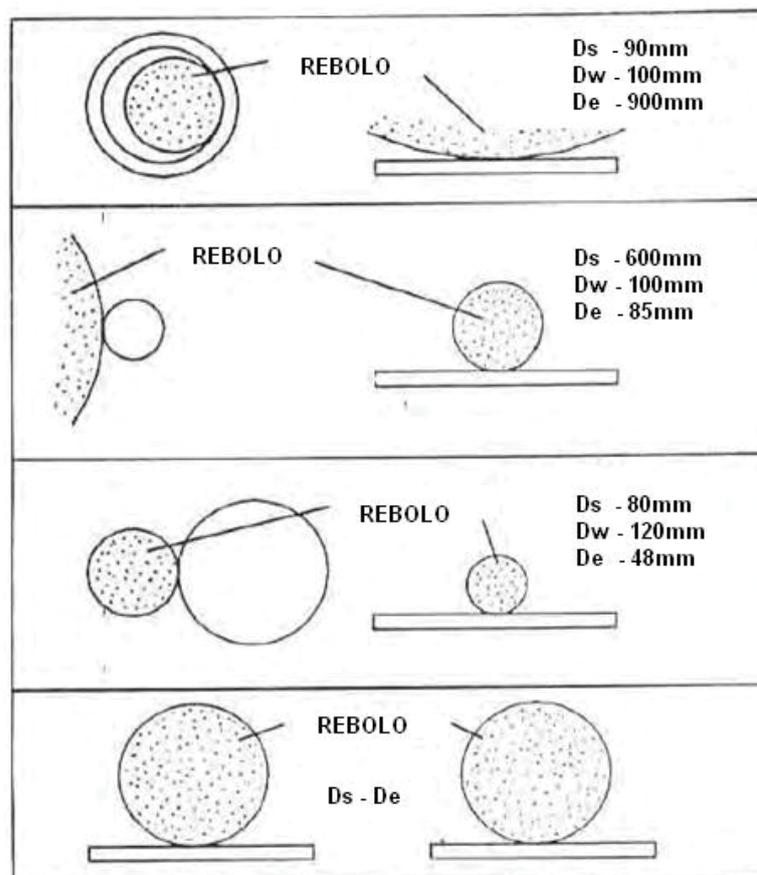


Figura 3.10. Quatro exemplos de diâmetro equivalente (OLIVEIRA, 1988).

De forma geral, na retificação plana, o diâmetro equivalente representa o grau de adaptação da superfície do rebolo com a peça. Na retificação cilíndrica ele representa o diâmetro que o rebolo, de uma operação plana tangencial, deveria ter para proporcionar a mesma geometria de corte e comprimento de contato.

Portanto, o diâmetro equivalente é o parâmetro que inter relaciona as operações tangencial plana, cilíndrica tangencial externa e cilíndrica tangencial interna para qualquer diâmetro de rebolo e de peça. Deve-se observar que este não é utilizado quando as operações são variáveis ao longo da superfície de trabalho.

### 3.3.1.3. Comprimento de contato ( $I_c$ )

Um dos parâmetros mais utilizados e de grande importância na retificação é o arco ou comprimento de contato ( $I_c$ ), o qual define a extensão de

contato entre o rebolo e a peça durante tal operação. MALKIN (1989) fez um equacionamento do comprimento de contato, desprezando as deformações e movimentos envolvidos no processo. Este equacionamento envolve a profundidade de corte ( $a$ ) e o diâmetro ( $d_s$ ) do rebolo, como se verifica na equação (3.13):

$$I_c = (a \cdot d_s)^{\frac{1}{2}} \quad (3.13)$$

#### 3.3.1.4. Velocidade de Corte ( $V_s$ )

Segundo BIANCHI *et al.* (1996a), a velocidade de corte  $V_s$  exerce uma substancial influência sobre o comportamento das forças de corte, desgaste do rebolo, acabamento e queima superficial da peça, vibrações da máquina, entre outros.

Quando a velocidade de corte é elevada, um mesmo grão abrasivo passa a remover um menor volume de cavacos, pelo aumento da sua frequência de contato com a peça.

Portanto, a espessura do cavaco removido é menor, diminuindo as forças de corte, rugosidade da peça e desgaste do rebolo, pela menor solitação de cada grão. Em contrapartida, pelo aumento da intensidade de contato dos grãos com a peça, ocorre uma elevação da temperatura que pode ocasionar um dano térmico na peça (BIANCHI *et al.* 1996a).

#### 3.3.1.5. Comportamento da Velocidade da Peça ( $V_w$ )

Segundo BIANCHI *et al.* (1996b), a velocidade da peça  $V_w$  é coincidente com a da mesa da máquina retificadora. Esta velocidade está relacionada ao impacto que os grãos abrasivos provocam na peça.

Quando a velocidade da peça é baixa e a penetração é grande, o impacto dos grãos abrasivos do rebolo sobre a peça é pequeno e os cavacos são alongados. O tempo de contato grão/peça e o número de grãos ativos são maiores. Assim, a força em um grão abrasivo é pequena e atua durante um tempo longo. Os grãos abrasivos tendem a permanecer mais tempo em contato com a peça, o que provoca um desgaste maior.

As forças de corte (normal e tangencial) tendem a aumentar com o tempo de retificação, pelo desgaste das arestas cortantes. Com isto, o desgaste do rebolo tende a ser menor, considerando-se que os grãos abrasivos permanecem mais tempo presos ao ligante, o que minimiza a perda de grãos.

Quando a velocidade da peça é alta e a penetração do rebolo é pequena, o impacto dos grãos abrasivos do rebolo sobre a peça é grande e os cavacos são curtos. O tempo de contato grão/peça e o número de grãos ativos são menores, gerando uma força por grão abrasivo grande e por pouco tempo (figura 3.11). Os grãos tendem a se fraturar e a se desprender da superfície de corte do rebolo. Neste caso, as forças totais de corte tendem a uma estabilização pela troca constante de grãos abrasivos. O desgaste do rebolo tende a ser maior que no caso anterior.

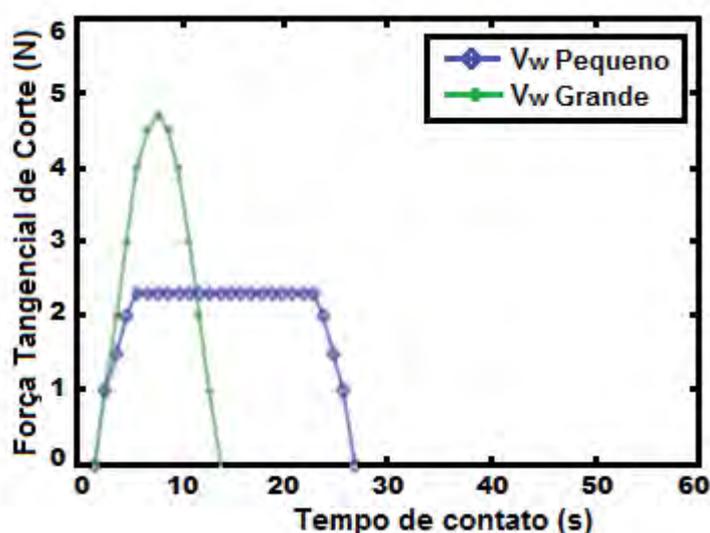


Figura 3.11. Qualitativo - Força Tangencial de Corte vs Tempo de Contato (AGUIAR, 1997).

### 3.3.1.6. Taxa de remoção e espessura

De acordo com MALKIN (1989), durante a retificação, a taxa de remoção de material ( $Q_w$ ) é determinada pela profundidade de corte ( $a$ ), pela velocidade relativa entre a peça e o rebolo ( $V_w$ ) e pela largura de retificação ( $b$ ).

$$Q_w = a \cdot V_w \cdot b = \pi \cdot d_w \cdot V_f \cdot b \quad (3.14)$$

Onde:

$V_f$  é a velocidade de avanço;

$d_w$  é o diâmetro da peça.

Ainda segundo MALKIN (1989), pode-se obter a taxa específica de remoção de material ( $Q'_w$ ), dividindo a taxa de remoção de material ( $Q_w$ ) pela largura de retificação ( $b$ ):

$$Q'_w = a \cdot V_w = \pi \cdot d_w \cdot V_f \quad (3.15)$$

Segundo OLIVEIRA (1988), a espessura da camada de material removida pelo rebolo numa volta completa denomina-se de espessura equivalente de corte  $h_{eq}$ , e é um parâmetro que permite quantificar uma condição de trabalho, sendo ainda definido como a relação entre a taxa de remoção específica do material  $Q'_w$  e a velocidade de corte  $V_s$ .

Desta forma, de acordo com GRAF (2004), a espessura equivalente de corte para o processo de retificação cilíndrica externa pode ser representada pela equação abaixo:

$$h_{eq} = \frac{Q'_w}{V_s} = \frac{\pi \cdot d_w \cdot V_f}{60 \cdot 1000 \cdot V_s} \quad (3.16)$$

Segundo LIANG (1992) a espessura teórica máxima do cavaco  $h_{max}$  é diretamente proporcional ao parâmetro espessura equivalente de corte, sendo determinada pela equação:

$$h_{max} = 2L \cdot \frac{V_w}{V_s} \cdot \sqrt{\frac{a}{D_s}} \quad (3.17)$$

Onde:

$L$  = espaçamento médio entre grãos abrasivos;

$D_s$  = diâmetro do rebolo.

Segundo GUO & CHAND (1998) para o propósito de se obter superfícies com melhor acabamento e reduzir os danos induzidos na retificação, é

interessante minimizar  $h_{max}$ . Porém, isto implica em menores taxas de remoção e, assim, menor produtividade.

### 3.3.1.7. Força tangencial de corte e energia específica de retificação

As forças de corte durante a retificação estão diretamente associadas à remoção de material, desgaste do rebolo, temperatura de retificação e a integridade superficial dos componentes retificados. Assim, refletem o desempenho da operação de retificação em relação à eficiência do processo em si e da qualidade dos componentes retificados (LIANG, 1992).

De acordo com MALKIN (1989) para operações de retificação cilíndrica externa de mergulho (Figura 3.8) o vetor resultante da força total de retificação exercida pela peça sobre o rebolo pode ser decomposto em uma componente de força tangencial ( $F_t$ ) e uma componente de força normal ( $F_n$ ).

A força tangencial de corte em um grão abrasivo é expressa pela equação:

$$F_t = b \cdot h_{max} \cdot K_s + \mu \cdot b^2 \cdot \pi \cdot \frac{K_n}{4} \quad (3.18)$$

Onde:

$b$  (mm) = largura média no topo dos grãos abrasivos;

$K_s$  (N/mm<sup>2</sup>) = pressão específica de corte;

$\mu$  = coeficiente de atrito entre grão e peça;

$K_n$  (N/mm<sup>2</sup>) = tensão de escoamento do material.

Segundo MALKIN (1989), o processo de retificação requer uma quantidade significativa de energia para a remoção de material. Durante o processo, esta energia é transformada em calor, o qual é concentrado dentro da região de corte. As elevadas temperaturas podem produzir vários tipos de danos térmicos à peça, tais como: queima superficial, transformações microestruturais, aquecimento superficial possibilitando o aparecimento da têmpera superficial, re-têmpera do material (quando da usinagem de um aço temperado), com a formação de martensita não revenida, gerando tensões residuais de tração indesejáveis e redução do limite de resistência à fadiga do componente usinado.

Além disso, a expansão térmica da peça durante a retificação contribui para erros dimensionais e de forma no estado final da peça.

De acordo com MARSHALL (1952), os estudos das forças e energia específica de retificação ( $J/mm^3$ ), começaram no início dos anos 50 e mostraram que a energia específica envolvida era muito maior quando comparada àquela encontrada em outros processos de usinagem. Como em outros processos de corte de metais, uma tentativa foi feita visando interpretar as forças de retificação, em função dos mecanismos de formação do cavaco. Através de considerações pertinentes referentes à geometria típica dos grãos abrasivos, estimativas da tensão de cisalhamento foram efetuadas, devido à deformação plástica do material durante a formação do cavaco.

A energia específica ( $u_c$ ) associada à retificação é uma variável de saída relacionada diretamente com a força tangencial de corte e a velocidade periférica da ferramenta, entretanto a mesma é afetada por outros parâmetros como pode ser verificado na equação.

$$u_c = \frac{F_t \cdot V_s}{\pi \cdot d_w \cdot V_p \cdot b} \quad (3.19)$$

Onde:

$F_t$  é a força tangencial de corte;

$V_s$  a velocidade corte;

$b$  a largura de retificação;

$V_p$  a velocidade periférica da ferramenta e

$d_w$  o diâmetro da peça.

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 pelo fato de que apenas uma parcela da energia é empregada no processo de remoção de cavaco, sendo que a grande porcentagem restante é envolvida em outros mecanismos, como por exemplo, no atrito existente entre as regiões planas dos grãos e a peça e na deformação plástica da peça antes da formação do cavaco.

Segundo Mamalis et al (2002) a remoção de material em cerâmicas pode ocorrer de 2 maneiras diferentes, sendo uma pelo “processo de remoção por

modo dúctil” , onde a remoção do cavaco é feita por uma mudança elastoplástica, ou pelo chamado “processo de remoção frágil” em que o material removido da cerâmica é retirado por um processo de trinca, separação e remoção do material.

Mamalis et al (2002) relatam que é preciso estar atento às taxas de avanço, pois os movimentos dos grãos abrasivos da ferramenta provocam um lascamento adicional, aumentando a profundidade de corte, como pode ser visto na Figura 3.12 , assim ocorre um aumento na taxa de avanço de corte, que depende diretamente da profundidade de corte.

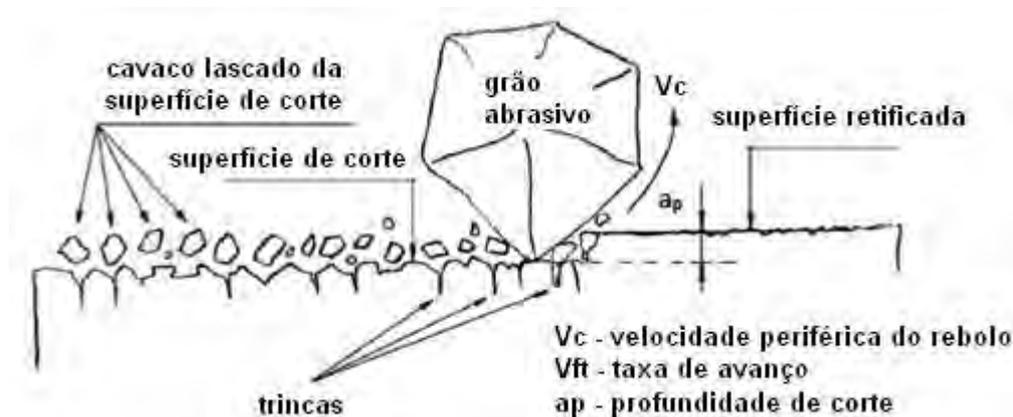


Figura 3.12. Modelo de formação do cavaco na retificação em cerâmicas (Mamalis et al, 2002).

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 (HASSUI, 2002).

### **3.4. Rebolos**

Segundo MALKIN (1989), rebolo é a ferramenta de corte utilizada no processo de retificação. Tal ferramenta é composta basicamente de grãos abrasivos de elevada dureza que efetuam o corte, presos a uma matriz aglomerante de um material menos duro.

O desempenho e as propriedades dos rebolos são dependentes dos seguintes fatores: material do grão abrasivo bem como o seu tamanho, material aglomerante, propriedades do abrasivo, do aglomerante e da porosidade (espaço vazio entre os grãos abrasivos no aglomerante) (MALKIN, 1989).

De acordo com as normas ANSI B74.13-1977 e ISO 525-1975E, a identificação dos rebolos é feita através de um código alfa-numérico normalizado.

Os rebolos são definidos pelas seguintes características: material e tamanho dos grãos abrasivos, dureza, estrutura do rebolo e do material aglomerante.

#### **3.4.1. Características dos Rebolos**

##### **3.4.1.1. Material Abrasivo**

A classificação dos grãos abrasivos é dividida em dois grupos: convencionais e superabrasivos. Tal classificação, feita por SHAW (1996), foi baseada na dureza dos materiais. Os grãos abrasivos convencionais apresentam durezas próximas a  $2000\text{kgf/mm}^2$ , enquanto que os superabrasivos apresentam durezas superiores a  $4500\text{kgf/mm}^2$ .

SHIH (2000), afirma que o diamante, o mais duro material conhecido, foi o primeiro material usado como abrasivo na retificação em cerâmicas.

SHIH (2000) apresenta a relação entre a dureza de três materiais abrasivos, mostrada na Figura 3.13.

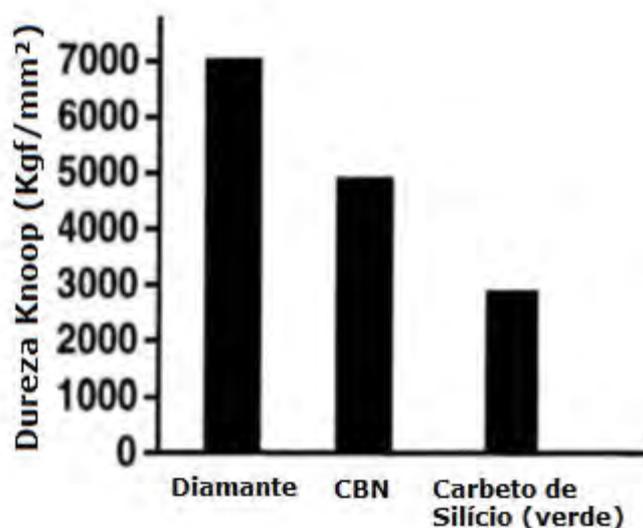


Figura 3.13. Comparação da dureza de alguns abrasivos (SHIH, 2000) (Adaptado).

MARINESCU *et al.* (2007), dizem da possibilidade dessa classificação ser feita, levando-se em conta o valor de aquisição dos rebolos, já que os superabrasivos são de dez a cem vezes mais caros que os convencionais.

Conforme MARINESCU *et al.* (2007), materiais usados como abrasivos, incluem tanto minerais naturais quanto produtos sintéticos. Os materiais abrasivos podem ser considerados como ferramentas de corte de geometria indefinida que são caracterizadas por sua alta dureza, afiação das suas arestas e boa capacidade de corte.

Ainda segundo MARINESCU *et al.* (2007), dentre os cinco materiais mais usados nas indústrias atualmente, três deles, o carbeto de silício (SiC), o óxido de alumínio (alumina,  $Al_2O_3$ ) e a granada (silicatos que cristalizam no sistema cúbico, exibindo muito frequentemente cristais granulares, daí o seu nome) são considerados abrasivos convencionais, enquanto que os outros dois, o diamante e o nitreto cúbico de boro (CBN), são considerados superabrasivos.

O CBN e o SiC podem ser perfilados com uma perfilador de ponta única ou um rotativo, para uma escala de precisão micrométrica. Entretanto, o CBN é geralmente mais caro que o diamante. A dureza do SiC é limitada, sendo que repetitivos perfilamentos e dressagens podem ser necessárias para dar a forma desejada na zircônia a ser trabalhada. Embora os autores informem utilizar ponta

única, no nosso entendimento este procedimento não é correto. A melhor alternativa é dressagem rotativa e, dependendo das limitações, poderia ser utilizado um dressador do tipo conglomerado.

Em seguida, será apresentada uma visão ampla do diamante, material usado como grão abrasivo nessa pesquisa.

## **Diamante**

Conforme MARINESCU *et. al.* (2004), a durabilidade do diamante é uma consequência de uma particular coincidência de uma alta condutividade térmica, (cerca de 2 a 6 vezes maior que a do cobre), e um baixo coeficiente de expansão térmica. O diamante, como uma forma metaestável do grafite a pressões normais, tende a se transformar em grafite a temperaturas relativamente baixas: 700°C no ar e 1500°C em meio a uma atmosfera inerte.

### **Diamante natural**

Segundo MARINESCU *et. al.* (2004), o grão abrasivo de diamante natural é derivado de cristais considerados impróprios para a joalheria, tendo falhas, inclusões e defeitos. Antes do uso, o diamante é triturado, e passado através de uma série de “peneiras”. Os fragmentos obtidos têm formas e arestas de cortes aleatórios, podendo ser de alta resistência ao desgaste. A cor amarelada, característica é devido aos átomos de nitrogênio dispersos na estrutura. Sendo o material de maior dureza conhecida, ele não só é a natural escolha para a retificação de materiais duros e de difícil corte, como também, é o único material que pode efetivamente perfilar e dessar rebolos abrasivos. O diamante é o único material de reboło abrasivo que é obtido pelos recursos naturais. O diamante sintético domina na fabricação de rebolos, mas o diamante natural ainda é o preferido para as ferramentas de dressagem e perfilamento.

### **Diamante sintético**

SALMON (1992), diz que o diamante sintético foi descoberto na década de 50 pela General Electric Company, nos EUA, e pela ASEA, na Suécia,

independentemente. A interface do metal solvente catalisador é o mais importante. Ferro foi o primeiro a ser usado, seguido do cromo, cobalto, magnésio, níquel, platina, ródio, rutênio e tântalo tem sido usado com sucesso. Diferentes temperaturas solventes e pressões produzem diferentes tipos de diamantes. Cada cristal pode ser feito por encomenda para se ter a melhor combinação de tamanho, forma, superfície e estrutura cristalina para aplicações específicas.

MARINESCU et. al. (2004), afirmam que os diamantes sintéticos podem ser classificados em monocristalinos e policristalinos. O autor dá ainda uma breve descrição de cada um dos tipos de diamante existentes:

- Os grãos monocristalinos são usados para aplicações de demandas particulares. A fácil reorganização da estrutura cúbica ou cúbica octaédrica reflete na característica cristalográfica da estrutura do diamante. A quase perfeita estrutura cristalina é obtida através de um crescimento lento, baixa densidade do processo nuclear, com uma limitada inclusão metálica, ou uma pequena interação entre vários grãos que são formados dentro do material dissolvido.

- Grãos policristalinos que são altamente friáveis são produzidos por uma grande aceleração da taxa de nucleação sob pressão, desse modo, os núcleos do diamante precipitam a partir do material fundido em larga escala. Devido a caos no líquido fundido, o crescimento normal padrão é inibido, desse modo, são obtidos grãos de formatos de geometria indefinida que se parecem com um aglomerado de pequenos cristais.

Marinescu et.al. (2004) ainda reporta outros dois tipos de diamantes encontrados atualmente, são eles:

- Grãos policristalinos revestido de metal: para possibilitar uma alta taxa de remoção de material, os grãos policristalinos podem ser revestidos de metal. As tensões na superfície dos grãos de diamante pioram as características de contato entre a resina e o diamante. De modo contrário, o revestimento cria um bom contato com o ligante resinóide, e ainda aumenta a superfície efetiva de contato do grão.

- O diamante CVD (chemical vapor deposition) é um diamante produzido em baixas pressões, envolvendo a reação de um gás carbônico em presença de átomos de hidrogênio. O diamante CVD não é usado como um abrasivo, mas é muito promissor na fabricação de ferramentas de dressagem e perfilamento, por recobrimento.

### **3.4.1.2. Tamanho do Grão Abrasivo**

Em operações grosseiras com alta remoção de cavaco e sem preocupação com o acabamento, como nas operações de desbaste, são utilizados grãos abrasivos maiores. Já em operações em que tolerância e acabamento são importantes, utilizam-se grãos abrasivos mais finos (KING & HAHN, 1992).

### **3.4.1.3. Dureza do Rebolo**

De acordo com HASSUI (2002), a dureza do rebolo é indicada pela dificuldade de remoção do grão abrasivo deste, ou seja, pelo grau de coesão entre aglomerante e grão.

Aglomerantes com maior resistência mecânica têm menor tendência à ruptura quando há impacto nos grãos abrasivos; já os com maiores resistências ao desgaste dificultam a remoção deles inteiros, uma vez que não ocorre a diminuição da ancoragem dos mesmos ao longo da vida do rebolo. Tais situações implicam em uma maior dureza dos rebolos.

MALKIN (1989) considera o rebolo sendo composto de três fases: grãos abrasivos, aglomerante e porosidade.

Uma relação entre o volume percentual dos poros e o índice que indica a dureza do rebolo foi feita por MALKIN (1989) e determina que rebolos com menor porosidade têm uma dureza maior, uma vez que mais grãos abrasivos estão envolvidos pelo aglomerante.

A complementação da definição de dureza do rebolo foi feita por JACKSON & MILLS (2000) levando em consideração o fator de coesão entre o grão abrasivo e o aglomerante. Em seus estudos foi constatado que caso haja uma grande quantidade de aglomerante, mas com baixa coesão, os grãos abrasivos serão desalojados com mais facilidade, implicando num rebolo com menor dureza.

Na usinagem utilizam-se rebolos duros para peças com baixa dureza e rebolos moles para peças tratadas termicamente, uma vez que rebolos duros geram maior quantidade de calor e vibração já que os grãos abrasivos não são liberados, mas sim desgastados gerando superfícies planas de corte, aumentando o atrito deles com a peça.

Como consequência deste grande calor gerado tem-se a danificação do tratamento térmico. Já em rebolos moles, tem-se o processo de auto-afiação (perda de grãos desgastados) dificultando a manutenção das dimensões (KING & HAHN, 1986).

#### **3.4.1.4. Estrutura do Rebolo**

Tal parâmetro indica a concentração volumétrica dos grãos abrasivos no rebolo. Um alto índice indica menor quantidade de abrasivos ou uma mesma estrutura mais aberta.

Quanto mais fechada a estrutura do rebolo, menor a porosidade e maior a dureza, uma vez que ela está intimamente relacionada com a porosidade e a dureza do mesmo.

De acordo com KING & HAHN (1986), uma porosidade ótima para uma dada operação é definida pela relação de compromisso entre uma estrutura suficientemente aberta para permitir a remoção do cavaco, e a introdução do fluído refrigerante na região de corte e outra estrutura, fechada o suficiente para permitir que um mínimo de partículas abrasivas realize o corte.

Ressalta-se que uma estrutura fechada, devido ao maior número de grãos em contato com a peça durante o corte, gera melhor acabamento, já que cada grão abrasivo retira um volume menor de cavaco. Em contrapartida, a tendência de emplastamento do rebolo e queima da peça é maior, já que o cavaco possui menor espaço para ser removido da região de corte.

#### **3.4.1.5. Material Aglomerante**

Material responsável pela união dos grãos abrasivos. O aglomerante deve apresentar resistência mecânica suficiente para suportar as forças de retificação, temperaturas e forças centrífugas sem desintegrar, ao mesmo tempo em que deve ser resistente ao ataque químico do fluído de corte (MALKIN, 1989). Deve-se levar em consideração que o processo de fabricação dos rebolos é um fator que influencia a qualidade final do aglomerante (JACKSON & MILLS, 2000).

Para rebolos convencionais existem os seguintes aglomerantes: resinóide, goma-laca, oxicloretos, borrachas, silicatos e vitrificados. Já para

superabrasivos, os aglomerantes utilizados são resinóides, vitrificados e metálicos, além de existir grãos abrasivos sem aglomerantes, com uma camada de abrasivos eletrodepositada sobre o material interno do rebolo (MALKIN, 1989).

Através dos estudos de JACKSON & MILLS (2000), verificou-se que para a escolha do aglomerante, alguns fatores devem ser considerados, tais como: tamanho e tipo de rebolo, condições de manufatura, vida do rebolo bem como os custos associados aos aglomerantes mais elaborados. Outra verificação feita foi com relação aos rebolos com aglomerantes vitrificados, uma vez que com o uso deste tipo de aglomerante, dois fatores devem ser considerados. Estes fatores são:

- expansão térmica: aglomerante e abrasivo devem ter comportamento semelhantes com fim de evitar as tensões induzidas no processo;
- estabilidade química frente aos fluídos de corte: quanto mais alta a estabilidade química, menor a chance de diminuição da ancoragem dos grãos e conseqüentemente o desgaste prematuro do rebolo.

A construção do rebolo é feita, segundo o fabricante, seguindo as seguintes etapas:

1. Usinagem do alumínio ou baquelite onde será sinterizado o diamante;
2. Sinterização do diamante, onde se usa uma liga de resina fenólica;
3. Cura em estufa da sinterização, dentro de uma matriz;
4. Usinagem do corpo do rebolo para dar forma à peça;
5. Retífica da parte diamantada para que fique bem centrado;
6. Controle, gravação, embalagem;
7. Expedição.

A necessidade de balanceamento dos rebolos é devido à distribuição heterogênea dos grãos abrasivos e aglomerantes ao longo dos mesmos.

#### **3.4.2. Desgaste do Rebolo**

O desgaste do rebolo é o resultado de alguns fenômenos que ocorrem devido ao contato entre grãos abrasivos individuais e a peça que está sendo usinada. MALKIN (1989) determina que relações empíricas relacionem o desgaste dos rebolos com vários parâmetros do processo de retificação e fornecem subsídios para melhor utilização dos processos.

### 3.4.2.1. Quantificação do Desgaste

De forma geral, o desgaste do rebolo é definido como sendo a quantidade de rebolo consumida durante um ciclo ou operação. Pode-se ainda dizer que o desgaste do rebolo é expresso como uma perda volumétrica de material, medida pela diminuição diametral.

O desgaste do rebolo é dividido em três fases: alta taxa de desgaste inicial seguida de um crescimento aproximadamente constante e sofrendo uma aceleração elevada nesta taxa num terceiro momento. Já nesta elevação final da taxa de desgaste, pode ocorrer a queima da peça ou vibração do processo (MALKIN, 1989).

Para caracterização da resistência ao desgaste, criou-se a relação **G**, que é o volume de material removido por volume de rebolo gasto, conforme apresentado na equação 3.20.

Segundo SHAW (1996) a medida do volume desgastado do rebolo é feito pelo acompanhamento da redução diametral do rebolo.

### 3.4.2.2. Mecanismo de Desgaste

SHAW (1996) afirma a existência de três mecanismos de desgaste dos rebolo, a saber: desgaste por atrito, fratura dos grãos abrasivos e fratura do aglomerante. Já JACKSON & MILLS (2000) consideram a baixa coesão entre grão abrasivo e aglomerante que geram o desalojamento do grão abrasivo inteiro como esforços de corte.

A Figura 3.14 demonstra esquematicamente o mecanismo de desgaste do rebolo por atrito, fratura do grão abrasivo e fratura do aglomerante.

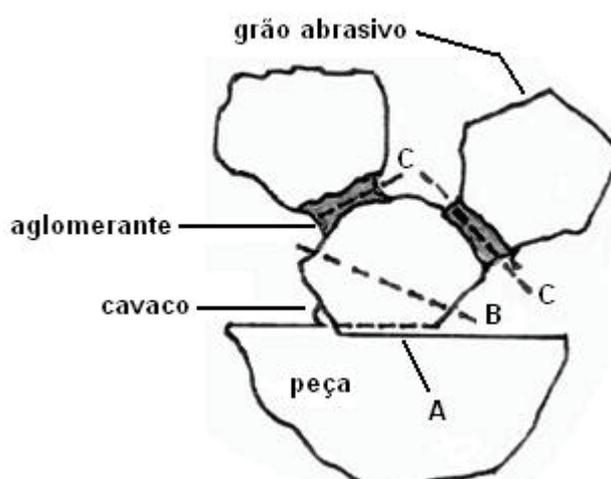


Figura 3.14. Mecanismos de desgaste do rebolo (MALKIN, 1989).

- A – desgaste por atrito;
- B – fratura do grão abrasivo e,
- C – fratura do aglomerante devido ao desgaste.

A determinação de MALKIN (1989) com relação ao desgaste por atrito é que este envolve a perda de afiação dos grãos abrasivos e crescimento das áreas planas devido ao atrito com o material da peça. A fratura dos grãos abrasivos provoca a remoção de fragmentos destes e a fratura do aglomerante ocorre devido ao desalojamento do grão abrasivo inteiro ocasionado pelos esforços de corte. Já o desgaste por erosão do aglomerante reduz a ancoragem dos grãos abrasivos, facilitando a remoção destes.

MALKIN (1989) diz que a maneira de quantificar a contribuição de cada tipo de desgaste em relação ao total é coletar e mensurar as partículas desgastadas do rebolo.

Através de experimentos, verificou-se que o desgaste por atrito é responsável por uma pequena fração da perda volumétrica total. A contribuição da fratura do aglomerante, no desgaste total, depende da quantidade de aglomerante ou da dureza do rebolo, bem como da friabilidade (capacidade do grão abrasivo em gerar novas arestas de corte) e tamanho dos grãos abrasivos. Com tal experimento concluiu-se que um aumento na dureza do rebolo favorece a um desgaste por fratura dos grãos abrasivos inteiros. Porém a retificação que gera cavacos longos provoca o desalojamento de grãos abrasivos inteiros independentemente da

dureza do rebolo utilizado. A necessidade de dressagem, segundo SHAW (1996) é definido pelo desgaste por atrito, uma vez que os outros tipos tendem a gerar auto-afiação (formação de novas arestas de corte), sendo necessário apenas à correção da posição do rebolo.

A importância do desgaste por atrito está no fato deste controlar as forças de retificação e, conseqüentemente, a taxa de fratura do aglomerante (MALKIN, 1989).

Porém, na retificação de precisão, o desgaste pro atrito torna-se indesejável uma vez da existência de riscos de danos térmicos à peça (SHAW, 1996).

Mas CHEN *et al* (1998) afirmam que o desgaste do rebolo ocorre do seguinte modo: primeiramente ocorre o desgaste primário rápido, que consiste na remoção de uma camada superficial dos grãos abrasivos danificados pela dressagem, resultando em trincas nas superfícies dos grãos. Após isso, ocorre o desgaste secundário constante, correspondente ao desgaste mencionado por MALKIN (1989) e, por fim, o desgaste terciário mais rápido que os outros dois e responsável pelo desalojamento dos grãos abrasivos inteiros.

### 3.4.2.3. Análise do Desgaste

O desgaste do rebolo pode ser expresso tanto pela sua perda diametral, bem como, através da redução volumétrica do mesmo, e pode ser classificado em três tipos: atrito, fratura do grão e fratura do ligante. Todos os tipos de desgaste ocorrem simultaneamente, mas em intensidades diferentes.

Pode-se expressar o desgaste total em termos da relação  $G$ , que é a taxa volumétrica de material removido em contraposição ao desgaste do rebolo.

Segundo RAMESH *et al.* (2001), o desempenho de um rebolo pode ser avaliado através da relação  $G$ , definida como sendo a relação entre volume de material removido  $Z_w$  pelo volume de rebolo gasto  $Z_s$  :

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} = \frac{a.V_w.t}{\pi.D_s.\delta} \quad (3.20)$$

Onde:

$t$  = tempo de retificação;

$\delta$  = desgaste radial do rebolo.

Segundo MALKIN (1989), restrições de desgaste do rebolo são frequentemente associadas à rugosidade superficial e tolerâncias necessárias. Com taxas de remoção mais rápidas, a relação  $G$  tende a decrescer, levando a uma mais rápida deterioração na forma e no acabamento da superfície. A utilização de um fluido de corte pode aumentar a relação  $G$ , diminuindo as forças e temperatura gerada no processo.

Outra forma de analisar o desgaste do rebolo é feita relacionando o desgaste com a severidade do processo de retificação utilizado. Logo, MALKIN (1989) afirma que o desgaste radial do rebolo por unidade de deslizamento na peça é dependente da velocidade radial média de avanço ( $v_r$ ).

Portanto, a relação  $G$  pode também ser escrita da seguinte forma:

$$G = G_l \cdot h_{eq}^{-g} \quad (3.21)$$

Onde:

$G_l$  e  $g$  = constantes dependentes das condições de dressagem, da combinação rebolo-peça, do fluido de corte, entre outros.

Segundo MALKIN (1989), velocidade do desgaste do rebolo é dada pela taxa de fraturas do aglomerante, uma vez que este é o maior responsável pela perda volumétrica e o equacionamento do peso total do abrasivo desalojado ( $W$ ), dado por:

$$W = p_b \cdot w \cdot N \quad (3.22)$$

Onde:

$p_b$  = probabilidade do grão ser desalojado devido à fratura do aglomerante;

$w$  = peso médio de cada grão abrasivo;

$N$  = número de encontros dos grãos abrasivos ativos com a peça.

Tal relação é válida para o desgaste do rebolo. Grãos abrasivos sujeitos a esforços normais ( $f_n$ ) tendem a gerar tensões compressivas, enquanto que grãos sujeitos a esforços tangenciais ( $f_t$ ) geram tensões trativas nos

aglomerantes. Tais tensões são proporcionais aos esforços e dependentes da geometria dos grãos abrasivos e dos aglomerantes.

A análise feita por BIANCHI *et al* (1996) para a retificação determina que velocidades maiores da peça (considerando velocidade de avanço e rotação do rebolo constantes) produzem baixas penetrações do rebolo por volta da peça, com grandes impactos dos grãos abrasivos sobre a peça e cavacos curtos. Com isso, maiores esforços são concentrados em cada grão, já que um menor número de grãos abrasivos ativos permanece em contato por um menor tempo. Portanto existe uma grande tendência dos grãos fraturarem e ocorrer a auto-afiação, como conseqüente estabilização das forças de corte do processo e maior desgaste volumétrico. Em contrapartida, quando a velocidade da peça é baixa, a penetração do rebolo por volta da peça é maior, ocorrendo menor impacto dos grãos abrasivos com a peça e cavacos alongados. Há a tendência de formação de áreas planas nos grãos abrasivos, aumentando gradativamente os esforços de corte e diminuindo o desgaste volumétrico.

### **3.4.3. Dressagem e Topografia dos Rebolos**

De acordo com MALKIN (1989), a topografia de um rebolo é composta pela distribuição espacial dos grãos abrasivos na sua superfície e por sua morfologia.

O desempenho do processo de retificação, caracterizado por forças de corte, consumo de potência, temperaturas de corte e acabamento da peça, é afetado pela topografia do rebolo.

Para a usinagem de peças, os rebolos necessitam serem preparados. Tal preparação refere-se às operações de perfilamento e dressagem do mesmo. O perfilamento consiste na remoção do material da superfície do rebolo, ajustando a sua forma. A dressagem é feita para a obtenção de um determinado comportamento da retificação. Em rebolos convencionais, tais operações são realizadas juntas e são denominadas apenas por dressagem, já para rebolos superabrasivos as operações são realizadas separadamente (MALKIN, 1989).

### 3.4.4. Vida dos Rebolos

Os mecanismos de perda de afiação do rebolo são: entupimento dos poros (empastamento), perda do micro-efeito de dressagem e perda do macro-efeito de dressagem.

Na operação de retificação, o tempo entre as afiações é medido por:

$$t_w = \frac{V_w}{b} \quad (3.23)$$

Onde:

$V_w$  = volume de cavaco removido, ou, volume específico de cavaco removido;

$b$  = largura de atuação do rebolo.

O fim da vida de uma ferramenta é percebido através da análise das características de qualidade da peça usinada ou do processo em si. Já BIANCHI (1990) correlacionou alguns critérios que definem o fim da vida de um rebolo. São eles:

- aumento excessivo da força de corte: ocorre devido ao desgaste dos grãos abrasivos, uma vez que isto aumenta as áreas planas destes e o entupimento dos poros dos rebolos com cavacos, aumentando os esforços necessários para a remoção de material. Tal aumento torna-se limitante do processo quando excede a capacidade do motor da máquina;

- perda da integridade superficial da peça: com o aumento do atrito, ocorre um aumento da temperatura na região de corte. Caso tal temperatura torne-se excessivamente alta, ocorrerá a queima da peça, com perdas de características mecânicas, trincas ou elevações de tensões residuais. O empastamento e a perda da agressividade do rebolo podem, podem, por sua vez, aumentar a rugosidade da peça retificada;

- erros de forma: o aumento da temperatura na região de corte ocasiona deformações heterogêneas na peça devido às variações na composição e microestrutura. Tais deformações provocam variações na profundidade de corte.

Outro fator de erros está na perda volumétrica heterogênea de material abrasivo, fenômeno este característico de rebolos moles;

- vibração: a vibração do sistema máquina-rebolo-peça está associada aos fenômenos de auto-excitação que ocorrem. O rebolo desgastado ou empastado de forma não uniforme, trabalhando com rotações constantes, provoca variações na força de corte, tornando-a oscilante. Uma força oscilante gera vibrações que danificam a rugosidade da peça.

### 3.5. Fluidos de Corte

A utilização de fluidos de corte na usinagem de materiais começou a ser feita em 1890, por F. W. Taylor. Inicialmente o fluido utilizado era a água, depois se utilizou a água e soda ou água e sabão, com o intuito de evitar a oxidação da peça/ferramenta. A utilização da água como fluido de corte traz as desvantagens de promover a oxidação e ter baixo poder lubrificante.

Marinesco *et al.* (2004) *apud* Malkin (2008) descrevem que apesar das muitas vantagens que os fluidos de corte proporcionam aos processos de usinagem, a sua utilização ainda traz sérias desvantagens quando se leva em conta fatores ecológicos e econômicos, o que têm orientado trabalhos de pesquisa nas últimas décadas para reduzir ou mesmo eliminar o seu uso. Uma alternativa interessante para as restrições da retificação a seco e do uso dos fluidos de corte na retificação com lubri-refrigeração convencional é a técnica da mínima quantidade de lubrificação (MQL). Este processo utiliza uma quantidade mínima de lubrificante e é referido como próximo da usinagem a seco. Neste processo, o fluido de corte é aplicado em forma de aerosol, formado por gotas de óleo dispersas em um jato de ar, que as transporta diretamente para a região do corte, proporcionando a refrigeração e a lubrificação necessárias.

De acordo com Sales *et al.* (2001) e Pereira *et al.* (2005), os fluidos podem exercer uma ou mais funções, podendo compreender a refrigeração da ferramenta, da peça e eliminação do cavaco gerado, a lubrificação da região de contato peça-ferramenta pela redução do atrito e do calor na região de corte, causando a minimização do desgaste da ferramenta e conseqüentemente aumento de sua vida útil.

Os fluidos de corte são utilizados para otimizar a usinagem através do aumento da ação lubrificante e refrigerante na região de corte. A eficiência de um fluido de corte depende da velocidade, da vazão e direção de aplicação.

Segundo GUO e MALKIN (1992), a aplicação de fluidos de corte é pouco eficiente nos métodos convencionais, uma vez que a energia armazenada durante a sua aplicação não é suficiente para vencer a força centrífuga do rebolo ou penetrar na barreira de ar que o circunda em movimento.

Como consequência de uma lubrificação sem eficiência e de uma refrigeração ruim da interface rebolo-peça tem-se o aumento do número de afiações da ferramenta (perfilamento ou dressagem) ocasionando um maior desgaste.

Atualmente estudos e pesquisas são feitos no intuito de minimizar ou até abolir o uso de fluidos de corte. A justificativa para tanto está em diminuir os custos operacionais de produção e viabilizar as questões ecológicas, adequando-se às leis de conservação do meio ambiente para preservar a saúde dos seres que nele vivem e dele dependem.

### **3.5.1. Utilização do Fluido de Corte**

As funções dos fluidos de corte são: remover o calor gerado durante a operação de corte prolongando assim a vida útil da ferramenta de corte e garantindo a precisão dimensional da peça através da redução de distorções térmicas; retirar o cavaco da região de corte, diminuindo a tendência de entupimentos dos poros do rebolo durante a operação; proteção contra a corrosão; lubrificar a região de contato peça/ferramenta, reduzindo assim o atrito, minimizando a erosão e o desgaste da ferramenta, aumentando sua vida útil (RUNGE & DUARTE, 1990, e, DINIZ *et al.* (2000).

Outras propriedades exigidas para um fluido de corte são:

- ter a capacidade de proteger a máquina e a peça dos efeitos de corrosão;
- não ter a tendência de originar precipitados sólidos que entopem os tubos de circulação do fluido;
- propriedades antiespumantes e antioxidantes;
- alta capacidade de absorção de calor;

- estabilidade durante a estocagem;
- ausência de odores desagradáveis;
- não causar dano a saúde humana.

Durante a remoção do cavaco existe grande consumo de energia. Parte desta energia é convertida em calor, acarretando em um aumento de temperatura na região de corte.

Logo, a peça é solicitada termicamente ocasionando em um comprometimento da integridade superficial, com o surgimento de distorções, fissuras, tensões residuais elevadas e não-conformidades dimensionais. Tais efeitos são acompanhados por um desgaste acentuado do rebolo e pelo entupimento das porosidades do ligante devido à aderência de partículas removidas pelos grãos abrasivos. O fluido de corte é utilizado, então, para melhorar o desempenho da retificação, já que estes realizam o resfriamento e lubrificação da interface rebolo-peça. Mas isto é dependente da localização de injeção de fluido, da velocidade do fluxo, da quantidade de fluxo e da direção de aplicação.

MALKIN (1989) afirma que existe uma diminuição da energia requerida na retificação quando um fluido possui a característica de não apenas dissipar calor, mas também de promover o corte.

O fluido de corte pode induzir o corte das seguintes maneiras (HITCHINER, 1990):

- promovendo a afiação do rebolo;
- reduzindo o coeficiente de atrito, e os níveis de forças usadas para determinada taxa de remoção.

A tabela 3.2 relaciona algumas características dos quatro principais tipos de fluidos de corte, a saber: óleo mineral, óleo solúvel, fluidos semi-sintéticos e fluidos sintéticos.

Tabela 3.2. Características dos Fluidos para Retificação (WEBSTER, 1995).

	Óleo Mineral	Óleo Solúvel	Semi - Sintéticos	Sintéticos
Lubrificação	4	3	2	1
Calor removido	1	2	3	4
Danos ao meio ambiente	1	2	3	4
Vida do rebolo	4	3	2	1
Manutenção	4	1	2	3
Filtrabilidade	1	2	3	4
Custos	1	2	3	4
Legenda:	1 - ruim	2 - bom	3 - Ótimo	4 - Excelente

Atualmente, novas combinações de rebolo e fluidos de corte estão sendo feitas visando uma diminuição da energia gerada durante a retificação, bem como uma melhor dissipação do calor na zona de retificação.

### 3.5.2. Classificação dos Fluidos de Corte

Segundo Novaski & Rios (2004) os fluidos de corte podem ser quimicamente divididos em fluidos integrais ou óleos puros isentos de água e fluidos a base de água.

#### 3.5.2.1. Fluidos Integrais ou Óleos Puros Isentos de Água

Segundo Novaski & Rios (2004) podem ser inclusos nesta categoria, todos os compostos capazes de formar películas oleosas, lubrificantes e aderentes. Normalmente tais compostos são de origem mineral, vegetal ou sintético. Os óleos integrais são basicamente óleos minerais puros ou misturados com aditivos, geralmente do tipo extrema pressão (EP).

Segundo Sales *et al.* (2001), os óleos integrais podem ser divididos em:

- Óleos minerais
- Óleos graxos
- Óleos compostos

- Óleos aditivados (EP)
- Óleos de múltiplo uso

Liang (1992) comenta que os óleos integrais fornecem excelente lubrificação ao processo de retificação. As forças e a temperatura no arco de contato de retificação entre o rebolo e a peça são assim reduzidas, permitindo obter maiores taxas de remoção de material. Os aditivos de extrema pressão reagem com os cavacos formando um filme de baixa resistência ao cisalhamento que atua como um lubrificante sólido. Estes aditivos são normalmente compostos de cloro ou enxofre que reagem com a peça metálica para formar sulfetos ou cloretos; no entanto, para cerâmica, estes mesmos aditivos podem não ser efetivos.

Segundo Pereira *et al.* (2005) as desvantagens dos óleos integrais são: rápida deterioração, altos custos, riscos de incêndio, ineficiência na lubrificação a altas velocidades de corte, baixo poder de refrigeração, formação de fumos e ataque à saúde do operador.

### 3.5.2.2 Fluidos de Corte Solúvel em Água

Os fluidos solúveis dividem-se em emulsões de óleo em água (óleos emulsionáveis), fluidos semi-sintéticos e fluidos sintéticos (El Baradie, 1996), Figura 3.15.



Figura 3.15. Classificação dos fluidos solúveis em água (El Baradie, 1996).

Os óleos solúveis consistem primariamente de um óleo mineral em suspensão coloidal, estabilizado por um agente emulsificante, como um ácido graxo. Os óleos solúveis também contêm surfactantes para molhamento e para inibir a formação de espuma; inibidores de corrosão e germicidas (Liang, 1992). As

emulsões necessitam de enormes esforços para ser recuperadas e reutilizadas e o seu descarte traz problemas junto aos organismos ambientais (Pereira *et al.*, 2005). Além disso, possuem baixa estabilidade de emulsão, com tendência a separar da solução (Irani *et al.*, 2005).

Os fluidos sintéticos (soluções) são fluidos de corte que não possuem óleo mineral na sua composição. São baseados em substâncias químicas que formam uma solução com a água. São obtidos a partir de uma composição de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos lubrificantes, biocidas e outros, adicionado à água (Pereira *et al.*, 2005). Segundo Liang (1992), os fluidos sintéticos foram desenvolvidos para combinar o alto calor específico e condutividade térmica da água com aditivos anti-corrosivos, lubrificantes e de extrema pressão, para compensar o baixo poder de lubrificação e corrosão da água. De acordo com Novaski & Rios (2004), os fluidos sintéticos apresentam baixa tensão superficial e assim possuem melhor poder de penetração, atingindo rapidamente a zona de corte. Além disso, ao atingirem elevadas temperaturas evaporam sem deixar resíduo.

Os fluidos semi-sintéticos combinam 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. Contudo, os fluidos semi-sintéticos mantêm uma boa capacidade de lubrificação, mesmo possuindo quantidades inferiores de óleos. 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).

### **3.5.3. Seleção do Fluido de Corte**

De acordo com RUNGE & DUARTE (1990), os fatores a serem considerados para a seleção de um fluido de corte são:

- aspectos econômicos;
- aceitação pelo operador da máquina;

- racionalização versus individualização;
- porte da indústria ou oficina;
- tipo de máquina;
- facilidade de descarte;
- tipo de sistema de circulação do fluido de corte;
- contaminação do fluido e saúde humana;
- cremes para proteção da pele;
- meios de controle;
- facilidade de uso;
- ausência de efeitos colaterais indesejáveis;
- métodos de aplicação dos fluídos;
- severidade da operação;
- tipos de operação;
- materiais a serem usinados;
- compatibilidade do material com o fluido.

#### **3.5.4. Aplicação do fluido de corte**

Guo e Malkin (1992) concluíram que a vazão útil de fluido, ou seja, a vazão através da zona de retificação poderia ser calculada em função da profundidade de corte, largura do rebolo, porosidade do rebolo e velocidade periférica do rebolo. Irani *et al.* (2005) citam que a porosidade do rebolo e a posição do bocal são os principais parâmetros que influenciam a vazão útil. Yin *et al.* (2005) sugerem que o aumento da vazão não necessariamente causa redução do atrito na interface de contato entre a peça e o rebolo.

Segundo Webster *et al.* (1995), um jato de fluido incidindo de forma direta sobre a região de corte é capaz de reduzir de forma significativa a temperatura na região de corte, porém altas velocidades do jato de fluido são necessárias para a penetração do fluido de maneira efetiva, na região de corte. Através da utilização de um bocal de formato circular, foi constatada a redução acentuada da temperatura na região de corte, quando comparado com o jato convencional. Foi comprovado também que o ângulo de incidência do jato na região de corte não altera de maneira significativa a refrigeração da peça, porém a

velocidade periférica da ferramenta com relação ao jato é muito significativa no processo de refrigeração da peça. Outro problema que deve ser analisado é a barreira de ar existente entre o bocal e a peça (Klocke *et al.*, 1999), que deve ser vencida pelo fluido de corte, ocasionando a dispersão do mesmo durante sua penetração na região de corte. Foi proposto então um sistema de alimentação de fluido de corte, onde o líquido trabalha abaixo do regime turbulento, anulando o efeito da baixa condutividade térmica do ar misturado ao fluido de corte.

### **3.5.5. A lubri-refrigeração convencional**

A aplicação convencional de fluidos de corte tem sido estudada por vários autores. Irani *et al.* (2005) apresentaram uma revisão sobre a aplicação de fluidos de corte, onde o projeto do bocal aplicador, o posicionamento do bocal, a velocidade de aplicação do fluido foram considerados relevantes para a eficaz utilização dos fluidos de corte.

Segundo Ebbrell (2000) *apud* Irani *et al.* (2005), os fluidos de corte são utilizados frequentemente no meio industrial de forma inadequada, gerando consideráveis desperdícios. Normalmente, o fluido é aplicado de forma abundante (elevadas vazões) à baixa pressão. A lubrificação e refrigeração dependem da entrada efetiva do fluido na região de corte entre a peça e o rebolo e dessa forma grandes volumes de fluido podem ser reduzidos pela otimização da aplicação.

### **3.5.6. Mínima Quantidade de Lubrificação**

Nos últimos anos, o uso de sistemas de lubri-refrigeração vem se tornando indesejável na produção. A rejeição para tais sistemas está no fato dos altos custos relacionados com o fornecimento e eliminação dos resíduos, bem como no aumento dos esforços adicionais aos sistemas, sendo estes a constante limpeza do chão da fábrica e os cuidados que o operador da máquina deve ter para evitar problemas de saúde (NOVASKI *et al.*, 1999).

Portanto, as pesquisas tiveram como meta restringir ao máximo o uso de fluidos e/ou lubrificantes na produção industrial. Além dos fatores acima citados, temos, dentre outros: custos operacionais da produção, questões ecológicas,

exigências legais de conservação do meio ambiente e preservação da saúde do ser humano (MACHADO *et al*, 2000).

Segundo MACHADO *et al* (2000), para que a utilização de fluídos de corte seja minimizada, duas técnicas têm sido intensamente experimentadas: o corte completamente sem fluído (corte a seco) e o corte com mínima quantidade de refrigeração (MQL), pelo qual uma mínima quantidade de óleo é pulverizada em um fluxo de ar comprimido.

NOVASKY *et al* (1999) comenta que a usinagem a seco visa uma redução de custos, aumento de produtividade e atendimento aos requisitos ecológicos.

De acordo com NOVASKI *et al* (1999), com a não utilização de refrigerantes, suas funções passam também a não existir. Como principais funções encontram-se: redução do atrito (lubrificação), eliminação do calor (refrigeração) e auxílio ao transporte de cavacos (limpeza). Logo, com a falta de lubrificação, a camada de separação entre a ferramenta e o material não será mais suficientemente garantida e o atrito aumentará. Como consequência para a ferramenta tem-se o aumento do desgaste abrasivo e de adesão. Prevê-se também uma elevação da temperatura no processo. Com o aquecimento, os cavacos terão mais dificuldade para adquirir uma forma mais definida e podem soldar-se à ferramenta. A reduzida refrigeração influencia o comportamento térmico da máquina e, como consequência, a precisão dimensional e geométrica das peças.

MACHADO *et al* (2000) afirmam que à baixas velocidades de corte, a refrigeração é relativamente sem importância, enquanto a lubrificação é importante para reduzir o atrito e evitar a formação de arestas postiça de corte, portanto, um fluído a base de óleo deve ser utilizado. Em altas velocidades de corte, as condições não são favoráveis para a penetração do fluído de corte na interface para que ele exerça o papel de lubrificante. Nestas condições, a refrigeração torna-se mais importante e deve-se utilizar um fluído de corte à base de água.

Como lubrificante, o fluído de corte age para reduzir a área de contato cavaco-ferramenta a sua eficiência vai depender da sua habilidade em penetrar na interface cavaco-ferramenta, no pequeno espaço de tempo disponível, e de formar um filme, seja por ataque químico ou por adsorção física, com a resistência ao cisalhamento menor do que a resistência do material da interface.

A usinagem a seco necessita de novas soluções no sistema ferramenta-máquina-peça-processo, do seguinte modo (NOVASKY *et al*, 1999):

- ferramenta:
  - emprego de materiais mais adequados;
  - adequação da geometria da ferramenta;
  - revestimento.
- máquina:
  - construção adequada;
  - adequação às fontes de calor.
- materiais:
  - materiais desenvolvidos para usinagem a seco;
  - adição de elementos que melhoram a usinabilidade.
- processo:
  - modificação dos parâmetros de usinagem;
  - substituição de processos;
  - usinagem quase a seco.

A usinagem a seco pode ser utilizada em alguns processos, mas quando não há a possibilidade de eliminação total da lubri- refrigeração, neste caso, utiliza-se o processo denominado quase refrigeração, com o emprego da técnica de Mínima Quantidade de Refrigeração (MQR) (NOVASKY *et al*, 1999).

Fernandes (2005), diz que 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 à região de contato entre peça e ferramenta. As 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.

Embora a utilização de fluídos não seja completamente eliminada com esta técnica, os custos com limpeza e armazenamento de emulsões são diminuídos.

Existe uma série de diferentes sistemas no mercado para a utilização desta técnica.

São sistemas que podem ser divididos em dois grupos principais: um deles utiliza uma refrigeração por meio de uma aplicação externa, separada da ferramenta, e o outro refrigera a região de corte através de um módulo incorporado à ferramenta.

No sistema separado, o óleo é aspergido pelo ar, ou através de um sistema único, ou através de um sistema duplo, ou seja, o óleo sai de um reservatório e o ar de outro. A mistura acontece próximo ao sistema aspersor. A formação do aerossol dá-se no aspersor através do princípio de Venturi.

O mercado oferece também outras variantes, a exemplo de um agregado externo com controle de emissão das gotas de óleo (NOVASKY *et al*, 1999).

Para a técnica da MQL, os materiais derivados de plantas estão cada vez sendo mais empregados. Estes óleos se inalados com a formação do aerossol, causam um menor risco à saúde.

Em virtude deste risco o ambiente de névoa formado deve ser o menor possível. Como medida de precaução, alguns sistemas são oferecidos enclausurados na carenagem.

Também é possível instalar um sistema de aspiração na região de trabalho (NOVASKY *et al*, 1999).

Já segundo HEISEL *et al* (1994), na técnica da mínima quantidade de lubrificante (MQL), a função de lubrificação é assegurada pelo óleo, e a de refrigeração, principalmente, pelo ar comprimido. Comparado com a lubri-refrigeração convencional, a técnica da MQL oferece inúmeras vantagens:

- A quantidade de lubri-refrigerante utilizado, em relação volume de peças usinadas, é muitas vezes menor do que no caso da lubri-refrigeração convencional por inundação.
- O lubri-refrigerante não é recuperado, eliminando assim a manutenção para reutilização e o tratamento para o descarte.
- A filtragem e a reciclagem do lubri-refrigerante para a manutenção das suas propriedades são eliminadas.
- As peças usinadas saem quase secas. Assim, uma posterior operação de lavagem é desnecessária em muitos casos.

- O baixo teor de óleo remanescente nos cavacos não suficiente para uma reutilização.
- A aplicação de biocidas e conservantes pode ser eliminada, pois só a quantidade de lubri-refrigerante a ser utilizado em um turno ou em um dia de trabalho é colocado no reservatório do sistema de aplicação da mínima quantidade de lubrificante.

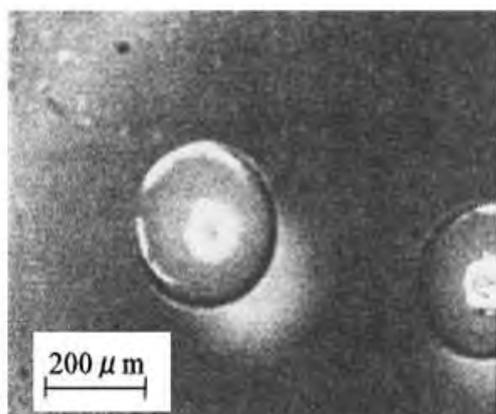
Conforme SHEN (2008), o uso da técnica de MQL em retificação ainda é uma área de pesquisa relativamente nova, e somente uns poucos pesquisadores têm estudado esta condição de lubri-refrigeração neste processo de usinagem. Cita também que os resultados destes estudos mostraram que com uma seleção adequada do sistema de MQL e dos parâmetros de corte é possível obter um desempenho semelhante ao da lubri-refrigeração convencional por inundação, em termos de lubrificação, vida útil da ferramenta e acabamento superficial.

Tawakoli *et al.* (2010) mostraram em seus experimentos que quando se utiliza como condição de lubri-refrigeração a Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), a taxa de fluxo de óleo, a pressão do ar, a posição angular e a distância do bocal aplicador em relação à zona de contato peça-rebolo, são importantes parâmetros que influenciam no desempenho da operação de retificação, pois esses fatores são preponderantes na penetração efetiva da névoa de óleo na linha de corte. Constataram que o bico posicionado angularmente de 10 a 20° em relação à superfície da peça, proporciona uma redução considerável nas forças de retificação e na rugosidade.

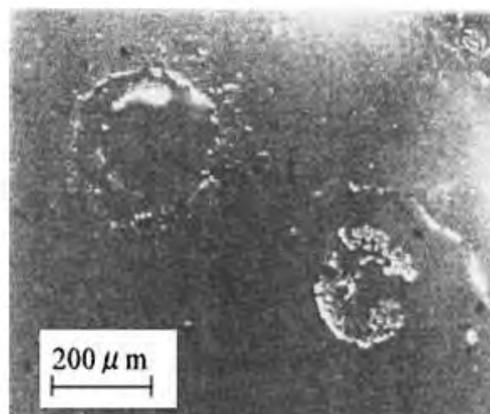
### **3.5.7. A Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) com água**

YOSHIMURA *et al.* (2005) afirmam que para se obter a máxima qualidade de corte quando se utiliza a condição de lubri-refrigeração MQL/Água, os equipamentos que fornecem a vazão de água e óleo ao bico aplicador devem ter um controle preciso do volume liberado, enquanto o bico de aplicação tem que ser desenvolvido de modo que seja eficiente para a geração de gotas de água envoltas pelo óleo, ideais ao propósito da lubrificação e refrigeração do sistema. Uma gota ideal é aquela que desempenha três papéis importantes, que são: carregar eficientemente uma quantidade mínima de lubrificante em sua superfície; lubrificar as superfícies da ferramenta e da peça, espalhando o óleo ao atingi-las e

refrigerar a peça e a ferramenta através da água que ao evaporar retira calor do sistema pela sua sensibilidade e latência ao calor gerado na operação. Figura 3.16.



**a) Fotomicrografia de gotículas de água envoltas por óleo**



**b) lubrificante deixado na superfície após a evaporação da água**

Figura 3.16. Fotomicrografia de gotículas de água envoltas por óleo (a) e do lubrificante deixado na superfície após a evaporação da água (b), YOSHIMURA *et al.* (2005).

De acordo com YOSHIMURA *et al.* (2005), o sistema de mínima quantidade de lubrificante com água tem melhor performance que os sistemas de MQL tradicional, as operações à seco e com bastante fluido em relação à precisão e refrigeração, na usinagem de ligas de alumínio e aços inoxidáveis.

Ainda segundo YOSHIMURA *et al.* (2005), neste método, o desgaste da ferramenta é reduzido consideravelmente em relação à usinagem a seco.

Conforme ITOIGAWA *et al.* (2006), o sistema MQL com água apresenta uma alta habilidade de lubri-refrigeração devido às gotículas de água envoltas por uma película de óleo (Figura 3.17), onde a água evapora facilmente das superfícies aquecidas da peça e da ferramenta, devido à sua sensibilidade e latência ao calor, refrigerando-as. A lubrificação ocorre pelo óleo deixado na superfície após a evaporação da água de cada gotícula.

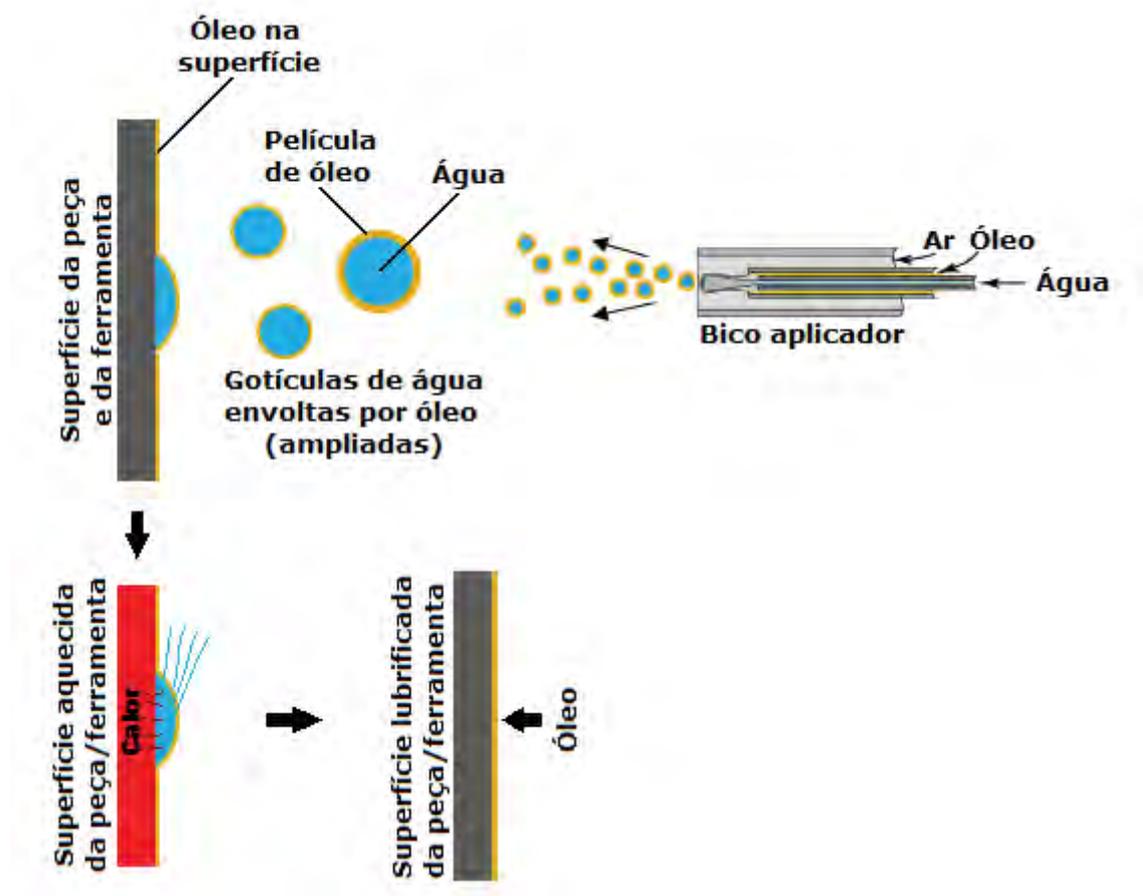


Figura 3.17. Conceito das gotículas de água em óleo (YOSHIMURA, 2005).

Segundo YOSHIMURA *et al.*(2005) os valores de rugosidade das superfícies usinadas são menores quando se utiliza o método de mínima quantidade de lubrificante misturado com água do que quando é utilizado emulsão ou o método tradicional apenas com óleo, conforme pode ser observado na figura 3.18.

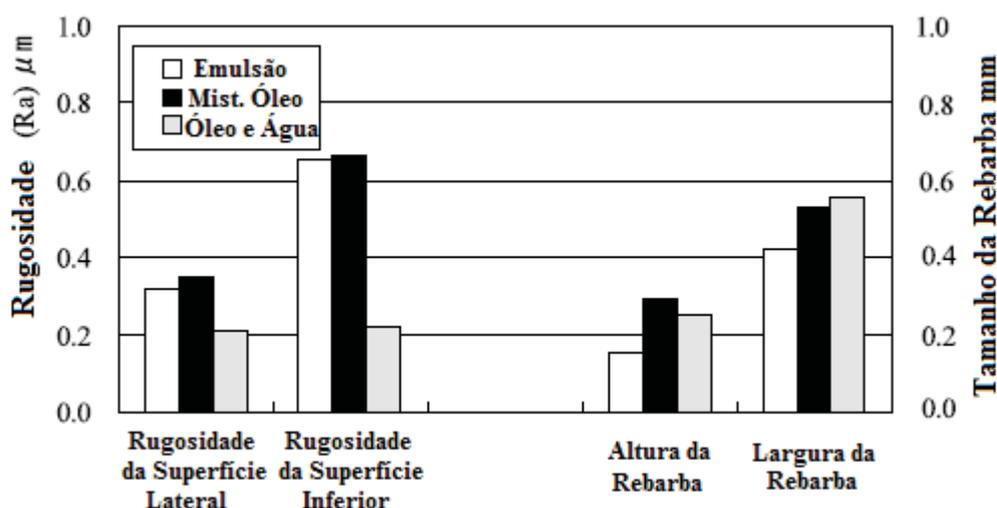


Figura 3.18. Rugosidade das superfícies e dimensões da rebarba no processo de fresamento utilizando diferentes tipos de fluidos (YOSHIMURA *et al.* 2005)

YOSHIMURA *et al.* (2005) também observou em seus experimentos que a temperatura no final do processo de usinagem numa linha de produção de bronzinas baixou significativamente utilizando o método com água em relação à usinagem à seco. Os valores obtidos foram de 63,9 °C para usinagem a seco e 37,2 °C para o método com água. Comprovando que há um resfriamento significativo.

### 3.5.8. Problemas Relacionados com a Mínima Quantidade de Lubrificação

Com a utilização da mínima quantidade de refrigeração, houve a concretização de alguns problemas relacionados com o meio ambiente e com a saúde do operador, tais como:

- poluição ambiental: a pulverização levanta no ambiente de trabalho muitas partículas de óleo que exigem cuidados especiais, antes da implementação do sistema. É exigido uma máquina totalmente fechada, com guardas de proteção e um bom sistema de exaustão com controle de emissão de partículas (MACHADO *et al.*, 2000);

- consumo: a aplicação do fluido por névoa é considerado sem retorno, ou seja, com perda total do fluido (MACHADO *et al.*, 2000);
- ruído: na pulverização é utilizada uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante todo o processo. Essas linhas de ar geram um ruído que geralmente ultrapassa os limites admissíveis para o ouvido humano (<80db).

Portanto, além de afetar a saúde do trabalhador, o ruído polui o ambiente e prejudica a comunicação (MACHADO *et al.*, 2000).

Deste modo, a mínima quantidade de refrigeração é um intermediário entre a usinagem com utilização de fluidos refrigerantes e a usinagem a seco. Neste contexto, pesquisas são realizadas no intuito de verificar os benefícios e danos causados por tal processo, viabilizando assim seu uso em escala industrial.

### **3.6. Variáveis de Saída no Processo de Retificação**

A seguir são apresentados alguns comentários sobre as variáveis de saída do processo de retificação que foram avaliados no presente trabalho.

#### **3.6.1. Rugosidade**

Segundo CARPINETTI (2000) a rugosidade caracteriza-se pelas micro irregularidades geométricas da superfície do material usinado. A rugosidade consiste basicamente de marcas regulares oriundas do perfil da ferramenta combinada a outras irregularidades, podendo ser variáveis conforme o material e o tipo de ferramenta utilizada. As micro-irregularidades são em geral sobrepostas a outras irregularidades geométricas, com ordem de grandeza crescente.

A rugosidade é diretamente influenciada pelas variáveis do processo e pelas características do material retificado. TÖNSHOFF *et al.* (1999) e JAHANMIR *et al.* (1999) consideram que cerâmicas mais dúcteis produzem superfícies menos rugosas e que a microestrutura desempenha papel fundamental, sendo que a média do tamanho de grão da cerâmica determina a rugosidade superficial alcançável. Também citam a importância da escolha do fluido refrigerante e do rebolo na obtenção da rugosidade.

TÖNSHOFF *et al.* (1996) reportaram a tendência de redução da rugosidade superficial com o aumento da velocidade de corte. Estes resultados são confirmados por RAMESH *et al.* (2001). HUANG *et al.* (2003) concluíram que a velocidade de corte não afeta significativamente a rugosidade quando predomina o modo de remoção por fratura frágil, mas quando o modo dúctil prevalece (com baixos valores de  $h_{max}$ ) há uma queda na rugosidade.

### 3.6.2. Circularidade

Apesar do alto nível de desenvolvimento tecnológico, ainda é impossível obter superfícies perfeitamente exatas. Por isso, sempre se mantém um limite de tolerância nas medições. Mesmo assim, é comum aparecerem peças com superfícies fora dos limites de tolerância, devido a várias falhas no processo de usinagem, nos instrumentos ou nos procedimentos de medição. Nesse caso, a peça apresenta erros de forma como o desvio de circularidade.

Um erro de forma corresponde à diferença entre a superfície real da peça e a forma geométrica teórica.

A forma de um elemento será correta quando cada um dos seus pontos for igual ou inferior ao valor da tolerância dada.

A tolerância de circularidade é determinada por duas circunferências que têm o mesmo centro e raios diferentes. O centro dessas circunferências é um ponto situado no eixo da peça.

O campo de tolerância de circularidade corresponde ao espaço “4” entre as duas circunferências, dentro do qual deve estar compreendido o contorno de cada seção da peça.

De acordo com MALKIN (1989) e DEMETER & HOCKENBERGER (1997), o calor gerado na retificação tem sua maior intensidade no contato peça rebolo, penetrando em direção ao centro da mesma. Com isso, quanto maior a dificuldade do fluido adentrar na região de corte, maior será o calor presente na peça, facilitando assim a formação de dilatações e deformação térmicas, que acarretam em erros de circularidade, os quais são proporcionais à vibração da máquina e aos parâmetros de corte utilizados.

Segundo MINKE (1999), os elevados atritos gerados durante o processo de retificação (principalmente entre a peça e o rebolo), podem ser considerados um fator de extrema importância para o aparecimento dos erros de circularidade, sendo que para a redução destes atritos, um fluido com boa capacidade lubrificante, além da refrigerante é recomendável, a fim de se melhorar a qualidade final da peça retificada.

### **3.6.3. Análise da microestrutura – Microscopia eletrônica de varredura (MEV)**

Paralelamente ao desenvolvimento dos microscópios eletrônicos de transmissão surgiu o microscópio eletrônico de varredura, outro tipo de instrumento que permite a visualização da superfície de amostras volumosas.

Segundo MARINESCU *et al.* (1998) a microscopia eletrônica de varredura (MEV) é muito utilizada na caracterização de superfícies fraturadas, para investigar a estrutura superficial, detectar falhas e poros abertos. Um feixe de elétrons de 0,01  $\mu\text{m}$  de diâmetro varre a superfície linearmente e o impacto dos elétrons primários provoca a emissão de elétrons secundários da amostra. Estes elétrons secundários são detectados e formam uma imagem, onde as regiões mais profundas irradiam menos e as mais elevadas irradiam mais elétrons. A resolução deste microscópio é limitada a 0,01  $\mu\text{m}$ .

Segundo MANNHEIMER (2002) o MEV tem sua maior aplicação no exame de superfícies rugosas (contraste topográfico). A fácil visualização e interpretação das imagens foram desde o início um dos elementos marcantes do sucesso do instrumento.

QUINN *et al.* (2003) reportaram que é possível examinar as trincas de retificação através de microscópios ópticos (estereomicroscópio), sendo essencial iluminar a superfície fraturada da amostra lateralmente de uma fonte luminosa brilhante com baixo ângulo de incidência.

## 4. MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta parte serão apresentados os equipamentos, os materiais e os métodos utilizados na elaboração dos ensaios práticos para o propósito do trabalho.

Toda experimentação foi realizada no Laboratório de Usinagem por Abrasão (LUA) da Faculdade de Engenharia – UNESP – *campus* Bauru. As séries de dados experimentais foram obtidas e analisadas, na sua quase totalidade, neste e nos demais laboratórios da UNESP *campus* de Bauru, salvo uma delas, a microscopia eletrônica de varredura, realizada no Instituto de Física da Universidade de São Paulo, *campus* de São Carlos.

Portanto, o método experimental proposto compara o rendimento da usinagem (circularidade, rugosidade e desgaste diametral do rebolo) em relação ao uso de variação no lubri-refrigerante, no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, de cerâmicas, com rebolo diamantado.

### 4.1. Equipamentos e materiais de consumo utilizados.

#### 4.1.1. Retificadora cilíndrica externa

Os ensaios foram realizados numa retificadora cilíndrica universal, fabricada pela empresa SULMECÂNICA, modelo RUAP 515 H, equipada com comando numérico computadorizado CNC da Fagor. A retificadora pode ser vista na figura 4.1. Um programa CNC foi desenvolvido para a realização dos ensaios e pode ser visto no anexo 1.



Figura 4.1. Retificadora cilíndrica universal, CNC.

### 4.1.2 Corpo de prova

Os corpos de prova foram adquiridos por intermédio da empresa “Máquinas Agrícolas Jacto S/A”. Eles são constituídos, segundo informação da empresa, de uma alumina comercial, composta por 96% de óxido de alumínio, 4% de outros óxidos ( $\text{SiO}_2$ ,  $\text{CaO}$  e  $\text{MgO}$ ) e fundentes. A densidade aparente deste material é de  $3,7 \text{ g/cm}^3$ .

A escolha da alumina como material do corpo de prova é devido ao fato de que ela é um material universal e é comumente empregada no meio industrial.

A Figura 4.2 ilustra o formato (arruela) e as dimensões (diâmetros e espessura) dos corpos de prova que foram usados nesta pesquisa.

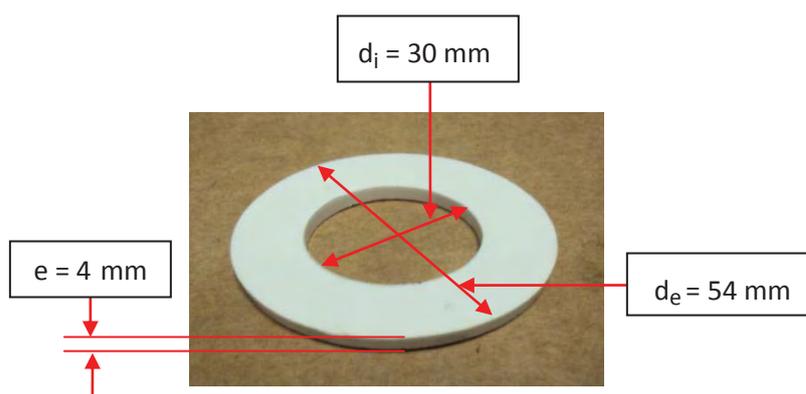


Figura 4.2. Corpo de prova.

### 4.1.3. Mandril

O corpo de prova foi preso por um mandril (Figura 4.3) que depois foi fixado entre pontas na retificadora cilíndrica para possibilitar sua usinagem.

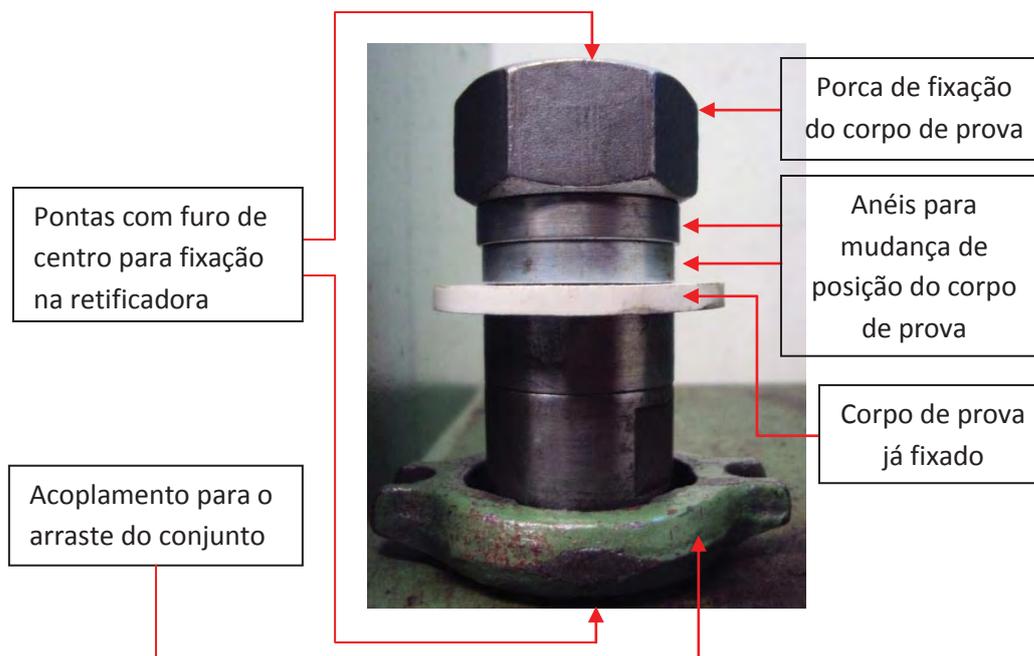


Figura 4.3. Mandril para a fixação do corpo de prova e seus componentes.

#### 4.1.4. Rebolo Utilizado.

Utilizou-se para a realização dos ensaios, um rebolo diamantado, de liga resinóide (dureza N), concentração 50, tamanho do grão abrasivo de  $126\mu\text{m}$ , da marca Dinser Ferramentas Diamantadas, modelo SD 126MN50B2, dimensões de 350 mm (diâmetro externo) x 15 mm x 5 mm (largura e espessura da camada abrasiva) e diâmetro interno de 125mm. A Figura 4.4 mostra o rebolo.

O rebolo com as características acima foi o escolhido porque esse tipo de liga com a concentração de grãos abrasivos de 50% é o que apresenta o maior desgaste, já que os rebolos normalmente citados em literatura apresentam concentração de 75%, porém desgastam menos. Escolheu-se o tamanho do grão do diamante de  $126\mu\text{m}$  por ser o mais próximo ao citado em várias referências ( $140\mu\text{m}$ ) (Ramesh *et al.*, 2001; Huang *et al.*, 2003; Yin *et al.*, 2005) para esse tipo de operação.



Figura 4.4. Rebolo diamantado.

#### 4.1.5. Dressador

O dressador diamantado utilizado nesse experimento foi do tipo conglomerado. Ele e suas dimensões são mostrados na Figura 4.5.

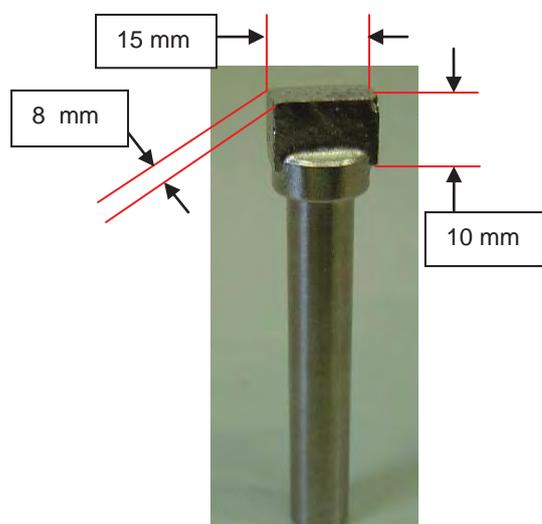


Figura 4.5. Dressador conglomerado.

Esse tipo de dressador foi escolhido, pois, diferentemente do dressador de ponta única, a velocidade da mesa não interfere nos parâmetros de dressagem, o que torna mais fácil obter parâmetros de dressagem constantes.

#### **4.1.6. O sistema de refrigeração convencional**

O sistema de refrigeração convencional utilizado é o mesmo comumente usado no meio industrial e, compõe-se de: caixa reservatória de fluido com capacidade de 80 litros, bomba de sucção, mangueiras, bocais aplicadores e o fluido de corte (óleo solúvel, concentrado, semi-sintético, ME-I), numa emulsão de 5% em água.

Este lubrificante contém na sua composição: anticorrosivos, biocidas, fungicidas, alcalinizantes, antiespumantes, tensocitivos não iônicos, alcanolomidas, entre outros.

#### **4.1.7. Medição da concentração**

A emulsão utilizada no sistema de lubri-refrigeração convencional teve sua concentração (5%) verificada periodicamente, no decorrer dos ensaios, através de um refratômetro portátil.

#### **4.1.8. Medição de pH**

O pH teve sua medida tomada antes do início dos ensaios e para cada fluido de corte utilizado, com um medidor de pH modelo mPA 210, da Tecnopon Equipamentos Especiais Ltda

#### **4.1.9. O sistema de lubri-refrigeração por MQL e MQL/Água**

O conjunto completo para aplicação de MQL (Tradicional e com água) é composto de: (a) sistema que produz, transporta, regula a pressão e mede a vazão do ar comprimido necessário para os experimentos; (b) unidade de controle de MQL e (c) bocal projetado para a aplicação de MQL na retificação, conforme ilustrado na Figura 4.7.

O fluido de corte utilizado no sistema de MQL foi o Accu-Lube LB-1000 da empresa ITW Chemical Products Ltda (lubrificante natural e biodegradável, contendo aditivos de extrema pressão), fornecido pela ITW Chemical Products Ltda. Este foi utilizado *in natura* (para MQL tradicional) e

misturado com água (para MQL/água) em três proporções pré-determinadas por ensaios anteriores, as quais se obtiveram os melhores resultados.

O sistema de ar comprimido compõe-se dos equipamentos descritos na Figura 4.6 (a). O regulador de pressão, o medidor de vazão e o leitor digital foram necessários para o controle e a medição precisa da vazão ( $\text{m}^3/\text{h}$ ) do ar comprimido, a qual imprime a velocidade do jato de ar requerida nos experimentos do MQL (30 m/s). O valor da vazão foi obtido pela leitura direta do visor digital.

A unidade de controle de MQL (mínima quantidade de lubrificante) permite uma fina regulação do volume de óleo e de ar, separadamente, utilizando-se de válvulas tipo agulha. Depois, a pequena quantidade de lubrificante dosada é pulverizada em um fluxo de ar, cuja pressão (constante) é de  $6,5 \text{ kgf/cm}^2$  aproximadamente. Em seguida a mistura ar/óleo pressurizada é aplicada na região de corte pelo bocal apropriado.

A Figura 4.6 (b) mostra a unidade de controle do equipamento de MQL (mínima quantidade de lubrificante) e seus componentes, onde são feitas a dosagem do óleo lubrificante e a regulação da vazão de ar comprimido.

Na Figura 4.6 (c) ilustra-se, em duas vistas, o bocal desenvolvido e utilizado na experimentação da técnica MQL no processo de retificação.

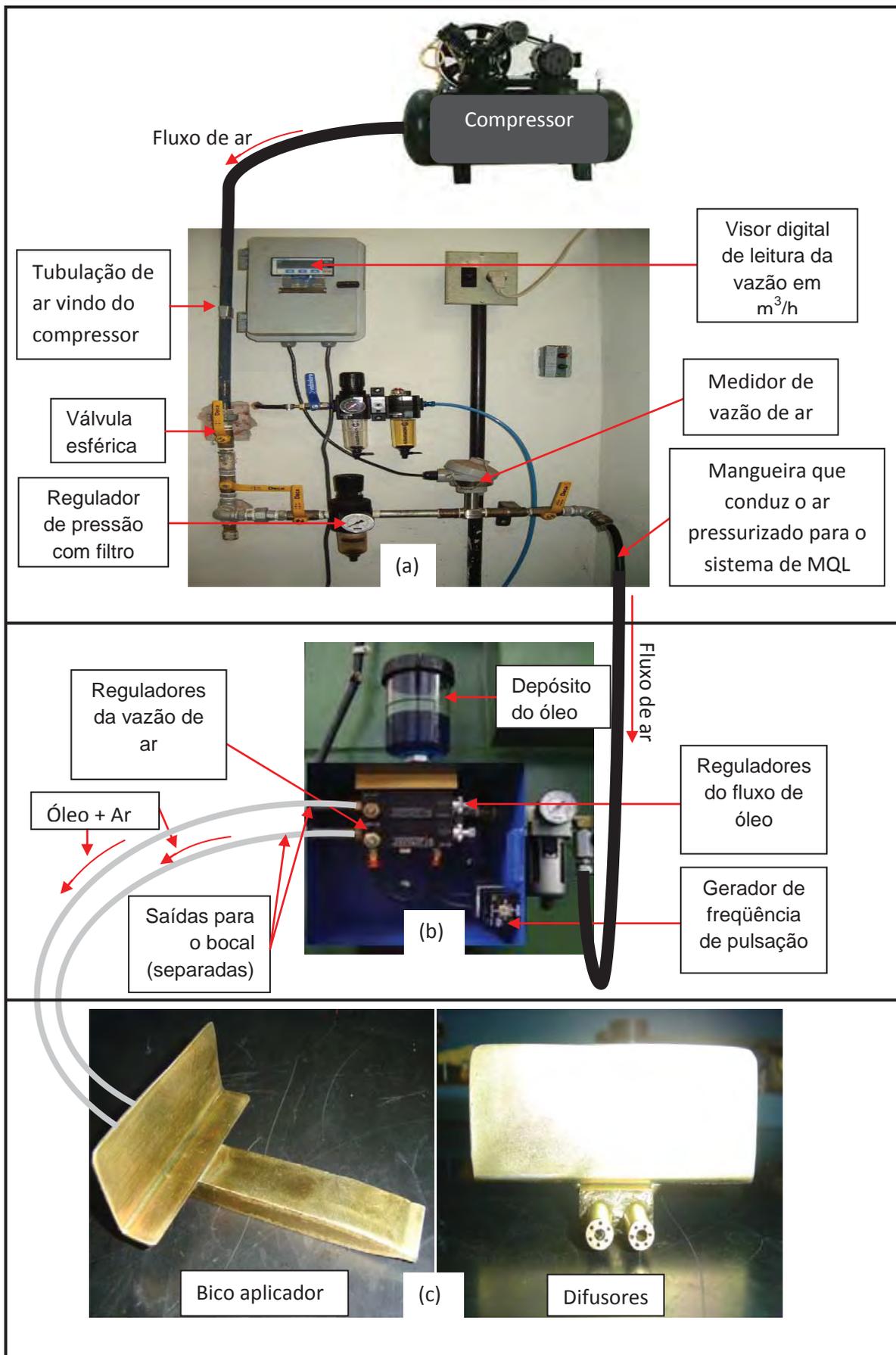


Figura 4.6 Conjunto completo para aplicação de MQL e MQL/Água.

#### **4.1.10. Sistema de limpeza, com ar comprimido.**

Em trabalhos realizados anteriormente, pelo grupo de pesquisa em usinagem por abrasão, notou-se que durante o processo de retificação ocorria a aderência do material retificado na superfície de corte do rebolo, o que elevava substancialmente os valores de rugosidade, circularidade, dentre outros.

Assim, para minimizar este efeito, desenvolveu-se um sistema de limpeza por ar comprimido, para retirada do material aderido à superfície de corte do rebolo.

Para isso foi utilizado um compressor com capacidades de pressão de 9,3 (min.) a 12 (máx.) bar e vazão 1132 l/min., para suprir a necessidade de ar comprimido; um medidor de vazão (METER RUN) e um de pressão (modelo 7MF4433-1EA02-1PC6-Z), para determinar com precisão a vazão e a pressão deste ar; dois bocais, posicionados a 0,5 mm de distância e tangente à superfície de corte do rebolo, que constringem e direcionam o jato de ar, a alta pressão, promovendo sua limpeza.

A figura 4.7 ilustra o bocal e descreve o conjunto de peças utilizadas na sua fixação, regulagem de altura e inclinação. Esta última determina o ângulo de incidência do jato de ar comprimido na superfície de corte do rebolo.

Na realização dos ensaios, posicionou-se o bocal para que o jato de ar pressurizado atingisse tangencialmente a superfície de corte do rebolo. Esse posicionamento foi determinado em ensaios preliminares e forneceu os melhores resultados para a limpeza dessa superfície.

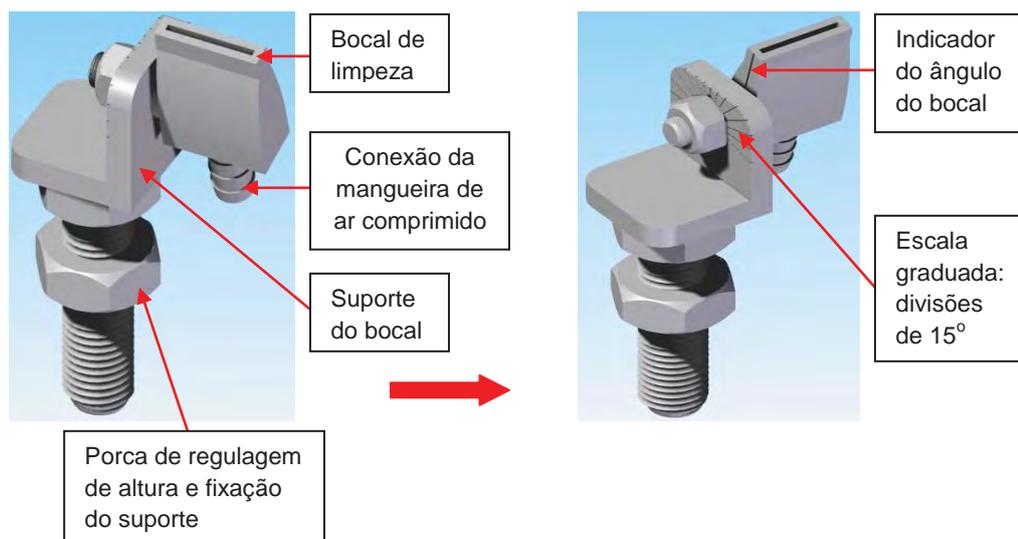


Figura 4.7. Partes funcionais do bocal usado na limpeza do rebolo.

#### 4.1.11. Limpeza das peças

Para esse procedimento utilizou-se querosene, thinner, álcool e tetracloreto de carbono, produtos comumente usados para limpeza de peças destinadas a ensaios metalográficos.

### 4.2. Caracterização dos parâmetros de saída

#### 4.2.1. Aquisição de Dados

A aquisição dos dados foi realizada utilizando-se um computador Pentium III 600 Mhz, com placa de aquisição de dados A/D e software LabVIEW versão 7.1 do fabricante *National Instruments*. Esta foi executada em tempo real e armazenada na forma de tensão (V), para posterior manipulação desses dados pelo software.

Os parâmetros coletados foram: potência elétrica ( $P_{\text{elet.}}$ ) consumida pelo motor que aciona a ferramenta de corte (rebolo), a rotação do rebolo (n).

Os dados de rotação e potência elétrica consumida, gerados durante o processo de retificação, foram transmitidos à placa de aquisição de dados através de um circuito condicionador de sinais, que possui bornes de entradas para o recebimento dos dados.

Para a manipulação e armazenamento dos dados desenvolveu-se um programa no LabVIEW que fornece uma tela de apresentação para aquisição dos dados.

Para os ensaios, o sistema foi programado para operar com uma taxa de aquisição de 1000 pontos por segundo. Tal programa realizou a aquisição do sinal da força tangencial de corte e emissão acústica, sendo que estas variáveis de saída serão armazenadas num arquivo para posterior análise.

A programação no *LabView 7.1* é feita em sub-rotinas, destacando-se:

- Entrada de dados físicos dos materiais ensaiados;
- Aquisição de dados em tempo real;
- Análise e disposição destes dados em gráficos, simultaneamente à aquisição dos dados;
- Apresentação dos resultados;
- Armazenamento dos dados de interesse em arquivos.

#### **4.2.2. Rugosidade**

Para a medição da rugosidade média das peças representada pelo parâmetro  $R_a$ , utilizou-se um aparelho da marca Taylor Hobson, modelo Surtronic 3+.

Fez-se a medição na direção da espessura ( $e$ ) da peça. O rugosímetro foi ajustado para trabalhar com um comprimento de medição (cut-off) igual a 0,25 mm como mostrado na Figura 4.8. Foram feitas 5 medições em posições distintas e aleatórias do diâmetro da superfície retificada da peça.



Figura 4.8. Operação de medição de rugosidade.

### 4.2.3. Circularidade

A circularidade foi obtida utilizando-se um medidor de circularidade modelo *Tayround 31C*, marca *Taylor Hobson*.

Na ponta do braço encontra-se o apalpador com ponta de diamante, a qual entra em contato com a peça e ao girar o conjunto onde a peça está fixada, obtêm-se os valores de circularidade. O detalhe da ponta de diamante pode ser vista na Figura 4.9.

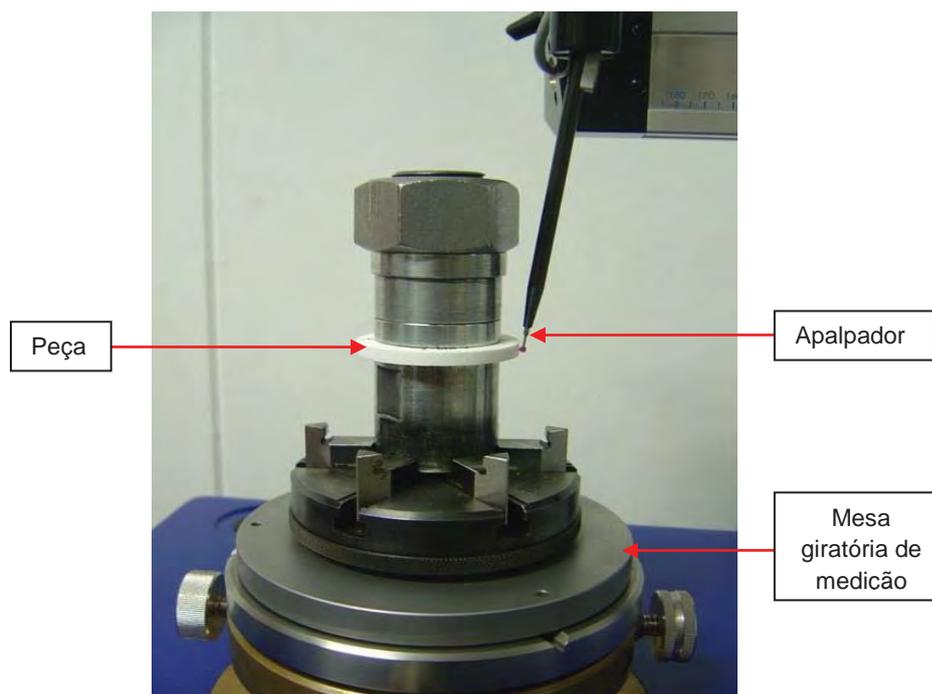


Figura 4.9. Detalhe do medidor de circularidade.

O medidor de circularidade é alimentado por um sistema de ar comprimido, para formar uma camada de ar sob a mesa giratória, garantindo assim que seus movimentos sejam extremamente precisos.

#### 4.2.4. Desgaste diametral do rebolo

Considerando-se que a superfície do corpo de prova que foi retificada tem 4 mm de largura, a do rebolo 15 mm e o número de ensaios por dressagem foi dez (cinco em uma posição de um lado, cinco em outra posição do lado oposto da superfície de corte). Usou-se então 4 mm à esquerda e 4 mm à direita da superfície abrasiva, acarretando desgaste e conseqüente formação de degraus nessas posições, conforme Figura 4.10.

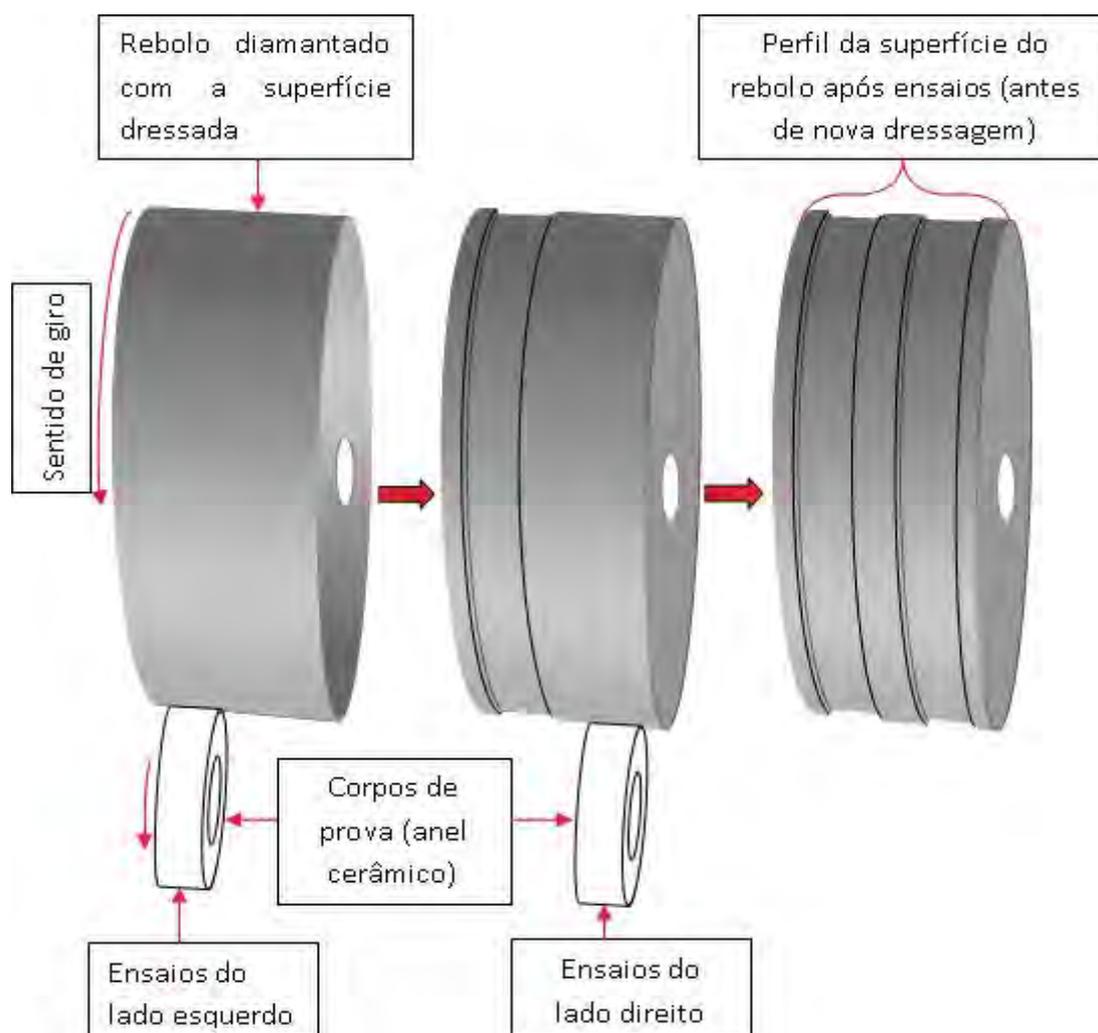


Figura 4.10. Formação de degraus na superfície abrasiva.

Em seguida, para a medição desses desgastes, fez-se a impressão do perfil da superfície do rebolo em um tarugo cilíndrico de aço ABNT 1020, conforme Figura 4.11 (a) e (b).

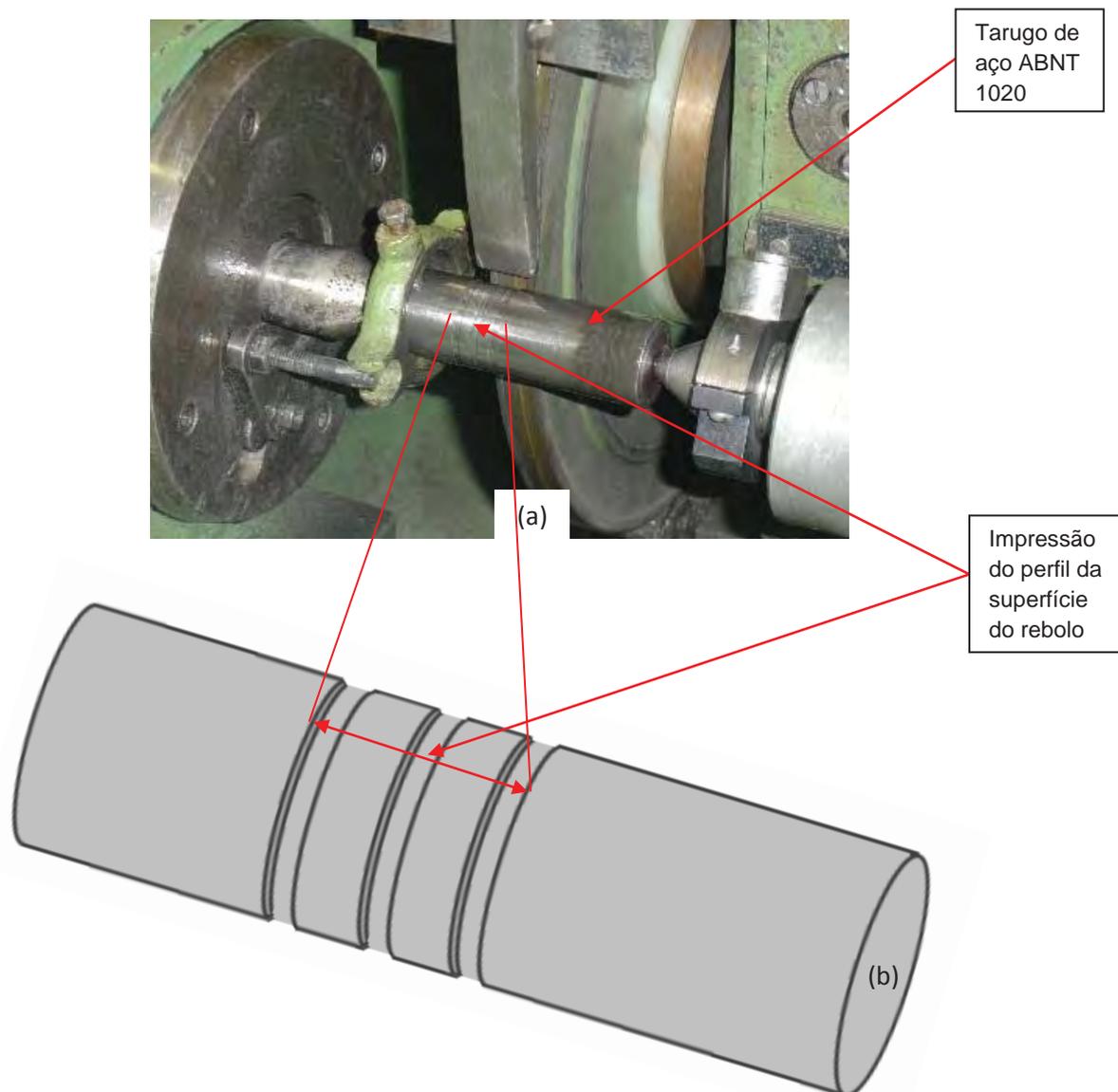


Figura 4.11. Processo de impressão do perfil da superfície do rebolo: real (a) e esquemática ampliada (b).

Os desníveis marcados neste corpo de prova foram medidos utilizando-se um aparelho da marca Taylor Hobson, modelo Surtronic 3+, o mesmo usado para medição de rugosidade.

Para a marcação do desgaste do rebolo, foi elaborado um programa CNC, mostrado no anexo 2.

#### 4.2.5. Preparação das amostras para análise de microscopia Eletrônica de Varredura

Depois de feitos os ensaios e medições, amostras foram retiradas das peças retificadas e preparadas para análise com microscopia eletrônica de varredura (MEV). O preparo da amostra consiste no corte (máquina policorte, com disco diamantado para corte metalográfico), embutimento em resina e polimento (politriz metalográfica, com pastas de diamante de granulometrias 15 $\mu$ m, 9 $\mu$ m, 6 $\mu$ m, 3 $\mu$ m, 1 $\mu$ m e 0,25 $\mu$ m), sequência mostrada na figura 4.12.



Figura 4.12. Preparação da amostra para microscopia (MEV)

#### 4.2.6. Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)

A finalidade dos ensaios de MEV foi observar a presença ou não de alterações micro-estruturais no material, provocadas pelas severas condições de usinagem a que foram submetidos os corpos de prova.

A microscopia eletrônica de varredura foi realizada no Instituto de Física da Universidade de São Paulo – USP, *campus* de São Carlos (IFSC).

Para a caracterização de um corpo de prova cerâmico no microscópio eletrônico de varredura é necessário, para aterramento elétrico, uma deposição

nanométrica de ouro. Esta deposição foi feita através de um “sputtering”, modelo SCD 050 da Balzers, do próprio Instituto.

A microscopia eletrônica de varredura foi feita utilizando-se um microscópio modelo DSM 960 da Carl Zeiss, Jena.

### 4.3. Ensaios

Realizou-se ensaios preliminares para se encontrar os melhores parâmetros de usinagem, nas condições de lubri-refrigeração propostas. São eles:

- Velocidade de corte ( $V_s$ ) de 30 m/s;
- Rotação da peça ( $V_w$ ) de 204 rpm;
- Penetração do rebolo na peça ( $a$ ) de 0,1 mm;
- Tempo de centelhamento ( $t_s$ ) igual a 5 segundos;
- Largura de retificação de 4 mm;
- Velocidade de dressagem ( $v_d$ ) de 600 mm/min (Feita manualmente, marcando-se o tempo para percorrer determinada distância).
- Profundidade de dressagem ( $a_d$ ) de 0,04 mm;
- Vazão do fluido de corte na refrigeração convencional de 22 l/min;
- Vazão do fluido de corte no MQL de 100 ml/h;
- Pressão do ar no MQL de 8 bar;
- Velocidade de saída do ar de 30 m/s no bocal;
- Quantidade de 5 peças cerâmicas ensaiadas por lado do rebolo;
- Sistema de limpeza do rebolo com dois bocais na posição tangente à sua superfície de corte.

Para a velocidade de mergulho, serão utilizados três valores, sendo estes de 0,25mm/min., 0,50mm/min. e 0,75mm/min.

Os ensaios foram realizados utilizando os parâmetros descritos acima e de acordo com o esquema representado na Figura 4.13.

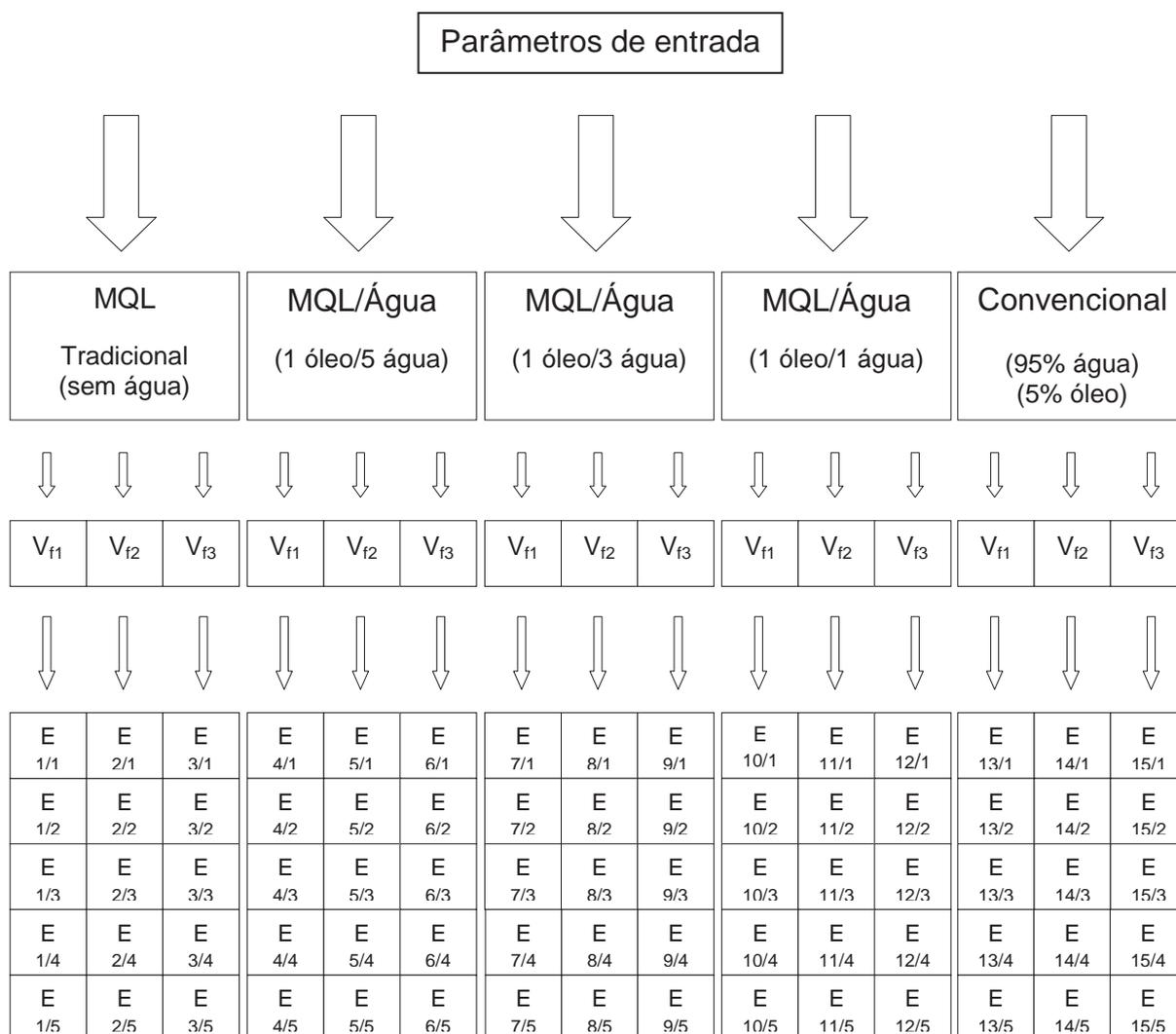


Figura 4.13. Representação dos ensaios realizados.

Onde:

- $V_f$  = velocidade de avanço;
- |          |
|----------|
| E<br>x/y |
|----------|

 E = ensaios realizados; x = número do ensaio e y = número das peças;
- MQL = mínima quantidade de lubrificante.

#### 4.4. Procedimento Experimental

Ao se preparar os fluidos de corte para cada condição de lubri-refrigeração mediu-se o pH para detectar possíveis variações significativas, o que

poderia ter influência sobre a dureza da cerâmica e a consequente alteração na transição do modo de remoção.

Antes de cada ensaio com refrigeração convencional, verificou-se a concentração do fluido de corte com um refratômetro manual de bolso. Se estivesse diferente da pré-estabelecida (5% de óleo e 95% de água), eram feitas correções com a adição de fluido de corte ou água.

Realizou-se um por um dos ensaios, procedendo-se da seguinte forma: o anel cerâmico era preparado e preso no mandril e, após, o conjunto era fixado entre pontas na máquina.

Estando o conjunto (peça/mandril) devidamente fixado à máquina, preparava-se o computador para executar o programa de aquisição de dados (desenvolvido utilizando-se o programa LabVIEW®, versão 7.1) para que no momento do acionamento da retificadora fossem captados os valores instantâneos de rotação do rebolo, potência e nível RMS do sinal de emissão acústica.

O ajuste da velocidade de avanço era feito na própria máquina. No programa CNC da máquina constava a velocidade de avanço de 1 mm/min, com possibilidade de trabalho em 25%, 50%, 75%, 100%, 125%, 150% e 150% dessa velocidade. Escolheu-se os três primeiros valores, pois foram os que melhor se comportaram diante das variáveis de entrada (lubri-refrigeração) impostas, o que implicou em velocidades de avanço de 0,25, 0,50 e 0,75 mm/min.

Antes do início de cada ensaio, na condição convencional, a área de retificação da máquina era vedada, para minimizar a perda de fluido de corte, evitando assim a poluição do ambiente de trabalho e a variação na concentração do fluido. Já nas condições MQL e MQL/Água, após a vedação, a névoa formada era retirada do local por um exaustor para que não fosse inalada pelo operador.

A aquisição era iniciada, o sistema de lubri-refrigeração acionado e o rebolo ligado pelo inversor de frequência. Deixava-se um tempo de aproximadamente 3 segundos antes do primeiro mergulho (início da usinagem), para efeitos de análise da força em vazio. Após isso, deixava-se mais 5 segundos como tempo de centelhamento e então executava-se a retificação propriamente dita.

Depois de concluída a retificação de cada peça, pausava-se o programa de aquisição de dados, o sistema de lubri-refrigeração e o rebolo eram

desligados, a peça trocada e os mesmos procedimentos repetidos até que cinco operações fossem completadas, quando então o programa de aquisição de dados era parado.

Trocava-se a condição de lubri-refrigeração e/ou a velocidade de avanço, o lado do rebolo e repetia-se o procedimento anterior por mais cinco ensaios.

A cada dez ensaios (cinco cada lado), o rebolo era dressado até que a superfície de corte do mesmo não apresentasse nenhum vestígio da usinagem anterior. Como os parâmetros de dressagem eram iguais, a ferramenta abrasiva apresentou as mesmas condições iniciais em todos os ensaios. A operação de dressagem é mostrada na figura 4.14.



Figura 4.14. Operação de dressagem do rebolo.

Isso foi feito para cinco condições de lubri-refrigeração [convencional, mínima quantidade de lubrificante (MQL) tradicional, MQL/Água (1:1), MQL/Água (1:3), MQL/Água (1:5)]; Três velocidades de avanço (0,25; 0,50 e 0,75 mm/min.) e, em cinco peças para cada combinação (velocidade de avanço /condição de lubri-refrigeração), totalizando setenta e cinco ensaios.

Após o término da retificação de cada peça, era feita a medição de rugosidade conforme descrito no item 4.2.2.

Findados os setenta e cinco ensaios, obtiveram-se os valores de circularidade das peças (conforme item 4.2.4.); o desgaste diametral do rebolo (conforme item 4.2.5.) e depois de todas as medições fez-se a preparação dos corpos de prova para a análise com microscopia eletrônica de varredura (conforme item 4.2.6).

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesse tópico estão apresentados os resultados obtidos, das variáveis de saída (rugosidade, desvio de circularidade, desgaste diametral do rebolo e microscopia eletrônica de varredura), para cada condição de retificação realizada.

Para facilitar a comparação, as figuras de 5.1 a 5.6 mostram, graficamente, lado a lado, para cada variável de saída, os resultados obtidos em cada método de lubri-refrigeração usado (MQL tradicional, MQL com água e convencional), nas velocidades de avanço trabalhadas (0,25; 0,50 e 0,75 mm/rev).

Também estão apresentados aqui os valores medidos do pH de cada fluido de corte utilizado.

### 5.1. pH do Fluido de Corte

Observa-se na tabela 5.1 os valores obtidos de pH para cada fluido de corte.

**Tabela 5.1. pH dos Fluidos de Corte**

	pH
Convencional	8,45
MQL 1:5	8,34
MQL 1:3	8,31
MQL 1:1	8,37
MQL Tradicional	8,38

Para todos os fluidos utilizados nos ensaios, não houve variação significativa do pH e portanto conclui-se que não houve influência deste no modo de remoção e nem nos danos superficiais da peça, caracterizados através da rugosidade e MEV.

## 5.2. Rugosidade

A Figura 5.1 apresenta os gráficos das médias dos valores de rugosidade aferidos após a retificação das peças, para cada condição de lubri-refrigeração (MQL, MQL/Água 1:5, MQL/Água 1:3, MQL/Água 1:1 e Convencional) e em cada velocidade de avanço (0,25; 0,50 e 0,75mm/rev).

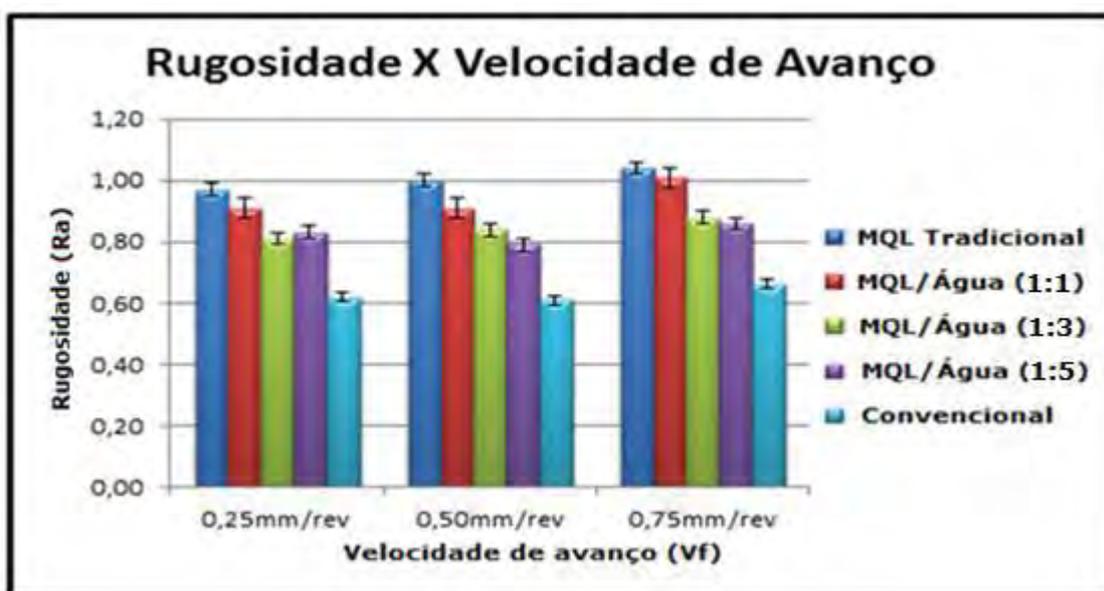


Figura 5.1. Valores de rugosidade

Pela Figura 5.1, observa-se que as menores médias de rugosidade foram obtidas quando utilizou-se o sistema convencional de lubri-refrigeração e nas três velocidades de avanço ensaiadas. Isso ocorreu porque o método convencional de refrigeração possui uma melhor capacidade de remoção do cavaco formado, da zona de corte, devido à grande quantidade de fluido aplicada que lava a superfície do rebolo, impedindo o cavaco de aderir a ela, o que evita o riscamento da peça e contribui para a diminuição da rugosidade.

Os valores apresentados pelo MQL tradicional foram em média 65% maiores que os do convencional, devido à aplicação do óleo *in natura* interagir com os cavacos formando uma “borra” parcial que entranha nos poros do rebolo. Nem o sistema de limpeza da superfície de corte por ar comprimido consegue removê-la totalmente. A remoção parcial proporciona resultados melhores no acabamento da peça se comparados aos obtidos sem a utilização desse sistema

de limpeza, mas a “borra” remanescente nos poros contém cavacos que riscam a peça, causando um aumento na rugosidade.

O método de MQL com adição de água forneceu médias de rugosidade intermediárias entre as do sistema convencional e as do MQL tradicional, nas três diluições e nas três velocidades de avanço. Uma diluição [MQL/Água (1:1)] tendeu ao melhor resultado, cerca de 35% maior que o convencional e 20% menor que o MQL tradicional. Uma hipótese para explicar os melhores resultados da mistura ar-óleo-água em relação à de ar-óleo no MQL é que a diluição do óleo solúvel em água diminui a viscosidade do fluido resultante, diminuindo assim a aderência da “borra” cavaco-fluido à superfície de corte do rebolo, o que facilita a sua retirada dos poros, amenizando o riscamento da peça, atenuando a rugosidade desta. Outra hipótese gira em torno da melhor capacidade de refrigeração da diluição óleo-água em relação à do óleo puro no MQL tradicional. Todavia, quando se aumenta a proporção de água, nota-se a tendência da elevação dos valores de rugosidade pela perda da capacidade de lubrificação. Então, na mistura óleo-água, quanto maior a quantidade de água: mais fácil é a limpeza do rebolo (retirada dos cavacos dos poros), o que proporciona um efeito positivo na rugosidade; pior é a lubrificação das interfaces cavaco-ferramenta (menor lubrificação), o que gera um efeito negativo na rugosidade. A maior rugosidade gerada com o uso do MQL tradicional em relação ao MQL com água confirma esse efeito positivo.

Analisando-se apenas os MQLs com água, verifica-se que quanto mais água na mistura, maiores são os valores de rugosidade obtidos. Pela Figura 5.1 nota-se que nas diluições de 1:1 e 1:3 esses valores são parecidos, mas quando se aumentou a proporção de água (MQL/Água = 1:5) a rugosidade aumentou. A saturação da capacidade de limpeza do rebolo é uma hipótese para se explicar este fato, isto é, o aumento da quantidade de água da mistura não aumenta a capacidade de limpeza do rebolo mas somente diminuiu a capacidade de lubrificação desta. Por isso, os piores valores de rugosidade dentre aqueles obtidos usando-se MQL com água, foi o que utilizou a maior proporção de água (1:5).

Observa-se que, quanto maior a velocidade de avanço, maiores os valores de rugosidade, já que a taxa de remoção de material é maior. Porém, verifica-se que esta influencia é pequena, pois ao triplicar-se tal velocidade (de 0,25

para 0,75mm/min), a rugosidade aumentou por volta de 10%. Isto se deve ao fato de que o tempo de centelhamento ao fim do ciclo de retificação é capaz de corrigir muito dos efeitos negativos que a alta velocidade de avanço causou na peça.

### 5.3. Desvio de Circularidade

A Figura 5.2 mostra os valores médios de circularidade para todas as combinações dos parâmetros de entrada (condição de lubri-refrigeração e velocidade de mergulho) ensaiadas. Dentre todas as combinações feitas, o método de lubri-refrigeração convencional, aliado a cada uma das três velocidades de mergulho, foi o que ofereceu os melhores resultados (valores médios de circularidade). Isso se deve à maior capacidade de limpeza da superfície de corte do rebolo que este método proporciona.

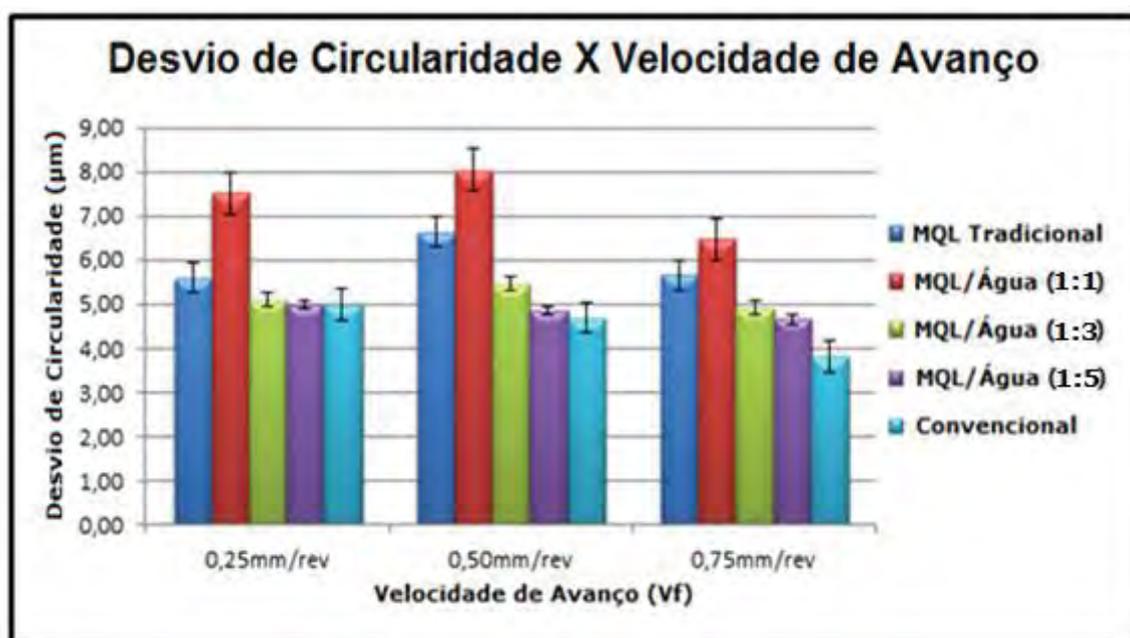


Figura 5.2. Valores do Desvio de Circularidade.

Novamente verifica-se que o aumento na quantidade de água na mistura ar-óleo-água (MQL/Água) acarreta um aumento no erro de forma da peça, pois os valores médios de circularidade aumentaram com o aumento da diluição. Isso foi consequência da diminuição do poder de lubrificação da mistura, pelo aumento do teor de água e redução do teor de óleo nela.

Por outro lado, quando somente se aplicou óleo-ar (MQL tradicional) como lubri-refrigerante, que é quando se tem a maior capacidade de lubrificação dentre os sistemas de MQL, os valores de circularidade foram maiores que na condição ensaiada MQL/Água 1:1 e menores que na MQL/Água 1:5 (mistura ar-óleo-água). Isto é devido ao fato de que, apesar do aumento da capacidade de lubrificação do MQL tradicional, a mistura de ar-óleo perde em capacidade de limpeza do rebolo, o que, como já citado, também tem forte influência na circularidade.

#### 5.4. Desgaste Diametral do Rebolo

De acordo com os resultados apresentados na Figura 5.3, observa-se que entre todas as condições de lubri-refrigeração ensaiadas, para as três velocidades de mergulho, o MQL tradicional foi a técnica que forneceu os piores resultados (maiores valores de desgaste), caindo com o aumento deste parâmetro. O convencional, teve resultados melhores (valores médios um pouco abaixo) que o anterior, com a mesma tendência de queda. O método que proporcionou os melhores resultados (menores valores médios) foi o MQL/água, nas três diluições (1:1, 1:3 e 1:5), mantendo as tendências anteriores.

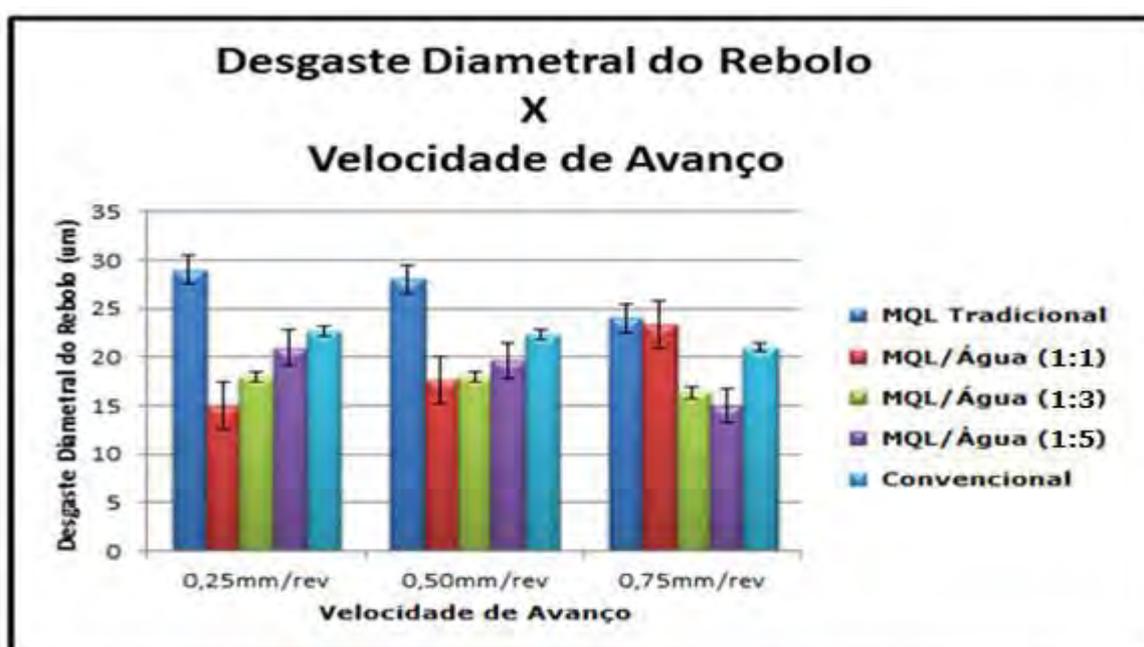


Figura 5.3. Valores do Desgaste Diametral do Rebolo.

Como já citado neste trabalho, o MQL tradicional foi a condição de lubri-refrigeração menos efetiva na limpeza do rebolo, ou seja, esta foi a condição em que um maior número de cavacos permaneceu aderido à sua superfície. Com isso, o cavaco aderido ao rebolo atrita com a peça e, este atrito aliado ao baixo poder de refrigeração do MQL tradicional contribuiu positivamente para a geração de calor, o que causa a dilatação do conjunto máquina-peça-ferramenta, acarretando um aumento na força normal de corte, levando a uma maior remoção de partículas do rebolo, desgastando-o mais rapidamente. Assim sendo, isso é confirmado na Figura 5.3 pelo aumento no desgaste do rebolo com a diminuição da velocidade de avanço, pois quanto menor esta for, maior o tempo de contato rebolo-peça, maior o atrito e maior a geração de calor. Isso ocorreu para cada uma das condições de lubri-refrigeração, exceto na MQL/Água 1:5 que se comportou de forma contrária, acredita-se que pelo fato desta conter a pior condição de lubrificação dentre todas. Por outro lado, a condição mais eficiente na limpeza do rebolo, que foi a lubri-refrigeração convencional, não foi a condição que apresentou o menor desgaste diametral do rebolo, como se poderia supor baseado neste argumento. Crê-se que o fator que causou esta também alta taxa de desgaste do rebolo quando se utilizou lubri-refrigeração convencional foi a baixa capacidade de lubrificação do fluido com água em abundância.

Assim, quando se utilizou um meio de lubri-refrigeração intermediário em termos de capacidade de limpeza do rebolo e de lubrificação (MQL/Água) obteve-se um melhor equilíbrio entre esses dois itens, levando à obtenção dos menores valores médios de desgaste diametral do rebolo.

### **5.5. Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)**

Alterações na resistência ao desgaste, nucleação e propagação de trincas e aceleração do processo de fadiga da peça podem ser causadas por danos na superfície de um material. Por isso, a integridade superficial de uma peça é de extrema importância.

O MEV é uma poderosa técnica de avaliação microestrutural, possibilitando análises do estado de superfícies e noção de profundidade.

A Figura 5.4 representa a microscopia eletrônica de varredura (MEV), feita na região da aresta da amostra retirada do corpo de prova retificado na condição de lubri-refrigeração convencional.

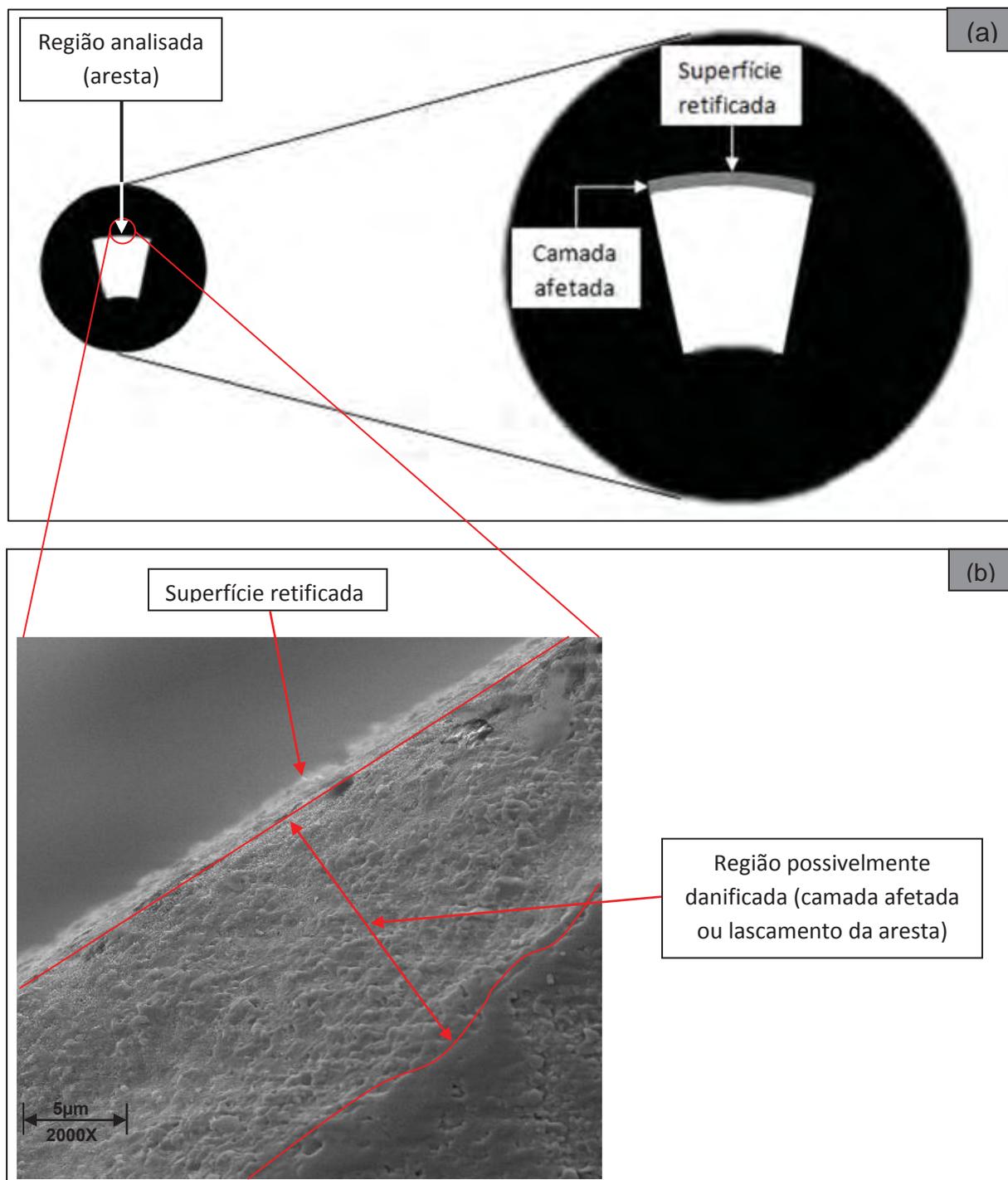


Figura 5.4. Microscopia para os ensaios com o método de lubri-refrigeração convencional.

Analisando a Figura 5.4, percebe-se que, na refrigeração convencional, o modo frágil de remoção do material predominou no processo. Nota-se um bom acabamento superficial, apesar do modo de remoção frágil, que pode gerar micro trincas na peça. Quanto à integridade da aresta, nota-se um lascamento da mesma formando uma cratera, pela propagação de trincas, devido à força normal de corte ( $F_n$ ) que o rebolo exerce sobre a peça durante a operação de retificação.

A Figura 5.5 representa a microscopia eletrônica de varredura (MEV), feita na região da aresta da amostra retirada do corpo de prova retificado na condição de lubri-refrigeração MQL Tradicional.

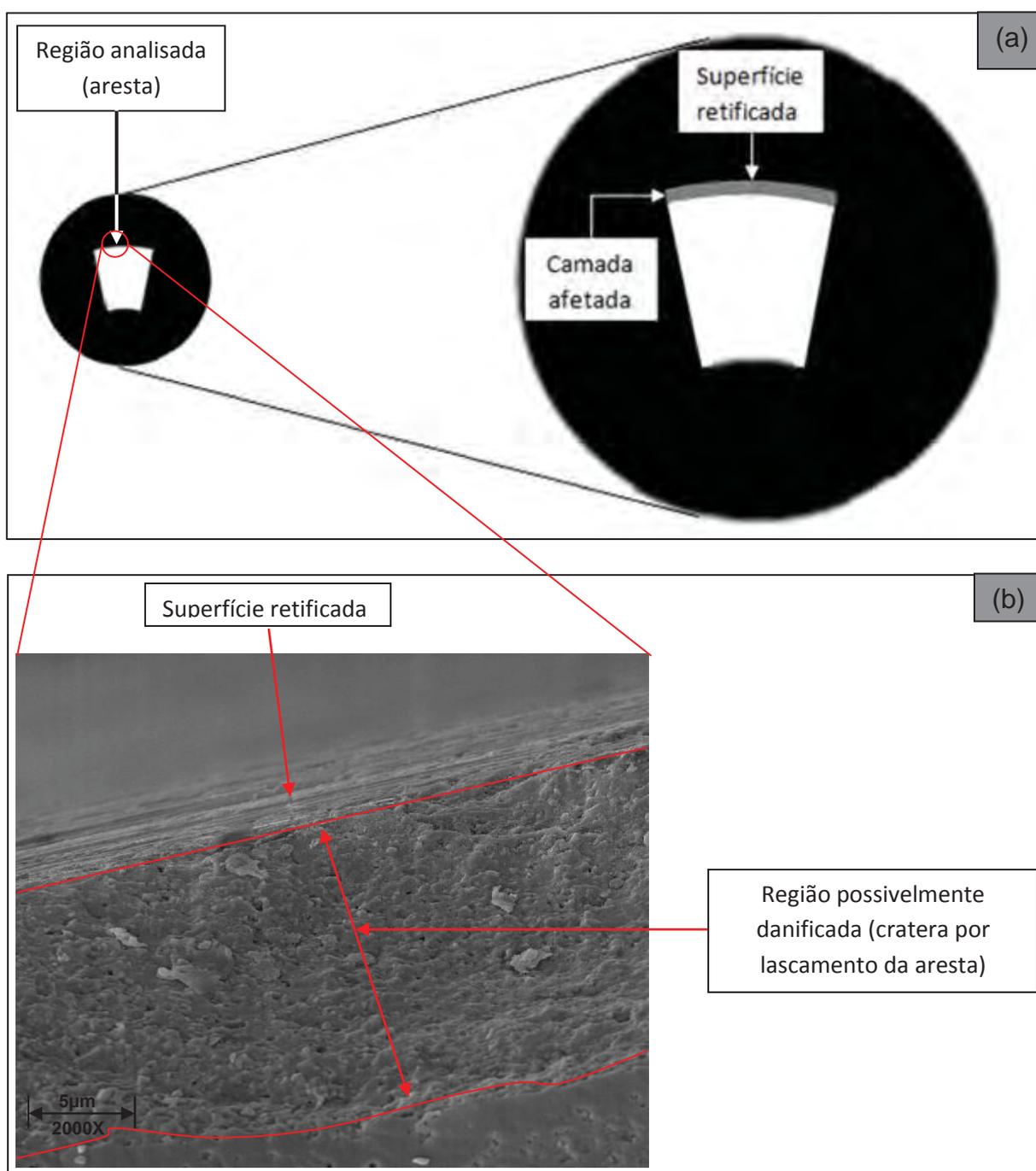


Figura 5.5. Microscopia Eletrônica de Varredura para os ensaios com o método de lubri-refrigeração da técnica da MQL Tradicional.

Analisando a figura 5.5, nota-se que, para a MQL tradicional predominou o modo de remoção dúctil, proporcionando ótimas condições de acabamento superficial, com reduzida presença de micro trincas (agente concentrador de tensão), o que contribui positivamente na resistência do material. Quanto à integridade da aresta, nota-se nitidamente uma cratera formada por um lascamento, pela propagação de trincas nesta região, devido à força normal de corte ( $F_n$ ) exercida pelo rebolo.

Esse melhor acabamento superficial da peça retificada com a técnica de lubri-refrigeração MQL tradicional, em relação ao conseguido utilizando-se a convencional, pode ser explicado pelo maior poder de lubrificação que o fluido (óleo *in natura*) usado na MQL tem, quando comparado ao da convencional (emulsão 5%).

A Figura 5.6 representa a microscopia eletrônica de varredura (MEV), feita na região da aresta da amostra retirada do corpo de prova retificado na condição de lubri-refrigeração MQL/Água 1:1.

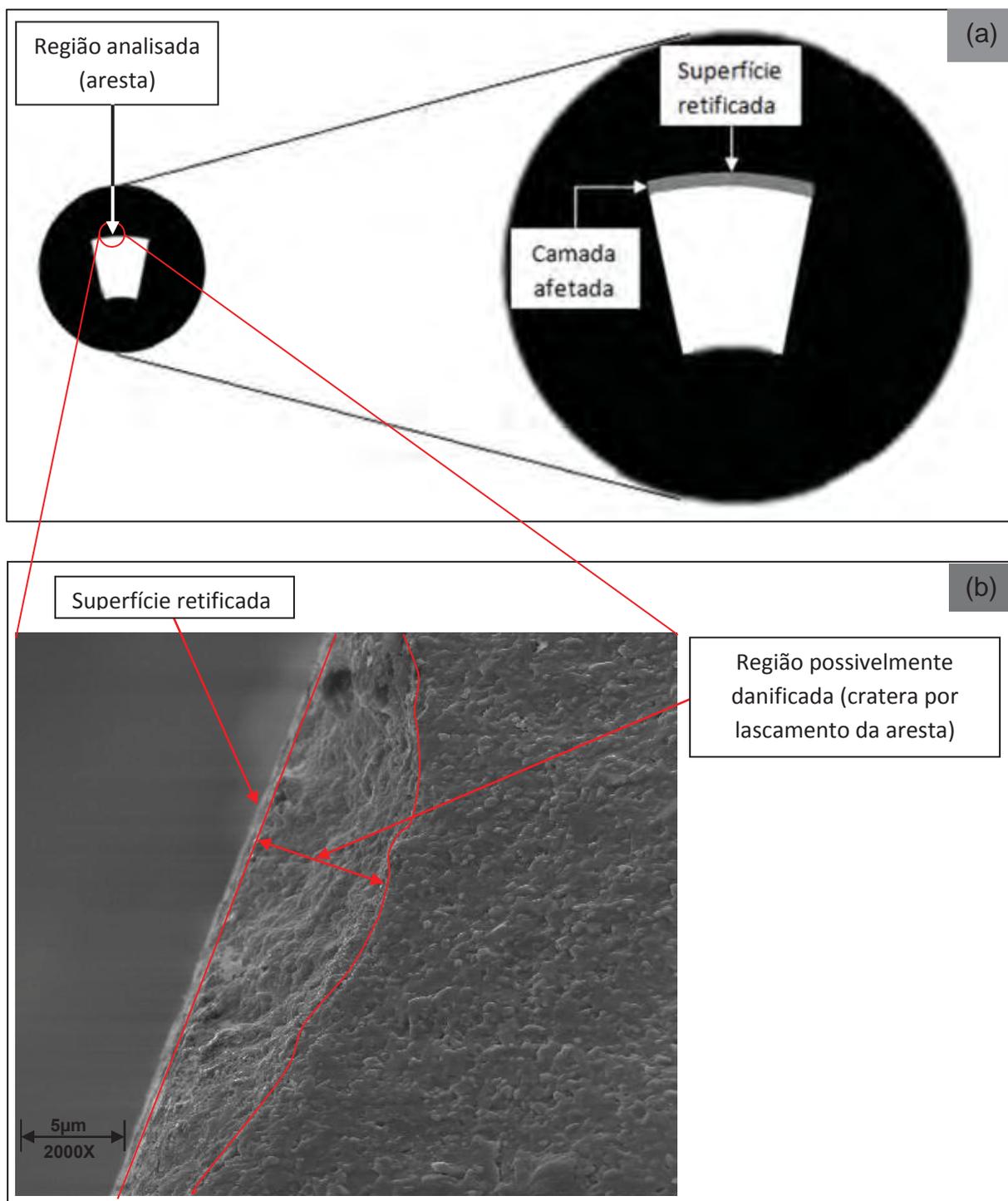


Figura 5.6. Microscopia Eletrônica de Varredura para os ensaios com o método de lubri-refrigeração da técnica da MQL/Água (1:1).

Na Figura 5.6 nota-se que o modo de remoção dúctil também predominou para a técnica de MQL/Água (1:1), devido à utilização do mesmo fluido de corte que na técnica de MQL tradicional com uma pequena diluição. Praticamente não se nota a diferença entre um e outro, o que leva à conclusão de que a adição de água nessa proporção não influi significativamente no poder de lubrificação e, portanto, também não altera a integridade superficial da peça após a retificação.

## 6. CONCLUSÕES

Baseado nos resultados obtidos neste trabalho pode-se concluir que, na retificação de cerâmica com rebolo diamantado em condições similares às utilizadas neste trabalho:

1. A rugosidade da peça conclui-se que, baseado somente nessa variável, tem-se o MQL com água como um potencial e vantajoso substituto do MQL tradicional e um possível substituto do convencional, pois é um fluido menos poluente pela menor quantidade de óleo utilizada e menos onerosa pelo mínimo descarte e ausência de recuperação.

2. Os resultados para o item circularidade foram semelhantes àqueles obtidos com a rugosidade, exceto que o MQL tradicional não foi a condição que apresentou os maiores valores médio (pior desempenho), pois a melhor lubrificação deste sistema gerou peças retificadas com o desvio de circularidade menor que aquelas obtidas na MQL/Água (1:5). Apesar disso, pode-se considerar a MQL/Água (1:1) e a MQL/Água (1:3) como potenciais substitutos dos métodos: Convencional e MQL tradicional.

3. A condição de lubri-refrigeração que obteve o maior desgaste diametral do rebolo foi aquela que foi menos eficiente em termos de limpeza do rebolo (MQL tradicional). Porém, a condição mais eficiente em termos de limpeza do rebolo (fluido em abundância) não foi aquela que obteve o menor desgaste diametral do rebolo, devido à sua baixa capacidade de lubrificação.

## 7. Propostas para trabalhos futuros

- Desenvolvimento de metodologias para utilização em escala industrial da retificação cilíndrica externa de mergulho de cerâmicas, com rebolos diamantados, utilizando-se o método MQL/Água como meio de lubri-refrigeração.
- Estudo da melhor proporção óleo/água no método MQL/água para substituição da usual lubri-refrigeração convencional na retificação cilíndrica externa de mergulho, de cerâmicas, com rebolos diamantados.
- Influência da variação do pH do fluido de corte na retificação cilíndrica externa de mergulho, de cerâmicas, com rebolos diamantados.

## 8. Anexos

### Anexo 1. Programa CNC para usinagem do corpo de prova

<b>Linha</b>	<b>Função</b>	<b>Programa</b>	<b>Descrição</b>
000	X	500000	Coordenada inicial da Máquina
001	G	0071	Avanço rápido
002	X	3482400	Coordenada de toque na peça, acrescida de 0.2mm
003	G	91	Programação incremental
005	G	61	Condição de trabalho para velocidades de avanço de 0,1mm/min.
006	M	01	Condição de parada
007	G	01.71	Aproximação lenta
017	F	00001	Taxa de alimentação do eixo
018	G	04.02.00	Normalização
019	X	-0.2000	
020	G	04.05.00	Tempo de "spark out"
021	X	-0.1000	Incremento (usinagem da peça)
022	G	04.05.00	Tempo de "spark out"
023	X	-0.1000	Incremento (usinagem da peça)
027	G	25	"Função looping"
028	N	020.023.42	
029	G	04.05.00	Tempo de "spark out"
030	X	2.0000	Incremento (saída da ferramenta)
031	M	02	Desliga a "peça"
032	M	30	Finalização do programa

Anexo 2. Programa CNC para Usinagem do corpo de prova para medição de desgaste do rebolo.

Linha	Função	Programa	Descrição
033	X	550000	Coordenada inicial da Máquina
034	G	00.71	Avanço rápido
035	X	348.6440	Coordenada de toque na peça, acrescida de 0.2mm
036	G	91	Programação incremental
037	G	61	Condição de trabalho para velocidades de avanço de 0,1mm/min.
038	M	01	Condição de parada
039	G	01.71	Aproximação lenta
040	F	00001	Taxa de alimentação do eixo
041	G	04.02.00	Tempo de "spark out"
042	X	-0.1000	Incremento (usinagem da peça)
043	G	25	"Função looping"
044	N	040.042.10	
045	G	04.08.00	Tempo de "spark out"
046	X	0.5000	Incremento (saída da ferramenta)
047	M	02	Desliga a "peça"
048	M	30	Finalização do programa

## 9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALLEY D.W.; DEVEREUX, O.F. Coolant pH control for optimum ceramic grinding. *Journal of Materials Science*, n.37, p.5135-40, 2002.

ALLEY D.W.; DEVEREUX, O.F. Coolant pH control for optimum ceramic grinding. *Journal of Materials Science*, n.38, p.1353-58, 2003.

ASKELAND, D.R.; PHULÉ, P.P. *The science and engineering of materials*. Pacific Groove. Thomson Brooks/Cole, 2003.

BLAEDEL, K.L.; TAYLOR, J.S.; EVANS, C.J., Ductile-regime grinding of brittle materials. In: JAHANMIR, S.; RAMULU, M.; KOSHY, P. *Machining of Ceramics and Composites*, Marcel Dekker, Cap.5, 1999.

CARPINETTI, L. C. R. "Planejamento e análise de experimentos." EESC -USP, São Carlos - SP, p.205, 2000.

CHAND, R.H.; GUO, C. Machining technical ceramics: the cost factor. *Ceramic industry*, v.150, n.7, p.31-32, 2000.

CHAND, R.H.; GUO, C.; PUJARI, V.K. Grit matters. *Ceramic Industry*, v.152, n.13, p.23-26, 2002.

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

CHEN, X.; ROWE, W.B. Analysis and simulation of the grinding process, Part I: Generation of the grinding wheel surface, *Int. J. Math. Tools Manufact.* Vol. 36, No. 8, pp. 871-882, 1998.

DEMETER E. C., HOCKENBERGER M. J. The application of tool path compensation for the reduction of clamping-induced geometric error. *International Journal of Production Research*, nº 35, v.12, 1997.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. *Tecnologia da usinagem dos materiais*. Artiliber Editora Ltda, Campinas, SP, Brasil, 2ª Edição, p.225-244, 2000.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da usinagem dos materiais. Artiber Editora Ltda, Campinas, SP, Brasil, 6ª Edição, 2006.

EBBRELL, S., WOOLLEY, N. H., TRIDIMAS Y. D., ALLANSON D. R., ROWE, W. B., Effects of cutting fluid application methods on the grinding process, International Journal of Machine Tools and Manufacture 40 (2) (2000) 209–223.

EL BARADIE, M. Cutting fluids: part I. Characterization. Journal of Materials Processing Technology, 56, p.786-97, 1996.

MARSHALL, D.B.; EVANS, A.G., Reply to “Comment on ‘Elastic/Plastic Indentation Damage in Ceramics: The Median/ Radial Crack System’”, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 64, 12ª ed., p. C-182–C-183, 1981

FERNANDES, U. B. Análise da influência do tempo de centelhamento para diferentes métodos de refrigeração na retificação. 2005. 92 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Bauru, 2005.

FUJITA, H.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R.; SANCHEZ, L. E. A.; SILVA JR, C. E.; Cerâmica **52** (2006) 269-275

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

GUO, C., MALKIN, S. Analysis of fluid flow through the grinding zone. Journal of Engineering for Industry, 114, p.427-34, 1992.

GUO, C.; CHAND, R.H. A ceramic machining primer. Ceramic Industry, 4, p.71-78, 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.

HEISEL, U., LUTZ, M., SPATH, D., WASSMER, R., WALTER, U., Application of Minimum Quantity Cooling Lubrication Technology in Cutting Processes, *Production Engineering Vol. III* (1994), p. 49-54.

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

HUANG, H.; YIN, L.; ZHOU, L. High speed grinding of silicon nitride with resin bond diamond wheels. *Journal of Materials Processing Technology* , 141, p.329-36, 2003.

INASAKI, I. Fundamental of grinding. In: MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. *Handbook of Ceramic Grinding and Polishing*, New Jersey. Noyes Publications, p.190-204, 1998.

IRANI, R.A.; BAUER, R.J.; WARKENTIN, A. A review of cutting fluid application in the grinding process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, p.1696-1705, 2005.

ITOIGAWA, F.; CHILDS, T.H.C.; NAKAMURA, T.; BELLUCO, W.; Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy. *Wear* 260, p. 339-344, 2006.

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

JAHANMIR, S.; XU, H.K.; IVES, L.K., Mechanisms of material removal in brasive machining of ceramics. In: JAHANMIR, S.; RAMULU, M.; KOSHY, P. *Machining of Ceramics and Composites*, Marcel Dekker, Cap.2, 1999.

JAHANMIR, S.; XU, H.K.; IVES, L.K., Mechanisms of material removal in abrasive machining of ceramics. In: JAHANMIR, S.; RAMULU, M.; KOSHY, P. *Machining of Ceramics and Composites*, Marcel Dekker, Cap.2, 1999.

KHENAIQUES, M. Investigação de novas ferramentas estatísticas e utilização de microcontrolador no monitoramento da queima na retificação plana tangencial. 2006. 166f. Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Bauru, 2006.

KING, R. I. E., HAHN, R. S. Handbook of Modern Technology. New York, Chapman And Hall, 1986.

KING, R. I., HAHN, R. S., Handbook of Modern Grinding Technology. 3ª Ed., Cap.6, P.119-167, 1992.

KIRCHNER, H.P.; LARCHUK, T.J.; CONWAY, J.C. Crushing as a mechanism of material removal during abrasive machining. J. Am. Ceram. Soc., v.68, n.4, p.209-15, 1985.

KLOCKE, F.; VERLEMANN, E.; SCHIPPERS, C. High speed grinding of ceramics. In: JAHANMIR, S.; RAMULU, M.; KOSHY, P. Machining of Ceramics and Composites, Marcel Dekker, Cap.4, 1999.

LAWN, B. R. Fracture of brittle solids, p.257, 2ª edição, Cambridge, Cambridge University Press, 1993.

LIANG, S.X. Grinding of ceramics: mechanisms, forces and coolant evaluation. 1992. 113 f. Dissertação (Mestrado) – University of Connecticut, Estados Unidos, 1992.

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.

MACHADO, A. R.; DINIZ, A. E. Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte, In: Congresso Usinagem 2000, São Paulo – SP, 2000.

MALKIN, S. Grinding Mechanisms e Grinding Temperatures and Thermal Damage, In: MALKIN, S. Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives, 1ª edição, Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989.

MALKIN, S. in: Grinding Technology: Theory and applications of machining with abrasives, 2nd ed., Industrial Press Inc., 2008.

MALKIN, S.; HWANG, T.W. Grinding Mechanism for Ceramics. *Annals CIRP*, 45, p.569, 1996.

MAMALIS A. G.; KUNDRAK J., GYANI K;; HORVATH M.; On the Precision Grinding of Advanced Ceramics. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. (2002) 20:255–258

MARINESCU, I. D.; HITCHINER, M.; UHLMANN, E.; ROWE, W.B.; INASAKI, I. *Handbook of Machining with Grinding Wheels* 2.ed. CRC Press Taylor & Francis Group, 2007.

MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. *Handbook of Ceramic Grinding and Polishing*, New Jersey. Noyes Publications, Cap.2, 1998.

MARINESCU, I; ROWE, W. B.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. in: *Tribology of Abrasive Maching Process*, NY, Willian Andrrew Publishing, 2004.

MARSHALL, E. R., SHAW, M. C., *Forces in Dry Surface Grinding*. *Trans. Asme*, 74, 1952, p. 51.

MIKIJELJ, B.; ALLOR, R. Effects of machining on  $\text{Si}_3\text{N}_4$  strength. *American Ceramic Society Bulletin*, v.82, n.4, p.57-60, 2003.

MINKE, E. Contribution to the role of coolants on grinding process and work results. In: 3<sup>rd</sup> *International Machining & Grinding Conference*, October 4–7, Cincinnati, Ohio, 1999, p. 13-32.

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.

OLIVEIRA, J. F. G. Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação. Tese (Doutorado) - USP, São Carlos, SP, Brasil, 272 p., 1988.

PEREIRA, C.; CORREA, S.J.; PIVATO, C. Como se apresentam e para que servem os lubrificantes e refrigerantes. *Revista Máquinas e Metais*, p.352-61, abril, 2005.

QUINN, G.D.; IVES, L.K.; JAHANMIR, S. Fractography reveals machining cracks. *American Ceramic Society Bulletin*, v.82, n.7, 2003.

RAMESH K.; YEO S. H.; GOWRI S.; ZHOUL L.; Experimental Evaluation of Super High Speed Grinding of Advanced Ceramics. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2001) 17:87–92.

REN, Y.H., ZHANG, B., ZHOU, Z.X. Specific energy in grinding of tungsten carbides of various grain sizes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58 (2009) 299–302.

RICE, R.W. Mechanical properties of ceramics and composites. New York. Marcelo Dekker Inc., 2000.

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

SALES, W.F.; DINIZ, A.E.; MACHADO, A.R. Application of cutting fluids in machining processes. *J. Braz. Soc. Mech. Sci.*, v.23, n.2, 2001.

SALMON, S. C. Modern Grinding Process Technology. MacGraw-Hill, 1992.

SHACKELFORD, J.F. Introduction to materials science for engineers. New Jersey. Prentice Hall, 1996.

SHAW, M. C. Principles of abrasives processing. Oxford Science on Advanced Manufacturing, New York, USA, 1996, 574 p.

SHEN, J. Y.; LUO, C. B.; ZENG, W. M.; GAO, Y. S.; MATER, J. *Proc. Techn.* 129 (2002) 176.

SHEN, B. Minimum Quantity Lubrication Grinding Using Nanofluids A dissertation submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of

Doctor of Philosophy (Mechanical Engineering) in The University Of Michigan 2008, Chapter 3, pg 33-34.

SHIH, ALBERT J. An experimental investigation of rotary diamond truing and dressing of vitreous bond wheels for ceramic grinding. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40, p.1755–1774, March 2000.

SOARES, D. D. e OLIVEIRA, J. F. G. Diagnóstico de processos de retificação pela análise de sinais. *Revista Máquina & Metais*, nº 436, p.140 – 157, Maio, 2002.

SUBHASH, G.; LOUKUS, J.E.; PANDIT, S.M. Application of data dependent systems approach for evaluation of fracture modes during a single-grit scratching. *Mechanics of Materials*, n.34, p.25-42, 2002.

TAWAKOLI, T.; HADAD, M.J.; SADEGHI, M.H. Influence of oil mist parameters on minimum quantity lubrication – MQL grinding process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 50 (2010) 521–531.

TÖNSHOFF, H.K.; LIERSE, T.; INASAKI, I., Grinding of advanced ceramics. In: JAHANMIR, S.; RAMULU, M.; KOSHY, P. *Machining of Ceramics and Composites*, Marcel Dekker, Cap.3, 1999.

WEBSTER, J.A Selection of coolant type and application technique in grinding. *Supergrind*, University of Connecticut , EUA, p.205-220, 1995.

WEBSTER, J.A.; CUI, C.; MINDEK, R.B. Grinding fluid application system design. *Annals CIRP*, 44, 1996.

WOBKER, H.G.; MARINESCU, I.; ROWE, B.; LING, Y. Abrasive process. In: MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. *Handbook of Ceramic Grinding and Polishing*, New Jersey. Noyes Publications, Cap.3, 1998.

YIN, L.; HUANG, H.; RAMESH, K.; HUANG, T. High speed versus conventional grinding in high removal rate machining of alumina and alumina-titania. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, p.897-907, 2005.

YOSHIMURA, H.; ITOIGAWA, F.; NAKAMURA, T.; NIWA, K.;  
Development of Nozzle System for Oil-on-Water Droplet Metalworking Fluid and Its  
Application on Practical Production Line. JSME International Journal Series C, v.48,  
pp. 723-729, 2005.

ZANOTTO, E.D.; MIGLIORE JR., A.R. Propriedades mecânicas de  
materiais cerâmicos: Uma introdução. Cerâmica, v.37, n.247, p.7-16, 1991.

ZHANG, B.; ZHENG, X.L.; TOKURA, H.; YOSHIKAWA, M. Grinding  
induced damage in ceramics. Journal of Materials Processing Technology. , n.132,  
p.353-64, 2003.

ZHONG, Z.W. Ductile or partial ductile mode machining of brittle  
materials. Int. J. Adv. Manuf. Technol. , n.21, p.579-85, 2003.