

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**

**Programa de Pós-graduação em Ciência e Tecnologia de Materiais**

**Humberto Fujita**

**Retificação da alumina com rebolo diamantado usando diferentes  
métodos de lubri-refrigeração**

Bauru  
2007

**Humberto Fujita**

**Retificação da alumina com rebolo diamantado usando diferentes  
métodos de lubri-refrigeração**

Dissertação apresentada ao programa de Pós-graduação em Ciência e Tecnologia de Materiais da Universidade Estadual Paulista – Curso de Mestrado, como requisito à obtenção do título de Mestre em Ciência e Tecnologia de Materiais.

Bauru  
2007

## **DEDICATÓRIA**

*Dedico este trabalho aos meus pais Renato Kenji Fujita e Harume Kuwabara Fujita.*

## AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pelo apoio, confiança e constante incentivo. Expresso minha profunda gratidão e apreço não somente pelos conhecimentos compartilhados, mas pelas lições de vida e exemplo de caráter.

Ao meu co-orientador, o professor Dr. Paulo Roberto de Aguiar e ao professor Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, pelas valiosas conversas, troca de informações e apoio dispensado durante a realização deste trabalho.

Ao aluno de iniciação científica Rogério Mitsuo Fugimoto, pelo esforço, dedicação e indispensável auxílio na preparação e execução dos ensaios. Ao Dr. Carlos Elias da Silva Junior, ao doutorando Ulysses de Barros Fernandes e ao excepcional José Augusto Camargo Alves, pela ajuda, conselhos e troca de experiências, muito importantes para a conclusão deste trabalho.

Ao técnico do Laboratório de Materiais, Hamilton José de Mello pela importante colaboração na preparação dos dispositivos que facilitaram a execução dos ensaios.

Ao meu irmão Artur que com muita competência tratou todas as figuras deste trabalho e assim, teve participação relevante. À minha irmã Ângela, que ao longo destes anos têm sido fonte de contínuo incentivo.

Agradeço à empresa Máquinas Agrícolas Jacto, especialmente ao Edson Tamura e Benedito de Olyveira Junior, que sem dúvida foram decisivos no início deste projeto. Agradeço também à Eneliz Mafalda Capellini Moris, pela importante troca de idéias e inestimável encorajamento.

À empresa Dinser Ferramentas Diamantadas, representada através de seu gerente Sr. Antônio Marcelo Ferrete, pela generosa doação do rebolo diamantado, fundamental para este trabalho. Ao Sr. Marcello Bulhões Montagnani, da empresa Taylor Hobson, pela gentileza na medição do perfil de desgaste dos corpos de prova. Agradeço também ao Sr. Nelson José Heraldo Gallo do Instituto de Física de São Carlos (IFSC) pelo auxílio prestado na caracterização de danos subsuperficiais através de microscopia eletrônica de varredura.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP, Campus de Bauru por gentilmente ceder o Laboratório de Usinagem por Abrasão para a execução dos ensaios. Ao corpo docente da Faculdade de Ciências da UNESP, Campus de Bauru, especialmente aos doutores Luis Vicente de Andrade Scalvi e Paulo Noronha Lisboa Filho.

Aos professores Dr. José Arnaldo Duarte e Dr. Marcus Vinicius Pereira Remédio, pela inspiração e apoio, quando este trabalho ainda era incipiente. Aos amigos da graduação e da pós-graduação.

Agradeço também à Djanira, competente secretária da Pós Graduação em Ciência e Tecnologia de Materiais, pela sua amabilidade e educação.

Agradeço a todas as pessoas que ao longo destes últimos dois anos me apoiaram e colaboraram para a concretização deste projeto.

## RESUMO

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. Um dos fatores citados como obstáculo à ampla utilização das cerâmicas é a falta de confiabilidade dos componentes de cerâmica, em função da grande dispersão dos valores de resistência mecânica provocada por defeitos que podem ter origem no processo de retificação. A retificação de cerâmica, assim como na indústria de processamento metal-mecânica, é realizada normalmente com abundância de fluidos de corte. A utilização destes fluidos refrigerantes resulta em problemas ecológicos, fisiológicos e econômicos. Desde a última década, a opinião pública, o mercado, as leis e regulamentos têm pressionado as indústrias para considerar os riscos ambientais na manufatura. Com o propósito de avaliar alternativas ao método convencional de lubri-refrigeração, foi estudada a viabilidade da técnica de refrigeração otimizada, onde o fluido de corte é aplicado à mesma velocidade periférica do rebolo, penetrando na região de corte com menos turbulência. Também foi analisada a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL), na qual o grande volume de fluido de corte é substituído por um jato de ar contendo uma quantidade ínfima de lubrificante. Os métodos foram comparados através da análise de desempenho durante o processo de retificação (forças de corte, emissão acústica, energia de retificação) e pela caracterização dos corpos de prova (rugosidade, danos subsuperficiais) e do rebolo (relação G). A profundidade de corte e o efeito do “spark-out” também formaram parte do escopo deste trabalho. Os resultados obtidos mostraram que a profundidade de corte exerce grande influência durante o processo e na caracterização da cerâmica, enquanto o “spark-out” parece não ser tão relevante. Concluiu-se ainda que a técnica de MQL é inviável na retificação de cerâmica nas condições propostas e que os resultados com a lubri-refrigeração otimizada não permitem afirmar que esta apresente vantagens em relação à técnica convencional.

**Palavras chave:** retificação, cerâmica, lubri-refrigeração

## ABSTRACT

The success of structural ceramics in most applications depends not only on the materials properties and component design, but also the quality of machined products. One factor usually mentioned as a barrier to the wide use of ceramics is the lack of reliability of ceramic components, because the variability on the mechanical strength caused by defects that can be impaired in the grinding process. The grinding of ceramics, as much as with steel grinding is performed generally with excess of cutting fluids (coolants). The use of coolants results in serious ecological, physiological and economic issues. Since last decade the public opinion, the market, the laws and regulations have pushed the industries to consider the environmental risks in the manufacturing process. Then, in order to evaluate alternatives to the conventional method of cooling and lubrication, it was studied the viability of the optimized technique, where the cutting fluid is applied to the same peripheral speed of the wheel, penetrating in the cutting zone with less turbulence. Also, it was verified the technique of Minimum Quantity of Fluid (MQF), where a large amount of cutting fluid is replaced by an air compressed flow containing a small quantity of lubricant. The methods were compared through performance analysis during the grinding process (cutting forces, acoustic emission and specific grinding energy) and by characterization of specimens (roughness, subsurface damage) and wheel (G ratio). The depth of cut and the effect of “spark-out” were part of the scope of this work too. The results obtained showed that the depth of cut has great influence during the process and in the characterization of ceramics, while “spark-out” does not seem to be so significant. Another conclusion is that MQF is not viable in ceramics grinding with the working conditions proposed. The results obtained with optimized technique are insufficient to state this technique presents advantages to conventional method.

Key words: *grinding, ceramics, cutting fluids*

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

|                                                                                                                                                                     |    |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 1 – Penetradores para medição de microdureza (Khenafes, 2006). .....                                                                                         | 18 |
| Figura 2 – Desenho esquemático representando o modelo de Griffith (Shackelford, 1996). ..                                                                           | 20 |
| Figura 3 – Desgaste abrasivo causado por partículas presas ou soltas (Shackelford, 1996). ....                                                                      | 21 |
| Figura 4 – Zona plástica e formação das trincas médias/radiais e laterais devido ao riscamento por um grão abrasivo (Malkin & Hwang, 1996). .....                   | 22 |
| Figura 5 – Estágios de formação das trincas através da indentação (Lawn, 1993). .....                                                                               | 23 |
| Figura 6 – Variação da dureza em função do pH e do potencial Zeta do fluido de corte (Alley <i>et al.</i> , 2002). .....                                            | 26 |
| Figura 7 – Foto mostrando a camada onde ocorre a pulverização (Zhang <i>et al.</i> , 2003). .....                                                                   | 28 |
| Figura 8 – Alterações ocorridas na microtopografia durante a retificação (Tönshoff <i>et al.</i> , 1999). .....                                                     | 29 |
| Figura 9 – Esquema de retificação. (Tönshoff <i>et al.</i> , 1999) .....                                                                                            | 33 |
| Figura 10 – Ilustração das componentes de força para: a) retificação tangencial plana e b) retificação cilíndrica (Malkin, 1989). .....                             | 35 |
| Figura 11 – Componentes da força de retificação ao longo do arco de retificação (Liang, 1992). .....                                                                | 36 |
| Figura 12 – Gráfico mostrando o aumento da força de retificação com espessura máxima teórica do cavaco (Huang, 2003). .....                                         | 37 |
| Figura 13 – Gráfico mostrando a redução brusca da energia de retificação com aumento da espessura máxima teórica do cavaco (Huang, 2003). .....                     | 39 |
| Figura 14 – Fatores que proporcionam desgaste do rebolo: A – Desgaste por atrito; B – Fratura do grão; C – Fratura da liga devido ao desgaste (Malkin, 1989). ..... | 41 |
| Figura 15 – Micrografia comparando a rugosidade obtida com óleo mineral (esquerda) e emulsão (direita) (Tönshoff <i>et al.</i> , 1999). .....                       | 47 |
| Figura 16 – Classificação dos fluidos solúveis em água (El Baradie, 1996). .....                                                                                    | 48 |
| Figura 17 – Comparação entre o bocal aplicador proposto por Webster (a) e o tradicional (b). .....                                                                  | 51 |
| Figura 18 – Visualização da retificação através de lubri-refrigeração com bocal convencional. ....                                                                  | 56 |
| Figura 19 – Foto do bocal empregado na lubri-refrigeração otimizada. ....                                                                                           | 57 |
| Figura 20 – Visualização da retificação através de lubri-refrigeração otimizada. ....                                                                               | 58 |
| Figura 21 – Desenho do bocal utilizado para MQL. ....                                                                                                               | 59 |
| Figura 22 – Foto do bocal utilizado para MQL. ....                                                                                                                  | 59 |

|                                                                                                                                                                                |    |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 23 – Foto dos corpos de prova utilizados para a) observar danos subsuperficiais e aquisição de dados e b) determinar a relação G. ....                                  | 60 |
| Figura 24 – Desenho representativo dos corpos de prova, onde $xyx'y'$ é o plano de contato, onde as superfícies polidas foram unidas (Xu <i>et al.</i> , 1994).....            | 61 |
| Figura 25 – Operação de perfilamento do rebolo. ....                                                                                                                           | 62 |
| Figura 26 – Montagem dos dispositivos para fixação dos corpos de prova, perfilamento, dressagem, impressão do perfil do rebolo, sensor de emissão acústica e dinamômetro. .... | 64 |
| Figura 27 – Alinhamento da fixação dos corpos de prova. ....                                                                                                                   | 65 |
| Figura 28 – Unidade de tratamento do sinal de emissão acústica. ....                                                                                                           | 67 |
| Figura 29 – Forças aquisitadas durante a retificação (azul) e forças induzidas pelo fluido de corte na lubri-refrigeração convencional (magenta).....                          | 71 |
| Figura 30 – Forças aquisitadas durante a retificação (azul) e forças induzidas pelo fluido de corte na lubri-refrigeração otimizada (magenta). ....                            | 72 |
| Figura 31 – Comportamento das forças tangenciais de retificação logo após dressagem do rebolo (inicial) e depois de retificar 20.000 mm <sup>3</sup> (final). ....             | 72 |
| Figura 32 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com lubri-refrigeração convencional e otimizada. ....                                                     | 73 |
| Figura 33 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com “spark-out” e sem “spark-out”. ....                                                                   | 74 |
| Figura 34 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm. ....                                                        | 75 |
| Figura 35 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com os três métodos de lubri-refrigeração, com profundidade de corte de 0,01 mm e “spark-out”.....        | 76 |
| Figura 36 – Variação da força normal específica no início e ao final do ensaio.....                                                                                            | 77 |
| Figura 37 – Força normal específica obtida para os métodos de lubri-refrigeração convencional e otimizada. ....                                                                | 77 |
| Figura 38 – Força normal específica obtida com e sem “spark-out” durante ensaios.....                                                                                          | 78 |
| Figura 39 – Força normal específica obtida com profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm. ....                                                                                  | 79 |
| Figura 40 – Valores de energia específica de corte, obtidos em função do método de lubri-refrigeração.....                                                                     | 80 |
| Figura 41 – Energia específica de corte, comparada segundo “spark-out”.....                                                                                                    | 80 |
| Figura 42 – Energia específica de corte, comparada pela profundidade de corte. ....                                                                                            | 81 |
| Figura 43 – Resultados de emissão acústica, comparando os métodos de lubri-refrigeração..                                                                                      | 82 |
| Figura 44 – Resultados de emissão acústica entre os métodos de lubri-refrigeração, comparando a variação da emissão antes e depois da retificação. ....                        | 82 |

|                                                                                                                                                        |    |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 45 – Resultados de emissão acústica obtidos nos ensaios com e sem “spark-out”.....                                                              | 83 |
| Figura 46 – Resultados de emissão acústica para profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm.<br>.....                                                     | 84 |
| Figura 47 – Valores de rugosidade Ra, comparados segundo o método de lubri-refrigeração.<br>.....                                                      | 85 |
| Figura 48 – Valores de rugosidade Ra obtidos para cada método de lubri-refrigeração, com<br>profundidade de corte de 0,01mm e “spark-out”.....         | 85 |
| Figura 49 – Resultados de rugosidade para os ensaios realizados com e sem “spark-out”.....                                                             | 86 |
| Figura 50 – Rugosidade obtida com profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm.....                                                                        | 87 |
| Figura 51 – Resultados da relação G, comparando os métodos de lubri-refrigeração<br>convencional e otimizada. ....                                     | 87 |
| Figura 52 – Gráfico comparativo da relação G dos três métodos de lubri-refrigeração, com<br>profundidade de corte de 0,01mm e “spark-out”.....         | 88 |
| Figura 53 – Resultados da relação G para as condições de retificação com e sem “spark-out”.<br>.....                                                   | 89 |
| Figura 54 – Resultados da relação comparados quanto à profundidade de corte.....                                                                       | 90 |
| Figura 55 – Perfil de desgaste do rebolo com lubri-refrigeração MQL, onde se observa a<br>regularidade do desgaste.....                                | 90 |
| Figura 56 – Perfil de desgaste do rebolo com lubri-refrigeração convencional, onde se observa<br>menos regularidade do desgaste, comparado ao MQL..... | 90 |
| Figura 57 – Perfil de desgaste do rebolo com lubri-refrigeração otimizada, onde se observa<br>que ao centro praticamente não há desgaste.....          | 91 |

## **LISTA DE TABELAS**

|                                                                                    |    |
|------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Tabela 1 – Propriedades do material ensaiado. ....                                 | 55 |
| Tabela 2 – Resumo dos parâmetros relacionados à aplicação do fluido de corte. .... | 59 |
| Tabela 3 – Delineamento e sequência dos ensaios. ....                              | 63 |
| Tabela 4 – Parâmetros de retificação adotados nos ensaios. ....                    | 64 |

## LISTAS DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

|                                                                                                    |                         |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------|
| $a$ – profundidade de corte                                                                        | [mm]                    |
| $\alpha$ – constante independente do material                                                      | [-]                     |
| $B$ – índice de fragilidade                                                                        | [-]                     |
| $b$ – largura de retificação                                                                       | [mm]                    |
| $\beta$ – constante relacionada com a topografia do rebolo e modo de remoção                       | [-]                     |
| $c$ – comprimento da trinca crítica                                                                | [ $\mu\text{m}$ ]       |
| $D_s$ – diâmetro do rebolo                                                                         | [mm]                    |
| $d_c$ – espessura de corte crítica para ativação de fratura (transição frágil-dútil)               | [ $\mu\text{m}$ ]       |
| $E$ – módulo de Young                                                                              | [GPa]                   |
| $\xi$ – constante adimensional                                                                     | [-]                     |
| $F_h$ – força horizontal de corte                                                                  | [N]                     |
| $F_n$ – força normal de corte                                                                      | [N]                     |
| $F_n'$ – força normal específica de corte                                                          | [N/mm]                  |
| $F_t$ – força tangencial de corte                                                                  | [N]                     |
| $F_t'$ – força tangencial específica de corte                                                      | [N/mm]                  |
| $F_v$ – força vertical de corte                                                                    | [N]                     |
| $f(E/H)$ – função fraca cujo produto com $\xi$ equivale a $2.10^5$ para indentação Vickers         | [-]                     |
| $G$ – relação entre volume de material removido e o volume de rebolo gasto                         | [-]                     |
| $H$ – dureza                                                                                       | [GPa]                   |
| $h_{eq}$ – espessura equivalente de corte                                                          | [ $\mu\text{m}$ ]       |
| $h_{max}$ – espessura teórica máxima do cavaco                                                     | [ $\mu\text{m}$ ]       |
| $K_{IC}$ – tenacidade à fratura                                                                    | [MPa.m <sup>1/2</sup> ] |
| $L$ – espaçamento médio entre grãos abrasivos                                                      | [ $\mu\text{m}$ ]       |
| $L_s$ – distância de deslizamento                                                                  | [m]                     |
| $l_c$ – comprimento de contato                                                                     | [mm]                    |
| $MEV$ – microscópio eletrônico de varredura                                                        | [-]                     |
| $n$ – rotação do rebolo                                                                            | [rpm]                   |
| $pH$ – potencial hidrogeniônico                                                                    | [unidade]               |
| $P$ – força normal aplicada aos grãos abrasivos                                                    | [N]                     |
| $P^*$ – força crítica para ativar o processo de remoção por trinca lateral                         | [N]                     |
| $Q_w$ – taxa de remoção                                                                            | [mm <sup>3</sup> /s]    |
| $Q'_w$ – taxa de remoção por unidade de largura                                                    | [mm <sup>2</sup> /s]    |
| $R$ – fator de resistência ao desgaste                                                             | [-]                     |
| $Ra$ – rugosidade média aritmética                                                                 | [ $\mu\text{m}$ ]       |
| $\sigma$ – tensão de ruptura                                                                       | [MPa]                   |
| $u$ – energia específica de retificação                                                            | [J/mm <sup>3</sup> ]    |
| $V$ – volume de material removido por unidade de deslizamento                                      | [mm <sup>3</sup> /m]    |
| $V_w$ – velocidade da peça                                                                         | [m/s]                   |
| $V_s$ – velocidade de corte do rebolo                                                              | [m/s]                   |
| $y$ – constante que relaciona o tamanho da falha com o tamanho da amostra                          | [-]                     |
| $Z_w$ – volume de material removido                                                                | [mm <sup>3</sup> ]      |
| $Z_s$ – volume de rebolo gasto                                                                     | [mm <sup>3</sup> ]      |
| $\gamma$ – energia superficial por unidade de área para iniciar a fratura                          | [J/m <sup>2</sup> ]     |
| $\theta'$ – ângulo formado entre o vetor de força vertical perpendicular e o vetor de força normal | [°]                     |

## SUMÁRIO

|                                                                                   |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------|----|
| 1. INTRODUÇÃO.....                                                                | 14 |
| 2. OBJETIVO .....                                                                 | 16 |
| 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....                                                     | 17 |
| 3.1. PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS CERÂMICOS                               | 17 |
| 3.1.1. <i>Dureza dos materiais cerâmicos</i>                                      | 17 |
| 3.1.2. <i>Mecânica de fratura</i>                                                 | 18 |
| 3.1.3. <i>Resistência ao desgaste</i>                                             | 20 |
| 3.2. MECANISMOS DE REMOÇÃO DE MATERIAL                                            | 21 |
| 3.2.1. <i>Mecanismo de remoção por modo dúctil</i>                                | 24 |
| 3.2.2. <i>Transição entre o modo frágil e dúctil</i>                              | 24 |
| 3.2.3. <i>Mecanismo de remoção por modo frágil</i>                                | 26 |
| 3.3. PROCESSO DE RETIFICAÇÃO                                                      | 28 |
| 3.3.1. <i>Rebolo</i>                                                              | 30 |
| 3.3.1.1. <b>Abrasivo</b>                                                          | 30 |
| 3.3.1.2. <b>Liga</b>                                                              | 31 |
| 3.3.1.3. <b>Corpo do rebolo</b>                                                   | 31 |
| 3.3.2. <i>Perfilamento e avivamento</i>                                           | 32 |
| 3.3.3. <i>Parâmetros de processo</i>                                              | 33 |
| 3.3.3.1. <b>Forças de corte</b>                                                   | 34 |
| 3.3.3.2. <b>Energia específica de retificação</b>                                 | 38 |
| 3.3.3.3. <b>Emissão acústica</b>                                                  | 39 |
| 3.4. CARACTERIZAÇÃO DA RETIFICAÇÃO                                                | 40 |
| 3.4.1. <i>Relação G</i>                                                           | 40 |
| 3.4.2. <i>Rugosidade</i>                                                          | 42 |
| 3.4.3. <i>Danos subsuperficiais</i>                                               | 43 |
| 3.4.4. <i>Microscopia eletrônica de varredura (MEV)</i>                           | 44 |
| 3.5. REFRIGERAÇÃO                                                                 | 44 |
| 3.5.1. <i>Mecanismos de refrigeração e lubrificação</i>                           | 45 |
| 3.5.2. <i>Tipos de fluido de corte</i>                                            | 46 |
| 3.5.2.1. <i>Fluidos integrais</i>                                                 | 47 |
| 3.5.2.2. <i>Fluidos solúveis</i>                                                  | 48 |
| 3.5.3. <i>Considerações ambientais e fisiológicas</i>                             | 49 |
| 3.5.4. <i>Aplicação do fluido de corte</i>                                        | 49 |
| 3.5.5. <i>A técnica de refrigeração convencional</i>                              | 50 |
| 3.5.6. <i>A técnica de refrigeração otimizada</i>                                 | 50 |
| 3.5.7. <i>A técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL)</i>                | 52 |
| 4. MATERIAIS E MÉTODOS.....                                                       | 53 |
| 4.1. EQUIPAMENTOS UTILIZADOS                                                      | 54 |
| 4.2. PARÂMETROS DE ENTRADA                                                        | 55 |
| 4.2.1. <i>Material dos corpos de prova</i>                                        | 55 |
| 4.2.2. <i>Ferramenta empregada</i>                                                | 55 |
| 4.2.3. <i>Fluido de corte</i>                                                     | 55 |
| 4.2.4. <i>Bocais para aplicação de fluido de corte</i>                            | 56 |
| 4.3. PROCEDIMENTOS PRÉ-ENSAIOS                                                    | 60 |
| 4.3.1. <i>Confecção dos corpos de prova</i>                                       | 60 |
| 4.3.2. <i>Dressagem do rebolo</i>                                                 | 61 |
| 4.3.2.1. <b>Perfilamento</b>                                                      | 61 |
| 4.3.2.2. <b>Avivamento</b>                                                        | 62 |
| 4.3.3. <i>Preparação do fluido de corte</i>                                       | 62 |
| 4.3.4. <i>Classificação dos ensaios</i>                                           | 62 |
| 4.4. PROCEDIMENTOS PARA AQUISIÇÃO, MEDIÇÃO E MONITORAMENTO DAS VARIÁVEIS DE SAÍDA | 64 |
| 4.4.1. <i>Descrição do método de aquisição das forças de corte</i>                | 65 |
| 4.4.2. <i>Descrição do método de aquisição da emissão acústica</i>                | 66 |
| 4.4.3. <i>Procedimentos executados antes de cada ensaio</i>                       | 67 |
| 4.4.4. <i>Procedimentos executados durante a realização dos ensaios</i>           | 68 |

|          |                                                                                 |    |
|----------|---------------------------------------------------------------------------------|----|
| 4.4.5.   | <i>Procedimentos adotados para a medição das variáveis de saída pós-ensaios</i> | 69 |
| 4.4.5.1. | <b>Medição da rugosidade</b>                                                    | 69 |
| 4.4.5.2. | <b>Medição do desgaste diametral do rebolo</b>                                  | 69 |
| 4.4.5.3. | <b>Caracterização dos danos subsuperficiais</b>                                 | 70 |
| 5.       | <b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b>                                                  | 71 |
| 5.1.     | FORÇA TANGENCIAL ESPECÍFICA DE CORTE                                            | 72 |
| 5.2.     | FORÇA NORMAL ESPECÍFICA DE CORTE                                                | 76 |
| 5.3.     | ENERGIA ESPECÍFICA DE RETIFICAÇÃO                                               | 79 |
| 5.4.     | EMIÇÃO ACÚSTICA                                                                 | 81 |
| 5.5.     | RUGOSIDADE                                                                      | 84 |
| 5.6.     | RELAÇÃO G                                                                       | 87 |
| 5.7.     | CARACTERIZAÇÃO SUBSUPERFICIAL                                                   | 91 |
| 6.       | <b>CONCLUSÕES</b>                                                               | 92 |
| 7.       | <b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>                                         | 93 |
|          | <b>REFERÊNCIAS</b>                                                              | 94 |

## 1. INTRODUÇÃO

Embora os materiais cerâmicos para aplicações técnicas sejam conhecidos há mais de duzentos anos, as cerâmicas avançadas, cuja composição, microestrutura e propriedades diferem dos materiais cerâmicos tradicionais, começaram a ser desenvolvidas por volta de 1970. Esses materiais foram desenvolvidos para aplicações especiais, onde materiais convencionais como metais ou polímeros não atendiam às solicitações.

Devido às suas ligações iônicas e/ou covalentes, as cerâmicas são extremamente duras e rígidas e por isso, materiais de excelente resistência ao desgaste à temperatura ambiente ou elevada. Essas propriedades, aliadas à inércia química, as tornam materiais ideais para aplicações de alta tecnologia, como componentes de motores, válvulas, selos mecânicos, sensores de gás, biomateriais, ferramentas de corte, rolamentos, componentes eletrônicos e materiais para aplicações aeroespaciais.

O processo de fabricação de componentes cerâmicos para aplicações mecânicas (cerâmicas estruturais) consiste normalmente na síntese do pó, conformação, sinterização e muitas vezes, usinagem. Para aplicações de engenharia que necessitem de tolerância dimensional fechada ou geometria complexa, a usinagem é 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.

Os dois fatores freqüentemente citados na literatura como obstáculos ao amplo uso das cerâmicas são a falta de confiabilidade dos componentes de cerâmica e o custo elevado. 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. A falta de confiabilidade advém da grande dispersão dos valores de resistência mecânica provocada por defeitos, que podem ter origem no processo de retificação.

Assim como na indústria de processamento metal-mecânica, a retificação de cerâmica é realizada normalmente com abundância (elevada vazão e baixa pressão) de fluidos de corte. A função do fluido de corte é reduzir o atrito entre a ferramenta e a peça através da

lubrificação (baixas velocidades de corte), remover o calor gerado pelo atrito (altas velocidades de corte), remover os cavacos na interface e proteger o conjunto contra a corrosão.

O uso desses fluidos refrigerantes resulta em problemas ecológicos, fisiológicos e econômicos. Desde a última década, a opinião pública, o mercado, as leis e regulamentos têm pressionado as indústrias a considerar os riscos ambientais na manufatura. Uma alternativa é a eliminação total do fluido, através da usinagem a seco. A óbvia vantagem é a eliminação dos riscos à saúde e danos ecológicos, provenientes dos processos de disposição das peças, dos cavacos e do lubrificante em si, bem como dos custos envolvidos.

No entanto, estas vantagens são contrapostas pelos problemas provenientes da ausência das funções primárias do fluido refrigerante. Os casos de retificação a seco de cerâmica são extremamente raros na literatura. Entre as abordagens alternativas visando minimizar a quantidade de fluido de corte utilizada na retificação estão a refrigeração otimizada e a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL).

A retificação com refrigeração convencional consiste na utilização de elevadas vazões de fluido de corte à baixa pressão (e conseqüentemente baixa velocidade do fluido de corte). Na refrigeração otimizada, o fluido de corte é acelerado à velocidade igual ou superior à velocidade periférica do rebolo, penetrando na região de corte de maneira mais eficaz. Já a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) implica direcionar uma quantidade mínima de fluido pulverizado através de um jato de ar a elevada velocidade na região de retificação.

## **2. OBJETIVO**

O objetivo deste trabalho é:

Estudar a força de corte tangencial e normal, a energia específica e a emissão acústica durante a retificação de alumina, avaliando o efeito dos métodos de lubri-refrigeração, convencional, otimizado e MQL nos danos superficiais, caracterizados através da rugosidade e MEV. Analisar também o efeito do “spark-out” e da profundidade de corte nas variáveis de saída citadas e na durabilidade do rebolo diamantado.

### **3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

#### **3.1. Propriedades mecânicas dos materiais cerâmicos**

Os materiais cerâmicos normalmente não apresentam deformação plástica apreciável e sua resistência ao impacto é reduzida, ou seja, apresentam 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, há pouca deformação plástica e a elevada dureza persiste mesmo em altas temperaturas, ao contrário dos metais.

Segundo 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: dureza, módulo de elasticidade, tenacidade à fratura, resistência mecânica e resistência ao desgaste.

##### **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, 1998). Na figura 1 são apresentadas duas geometrias de penetradores, utilizados na determinação da microdureza Vickers e Knoop.

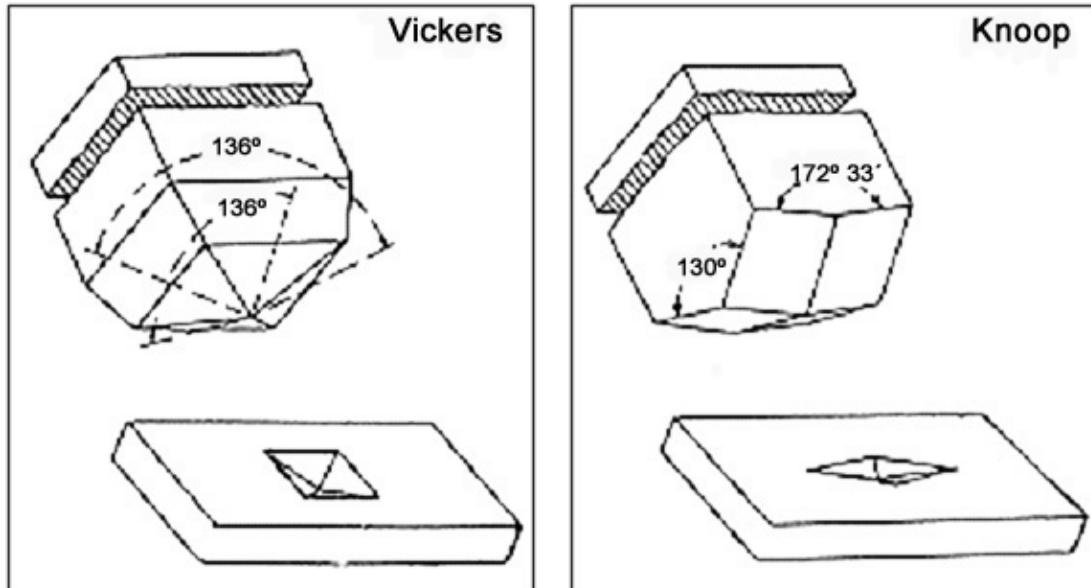


Figura 1 – Penetradores para medição de microdureza (Khenafes, 2006).

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:

$$B = \frac{H}{K_{IC}} \quad (1)$$

Onde:

H = dureza do material;

$K_{IC}$  = tenacidade à fratura do material.

### 3.1.2. Mecânica de fratura

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. 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:

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

Onde:

$\sigma$  = tensão de ruptura;

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

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

$E$  = Módulo de Young;

$c$  = comprimento da trinca crítica.

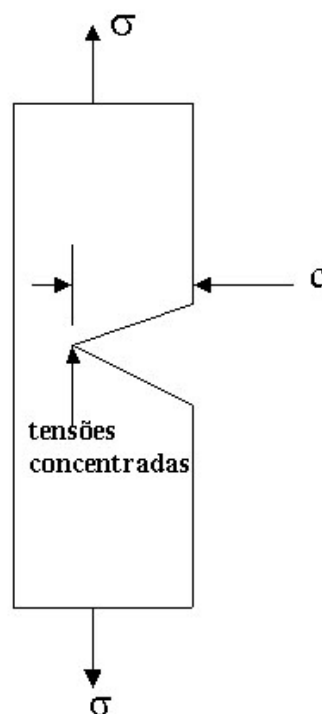


Figura 2 – Desenho esquemático representando o modelo de Griffith (Shackelford, 1996).

Na figura 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:

$$K_{IC} = (2\gamma_i E)^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

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 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.

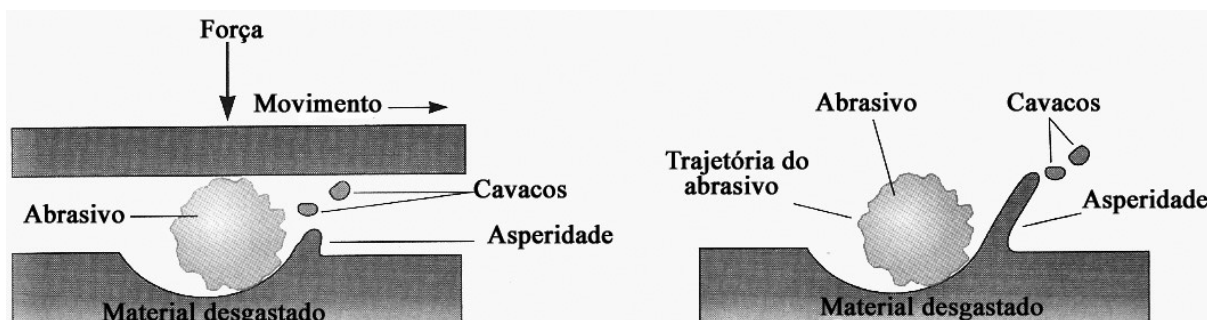


Figura 3 – Desgaste abrasivo causado por partículas presas ou soltas (Shackelford, 1996).

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

$$R \sim K_{IC}^{\frac{3}{4}} H^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

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 endentação 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 4.

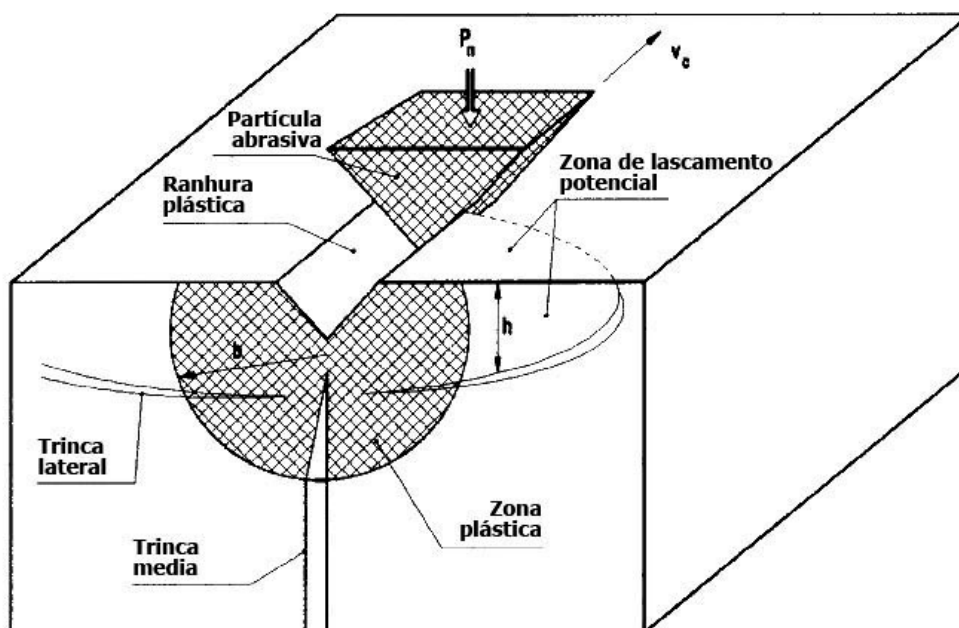


Figura 4 – Zona plástica e formação das trincas médias/radiais e laterais devido ao riscamento por um grão abrasivo (Malkin & Hwang, 1996).

Numa indentação, o contato do indentador com a superfície da cerâmica, inicialmente desenvolve uma zona plástica de pequeno diâmetro, conforme ilustrado na figura 5a. Em seguida, uma pequena trinca longitudinal (trinca média) inicia-se devido ao campo de tensão desenvolvido (figura 5b). A trinca se propaga à medida que a indentação prossegue e aumenta de tamanho (figura 5c). Um decréscimo da carga resulta na redução do tamanho ou no fechamento da trinca longitudinal devido às tensões de compressão (figura 5d). A redução subsequente da carga promove a formação de trincas transversais devido às tensões laterais (figura 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 5f).

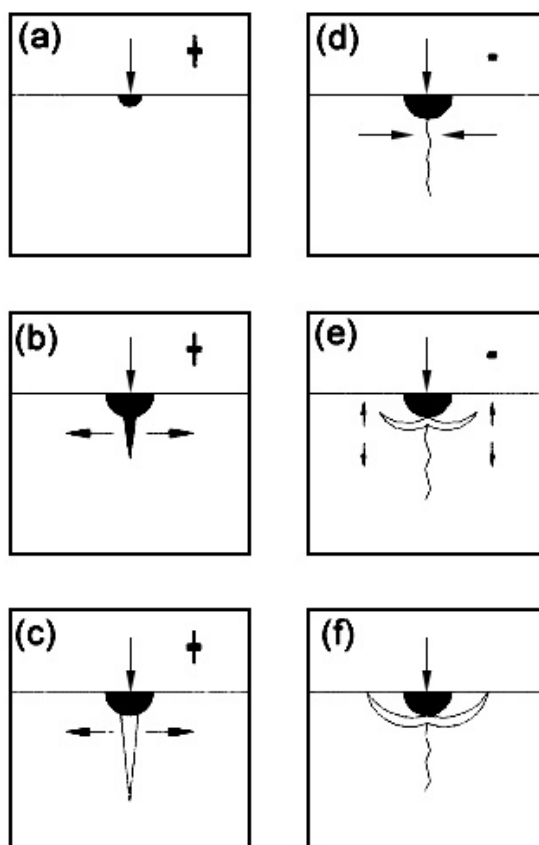


Figura 5 – Estágios de formação das trincas através da indentação (Lawn, 1993).

As trincas médias que penetram na peça são responsáveis pelo dano à resistência mecânica da peça, enquanto as trincas laterais 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 é 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; Quinn *et al.*, 2003) 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). Bifano (1998) *apud* 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  $\mu\text{m}$ .

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).

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

- Maior que a escala de micrômetro – nesta região, microtrincas e discordâncias estão normalmente incluídas no campo tensionado. Conforme aumenta a escala de retificação, aumenta o número de defeitos no campo tensionado e diminui a energia necessária para propagação de trincas (modo frágil).
- Escala de micrômetro a sub-micrômetro – a energia para fratura não diminui nesta região conforme o campo tensionado diminui porque as microtrincas raramente ocorrem no campo tensionado. O mecanismo de remoção de material tende a mudar de frágil para dúctil.
- Escala de sub-micrômetro para nanômetro – nesta região a retificação é realizada numa superfície livre de defeitos. A energia para fratura tende para o mesmo nível de energia necessária para deformação plástica. Esses valores são ocasionalmente afetados pela temperatura ambiente.

Bifano (1988) *apud* 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:

$$d_c = \left( \frac{E}{H} \right) \left( \frac{K_{IC}}{H} \right)^2 \quad (5)$$

Alley & Devereux (2003) estudaram o efeito do pH do fluido de corte sobre a dureza da cerâmica e a conseqüente 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 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, 2002). Ele representa o potencial eletrostático gerado pelo acúmulo de íons na superfície de uma partícula em contato com um eletrólito.

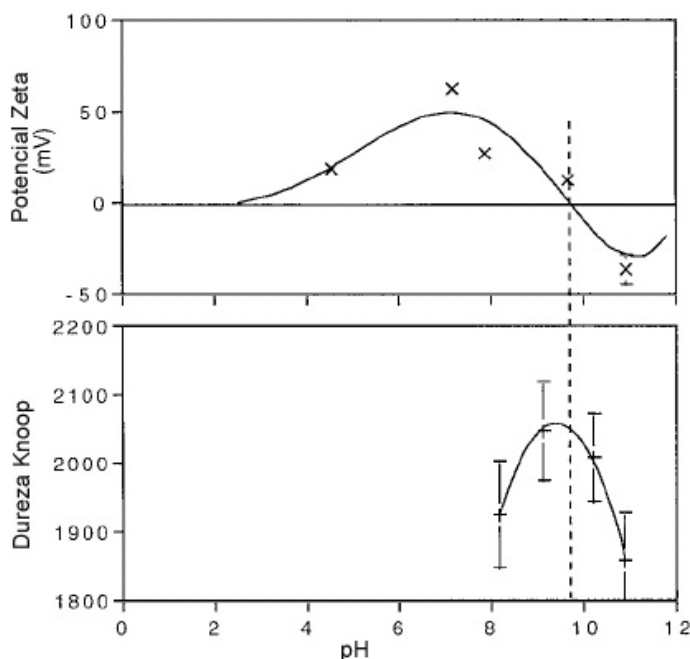


Figura 6 – Variação da dureza em função do pH e do potencial Zeta do fluido de corte (Alley *et al.*, 2002).

### 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 Evans & Marshall (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 Evans & Marshall, 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:

$$V = \alpha P^{\frac{9}{8}} \left( \frac{E}{H} \right)^{\frac{4}{5}} \left( K_{IC}^{\frac{1}{2}} H^{\frac{5}{8}} \right) \quad (6)$$

Onde:

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

$\alpha$  = constante independente do material;

P = força normal aplicada aos grãos abrasivos;

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

$$P^* = \xi \cdot f\left(\frac{E}{H}\right) \cdot (K_{IC}^4 H^3) \quad (7)$$

Ou

$$P^* = \xi \cdot f\left(\frac{E}{H}\right) \cdot \left[ K_{IC} \left( \frac{1}{B} \right)^3 \right] \quad (8)$$

Onde:

$\xi$  = constante adimensional;

$f(E/H)$  = função fraca cujo produto com  $\xi$  equivale a  $2.10^5$  para indentação Vickers.

A equação (8) 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, 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 7. A espessura desta camada estaria correlacionada com a profundidade de corte e o tamanho do grão abrasivo.

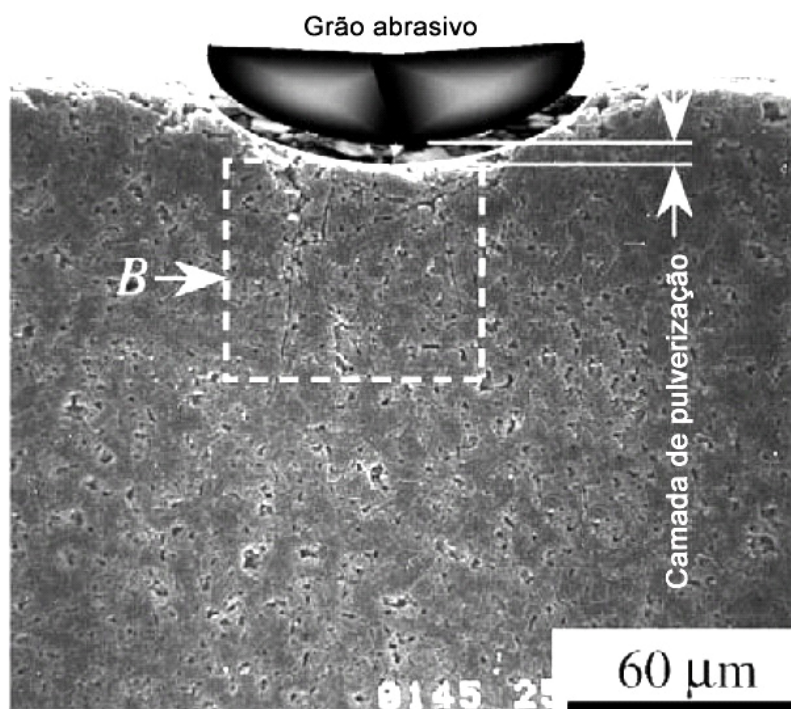


Figura 7– Foto mostrando a camada onde ocorre a pulverização (Zhang *et al.*, 2003).

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. Processo de retificação

A retificação é um processo de remoção de material onde os grãos abrasivos estão presos a uma ferramenta ou a um rebolo. O objetivo da retificação é prover a peça da dimensão, geometria e acabamento superficial especificado, minimizando o dano causado à peça (Tönshoff *et al.*, 1999).

Ainda segundo Tönshoff *et al.* (1999), a complexidade da retificação é consequência da grande quantidade das arestas de corte, da aleatoriedade do seu formato e da contínua alteração da geometria das arestas de corte durante a retificação, devido ao desgaste e fratura das partículas abrasivas.

Devido à elevada dureza dos materiais cerâmicos, o diamante, sendo o material mais duro que existe, é normalmente o abrasivo utilizado. Além disso, o diamante possui

elevado coeficiente de condutividade térmica, auxiliando na remoção de calor da zona de retificação (Shen *et al.*, 2002).

Os grãos de diamante são fixados no rebolo através de uma liga, que deve ser otimizada de maneira a manter os grãos afiados e liberar os grãos desgastados. As propriedades físicas da liga, como a resistência à abrasão, resistência à remoção do diamante e condutividade térmica, bem como a especificação do diamante, determinam o comportamento do rebolo durante a retificação (Guo & Chand, 1998).

De acordo com Tönshoff *et al.* (1999), a microtopografia ativa da superfície dos rebolos é determinada por dois processos: o procedimento de condicionamento para preparação da ferramenta (perfilamento e avivamento) e as alterações da microtopografia durante a retificação. A abrasão, a fratura dos grãos abrasivos, a remoção dos grãos abrasivos da liga e o desgaste da liga são responsáveis pela alteração na microtopografia do rebolo (figura 8).



Figura 8 – Alterações ocorridas na microtopografia durante a retificação (Tönshoff *et al.*, 1999).

Na retificação, o material é removido pelo contato contra o rebolo, a uma elevada velocidade periférica, a uma determinada velocidade de avanço ( $V_w$ ) entre a peça e o rebolo e determinada profundidade de corte ( $a$ ).

### 3.3.1. Rebolo

Shibata (1999) observa que a durabilidade do rebolo tende a aumentar com o aumento da tenacidade a fratura do grão abrasivo. Ela considera ainda que o desgaste do rebolo depende não só das características do diamante, mas também do tipo e dureza da liga, da concentração de partículas abrasivas e das condições de retificação.

Segundo Meyer & Klocke (1998), os rebolos diamantados utilizados na retificação de materiais cerâmicos são diferentes dos rebolos convencionais em três aspectos básicos: abrasivo, liga (aglomerante) e o corpo do rebolo.

#### 3.3.1.1. Abrasivo

Um importante critério na especificação de um abrasivo é a dureza da peça que será retificada. Considerando a alta dureza dos materiais cerâmicos, o diamante é praticamente o único abrasivo utilizado em escala industrial. De acordo com Tönshoff *et al.* (1999), os diamantes usados na retificação de cerâmica são principalmente sintéticos, fabricados para otimizar sua dureza e densidade. O processo de síntese permite o controle de características, gerando grãos com alta resistência ao impacto ou com baixa resistência ao impacto (friável).

Segundo Jakobuss & Fiecoat (2000), os diamantes friáveis são os mais apropriados para retificar cerâmica, pois ao se micro-fraturarem constantemente, regeneram as arestas de corte, gerando menores forças para a remoção do diamante da liga e limitando o dano à peça. Shibata (1998) considera que diamantes friáveis são adequados para ligas de menor resistência mecânica (resinóide) e os diamantes com maior resistência ao impacto para ligas com maior poder de retenção, ou seja, o tipo de abrasivo deve ser especificado em função do sistema ligante utilizado.

Segundo Marinescu *et al.* (1998), o comportamento de transição térmica entre o diamante e a liga, bem como o ancoramento em alguns tipos de liga, pode ser melhorado recobrando os diamantes com um revestimento metálico, que geralmente são ligas de cobre ou níquel. Este revestimento aumenta a rugosidade e área superficial do diamante e assim a retenção deste na liga. Além disso, atuam como barreiras térmicas, pois devido ao coeficiente de condutividade térmica inferior ao diamante, retém o calor e impede a degradação térmica de ligas resinóides (Jakobuss & Fiecoat, 2000).

Os diamantes do rebolo também são especificados pelo tamanho do grão e concentração na liga. Geralmente o tamanho do grão é expresso como o valor médio em micrômetros, precedido pela letra D. A concentração de diamante descreve o volume de diamante presente na liga. O valor base é 4,4 quilates por  $\text{cm}^3$ , que é indicado como C100 e representa uma fração volumétrica de 25%, considerando a densidade do diamante (Marinescu *et al.*, 1998). Jahanmir *et al.* (1999) considera que a concentração do diamante no rebolo determina a distância entre as trincas laterais e assim, pode influenciar a taxa de remoção e danos subsuperficiais.

### **3.3.1.2.Liga**

De acordo com Tönshoff *et al.* (1999), três materiais são tipicamente utilizados como ligante na fabricação de rebolos diamantados: ligas resinóides, ligas metálicas e ligas vítreas. Estes rebolos são multicamadas, ou seja, há renovação dos diamantes, à medida que a liga é desgastada ou que o rebolo é perfilado e dressado. Para a retificação de cerâmica, os rebolos de liga resinóide e metálica são mais usados. A vantagem destes rebolos é o comportamento de retificação constante, com altas taxas de remoção de material.

As ligas metálicas são compostas basicamente de cobre/estanho e cobalto/bronze. A principal característica dos rebolos de liga metálica é a adesão ao diamante e alta resistência ao desgaste abrasivo. Os rebolos resinóides podem ser de resina fenólica ou poliamida. Segundo Picone *et al.* (1998), os rebolos resinóides desgastam mais rápido que os de liga metálica e necessitam ser perfilados com frequência.

Há ainda os rebolos monocamadas, onde os grãos de diamante são fixados através de uma camada de níquel depositada eletroliticamente. A espessura da camada abrasiva corresponde aproximadamente à média da grana empregada. Estes rebolos não podem ser perfilados e sua vida termina quando o desempenho do rebolo não é mais satisfatório. A vida útil desses rebolos é longa, porém o comportamento dos rebolos monocamadas muda ao longo do processo de retificação, considerando que o rebolo tem somente uma camada de diamante.

### **3.3.1.3.Corpo do rebolo**

Diferente dos rebolos convencionais, os rebolos diamantados podem ser combinados com uma ampla faixa de materiais no corpo. Para rebolos monocamadas, um corpo eletricamente condutor é necessário e assim materiais como alumínio e aço são

utilizados. Na retificação de cerâmicas é importante minimizar vibrações externas, devido a sua inerente fragilidade. O efeito de vibração pode ser minimizado pela redução do peso do corpo do rebolo. Por isso, devido a sua baixa densidade combinada a sua boa resistência mecânica, corpos de resina (às vezes reforçados com fibras) são comumente utilizados para rebolos multicamadas.

### 3.3.2. Perfilamento e avivamento

O perfilamento do rebolo denota o processo de gerar uma forma e geometria precisa no rebolo. Shibata (1998) define o perfilamento como a operação de geração ou correção da forma do rebolo. Os processos atualmente disponíveis de perfilamento podem ser feitos com ou sem ferramentas diamantadas. A escolha do processo de perfilamento adequado depende principalmente da liga do rebolo. De acordo com Liang (1992), o perfilamento é muito importante não apenas para evitar o batimento e vibração do rebolo, mas também para regularizar a superfície do rebolo.

Segundo Tönshoff *et al.* (1999), para o perfilamento de rebolos de liga metálica ou resinóide, o processo mais comum é através de um rebolo poroso não diamantado (como por exemplo, SiC). Neste processo, pouca quantidade de material é removida do rebolo diamantado, comparado com o rebolo usado para o perfilamento.

Após o perfilamento, uma etapa de avivamento é necessária para afiar o rebolo. Tönshoff *et al.* (1999) define o avivamento como o processo de aumentar a protusão do grão através da remoção do material ligante e gerar espaço suficiente no rebolo para os cavacos na camada abrasiva.

Os métodos de avivamento de rebolos diamantados podem ser classificados em abrasivo ou elétrico, dependendo do mecanismo de remoção da liga. Os métodos abrasivos são normalmente usados para rebolos resinóides ou vítreos, sendo o método do bloco abrasivo, o mais comum, devido à facilidade de uso. Os métodos abrasivos possuem a desvantagem de remover não somente o material ligante do rebolo, mas também fraturar e/ou remover os diamantes.

Os métodos de dressagem baseados num processador elétrico usados para rebolos de liga metálica não apresentam este problema (Zhang *et al.*, 2000). Na dressagem eletrolítica, o rebolo rotaciona através de um recipiente contendo fluido de corte (Qian *et al.*, 2000). A

liga do rebolo, o recipiente e o fluido de corte formam respectivamente o ânodo, o cátodo e o eletrólito de uma célula eletrolítica.

### 3.3.3. Parâmetros de processo

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 ( $b$ ).

$$Q_w = a.V_w.b \quad (9)$$

Ainda segundo Malkin (1989), pode-se obter a taxa específica de remoção de material, dividindo a taxa de remoção de material pela largura de retificação ( $b$ ):

$$Q'_w = a.V_w \quad (10)$$

Tönshoff *et al.* (1999) explicam que essa taxa de remoção pode ser entendida como uma banda de material que é removida da peça a uma dada velocidade de corte  $V_s$  (figura 9). A espessura desta banda é chamada de espessura equivalente de corte ( $h_{eq}$ ), dada por:

$$h_{eq} = \frac{a.V_w}{V_s} \quad (11)$$

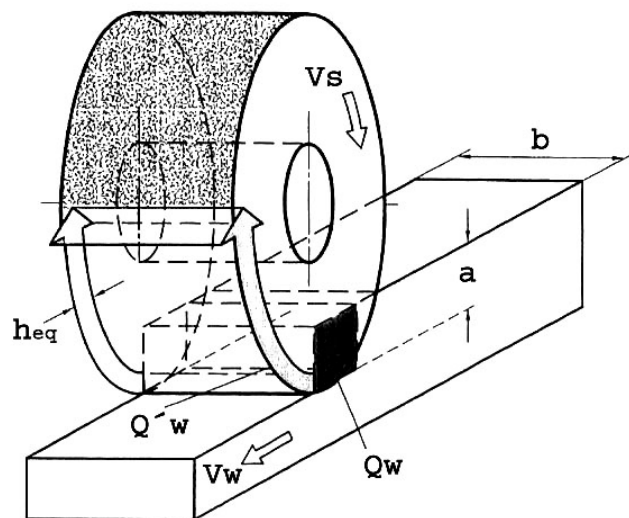


Figura 9 – Esquema de retificação. (Tönshoff *et al.*, 1999)

Tönshoff *et al.* (1999) citam que a espessura equivalente de corte não considera a microtopografia ativa da superfície do rebolo, portanto, é um parâmetro útil quando a microtopografia não é alterada ou esta mudança ocorre lentamente.

Bianchi *et al.* (2001) afirmam que a espessura teórica máxima do cavaco caracteriza a profundidade de corte do grão abrasivo na peça durante a retificação. Segundo Liang (1992) a espessura teórica máxima do cavaco é diretamente proporcional ao parâmetro espessura equivalente de corte, sendo determinada pela equação:

$$h_{max} = 2L \frac{V_w}{V_s} \sqrt{\frac{a}{D_s}} \quad (12)$$

Onde:

L = espaçamento médio entre grãos abrasivos;

D<sub>s</sub> = diâmetro do rebolo.

Segundo Guo & Chand (1998) com o propósito de obter superfícies de melhor acabamento e reduzir os danos induzidos na retificação, é interessante minimizar h<sub>max</sub>. Porém, isto implica em menores taxas de remoção e assim, menor produtividade.

Um dos parâmetros mais utilizados e de grande importância na retificação é o arco ou comprimento de contato dado por:

$$l_c = \sqrt{D_s \cdot a} \quad (13)$$

### 3.3.3.1. Forças de corte

Segundo Malkin (1989), forças são desenvolvidas na interface rebolo-peça devido à ação do processo de retificação. Para operações de mergulho, ou seja, operações de retificação plana de mergulho (Fig. 10a) e para a retificação cilíndrica externa (Fig. 10b), o vetor resultante da força total de retificação exercida pela peça sobre o rebolo pode ser decomposto em uma componente de força tangencial (F<sub>t</sub>) e uma componente de força normal (F<sub>n</sub>).

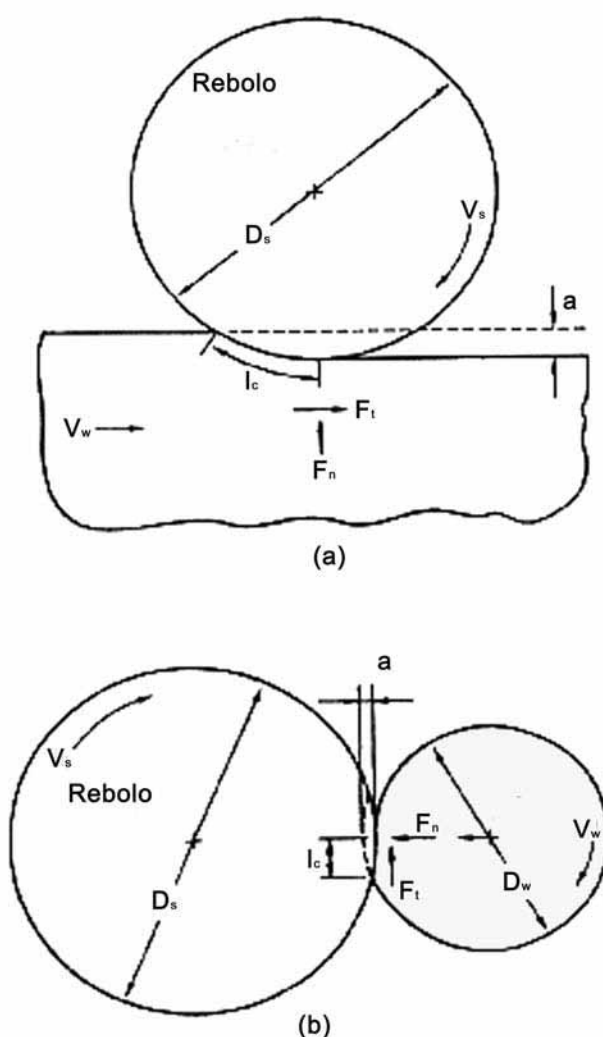


Figura 10 – Ilustração das componentes de força para: a) retificação tangencial plana e b) retificação cilíndrica (Malkin, 1989).

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).

Durante o processo de retificação, os grãos abrasivos vão se desgastando ao longo da usinagem, sendo que seus topos começam a perder as “cristas”, ou seja, sua afiação, tornando os grãos “cegos”. Devido à perda da afiação dos grãos ocorre um aumento nos esforços de remoção do material, originando deformações na superfície do material ao invés de sua efetiva remoção. Com o aumento desses esforços e deformações citadas ocorre o aumento da força de corte tangencial, em consequência de maiores atritos do topo do grão

abrasivo com a superfície do material gerando elevadas temperaturas e calor envolvido no processo.

Segundo Liang (1992), devido à remoção de material na retificação de cerâmica ocorrer principalmente por fratura frágil, o modelo de força de retificação ao longo do arco de contato é mais adequado. Neste modelo, a força normal localizada é gerada pela profundidade de corte do grão e é proporcional ao deslocamento dos grãos abrasivos na direção normal, ou seja, à velocidade da peça no arco de retificação, normal à superfície do rebolo. A força tangencial é representada pela força de fricção proporcional à força normal aplicada.

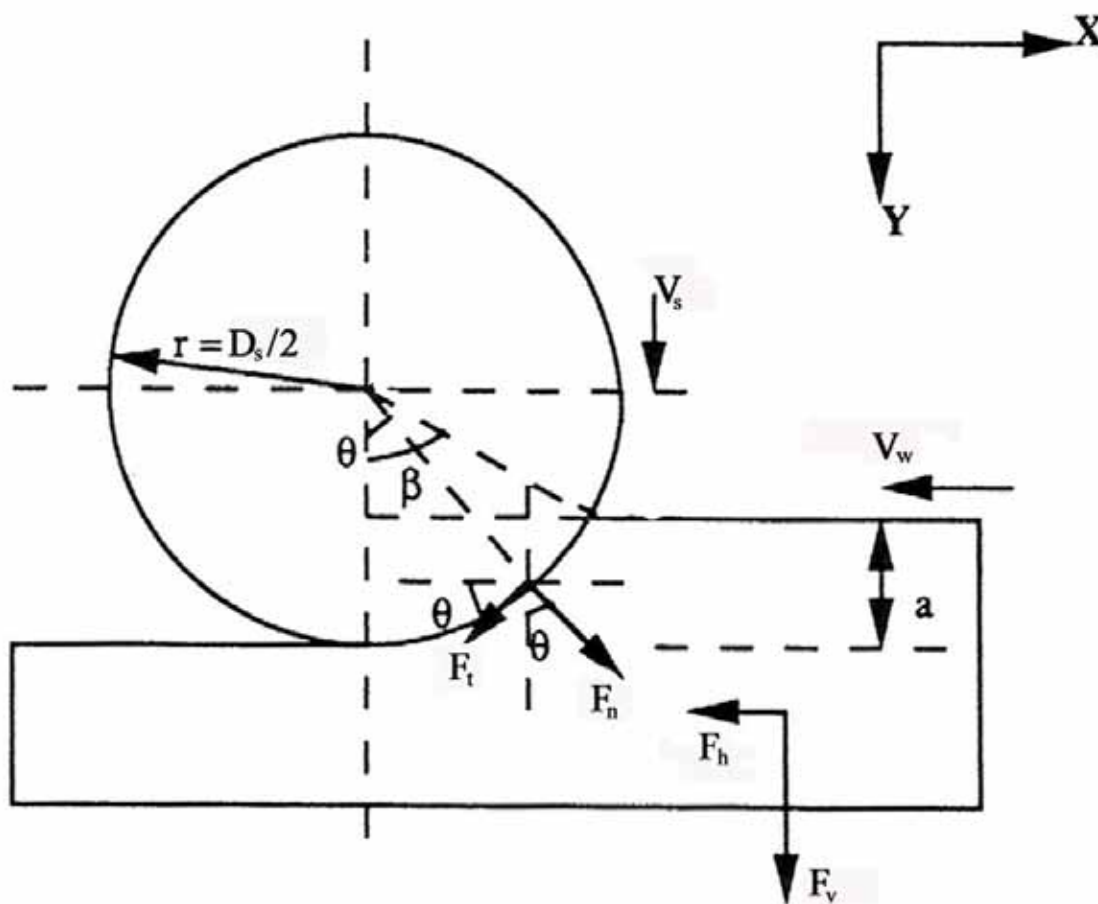


Figura 11 – Componentes da força de retificação ao longo do arco de retificação (Liang, 1992).

Huang & Liu (2003) reportam que as forças medidas durante a retificação são resultado de uma somatória das forças de retificação e da força induzida pelo fluido refrigerante. Segundo os autores, na retificação à altas velocidades de corte, o volume de fluido exigido pela condição de retificação é significativo, justificando o desdobramento das forças.

Evans & Marshall (1981) *apud* Xu *et al.* (1998) relacionam a força normal de retificação com a tenacidade e a dureza do material a ser retificado através da seguinte relação empírica:

$$F_n \sim K_{IC}^{\frac{4}{9}} \cdot H^{\frac{5}{9}} \quad (14)$$

Xu *et al.* (1996) reportaram um decréscimo das forças de retificação de alumina, quando o tamanho do grão do material retificado estava compreendido entre 3 a 9  $\mu\text{m}$ , sendo que no intervalo de 9 a 35  $\mu\text{m}$ , a força permaneceu constante. Os autores correlacionaram este resultado com a dependência da dureza em função do tamanho de grão.

Ramesh *et al.* (2001) e Huang (2003) estudando a retificação a altas velocidades de corte de alumina, carbetos de silício e zircônia reportaram o decréscimo da força específica de retificação (normal e tangencial) em função do aumento da velocidade de corte.

Huang *et al.* (2003) observam que o acréscimo do  $h_{\text{max}}$  implica o aumento da taxa de remoção volumétrica resultando no aumento da força de retificação (figura 12).

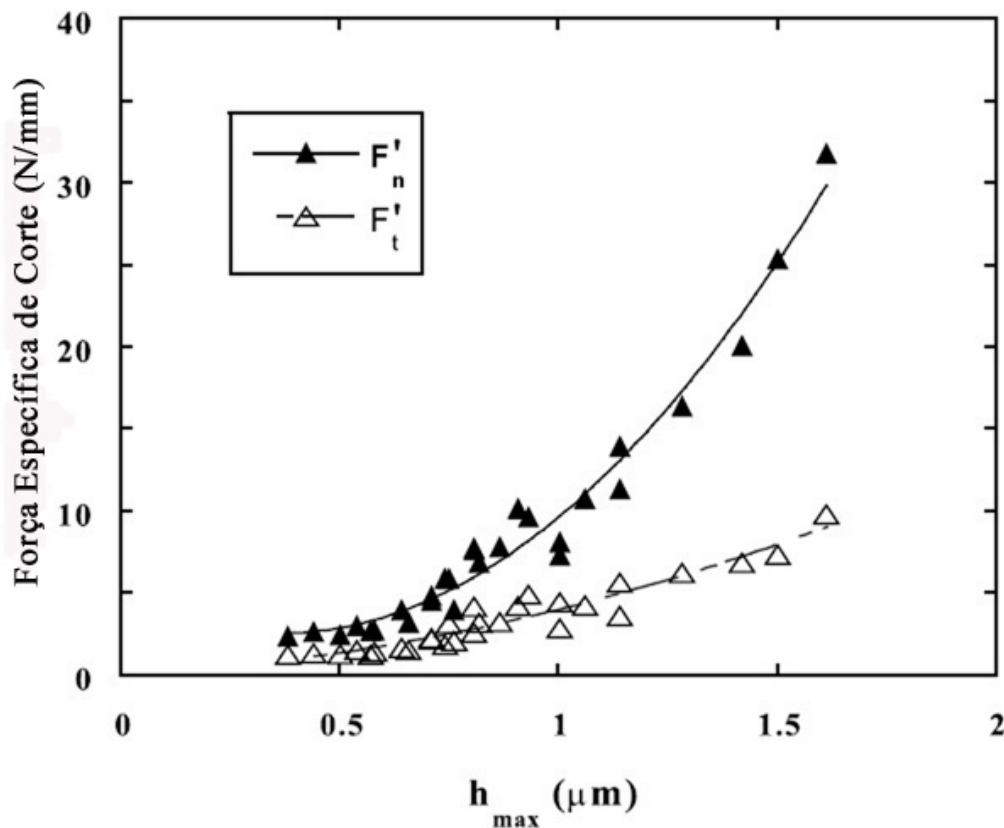


Figura 12 – Gráfico mostrando o aumento da força de retificação com espessura máxima teórica do cavaco (Huang, 2003).

Jahanmir *et al.* (1999) apresentaram uma equação que relaciona a força normal específica na retificação com demais parâmetros do processo:

$$F_n' = \beta \cdot \left( \frac{K_{IC}^{\frac{1}{2}} \cdot H^{\frac{9}{10}}}{E^{\frac{2}{5}}} \right) \cdot \left( \frac{V_w}{V_s} \right)^{\frac{3}{4}} \cdot a^{\frac{11}{12}} \cdot D_s^{\frac{1}{12}} \quad (15)$$

Onde:

$\beta$  = constante relacionada com a topografia do rebolo e modo de remoção.

### 3.3.3.2. Energia específica de retificação

De acordo com Tönshoff *et al.* (1999), a energia específica de retificação é a quantidade de trabalho necessária para separar um volume de material do seu substrato, englobando a energia de formação do cavaco, a energia de fricção entre os grãos abrasivos e o trabalho e energia dissipados na deformação plástica. A energia específica está relacionada com os parâmetros de retificação através da seguinte equação:

$$u = \frac{F_t \cdot V_s}{b \cdot V_w \cdot a} \quad (16)$$

Blaedel *et al.* (1999) e Marinescu *et al.* (1998) relatam que a energia específica de retificação aumenta drasticamente, quando o modo de retificação da cerâmica muda de frágil para dúctil. A energia específica de retificação para a cerâmica varia de acordo com o modo de remoção. O modo de remoção está relacionado com a espessura equivalente do cavaco, que é função do material (módulo de elasticidade, dureza e tenacidade) e do processo (velocidade do rebolo, avanço, profundidade de corte).

De acordo com Ramesh *et al.* (2001), somente parte da energia de retificação está associada com a formação de cavacos e conforme a espessura teórica máxima do cavaco diminui, aumenta a deformação plástica sem remoção de material (“plowing”). Com o aumento da espessura do cavaco, a escala de remoção passa a ser dominada pela fratura frágil, a energia expendida na deformação plástica sem remoção tende a zero e a energia específica de retificação corresponde à energia específica para a formação do cavaco.

Liang (1992) menciona em sua dissertação que a energia específica necessária para retificar alumina é uma ordem de magnitude menor do que para os metais. Outra

observação bem documentada é que a energia específica de remoção de material no regime dúctil é dezenas de vezes maior que no modo frágil. Na figura 13 pode ser notada a transição abrupta do modo frágil para o dúctil, conforme a espessura máxima do cavaco diminui.

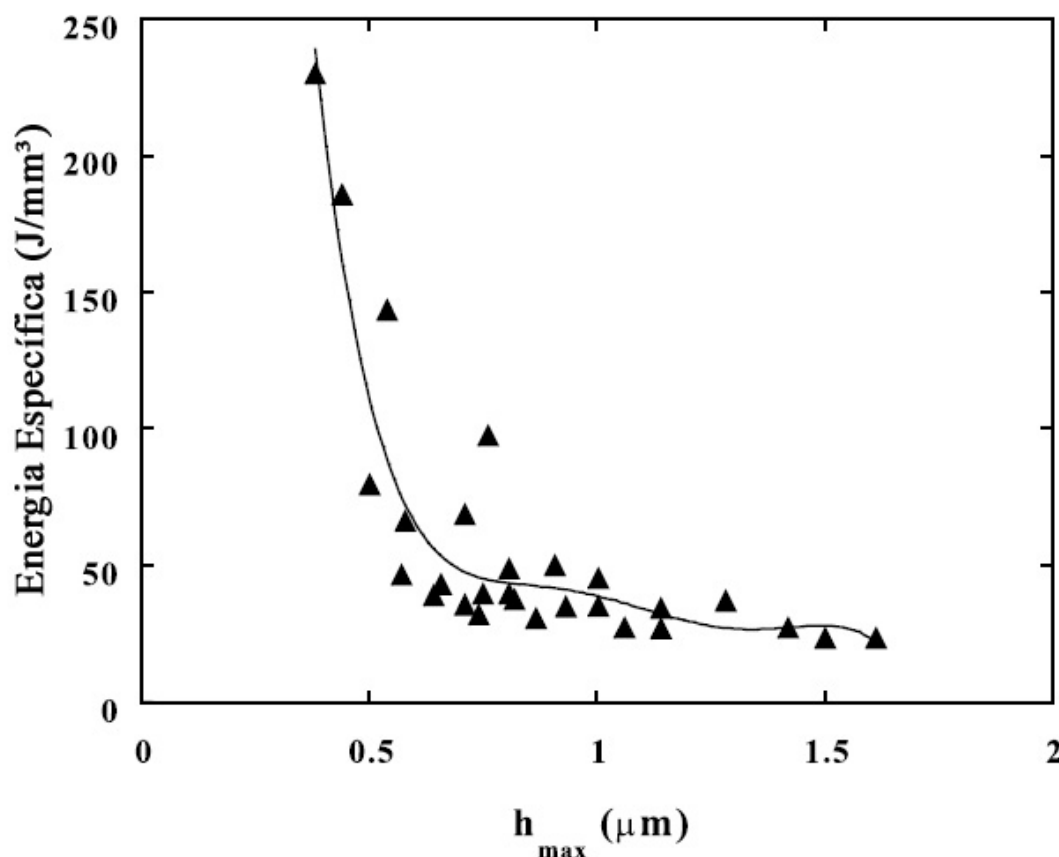


Figura 13 – Gráfico mostrando a redução brusca da energia de retificação com aumento da espessura máxima teórica do cavaco (Huang, 2003).

### 3.3.3.3. Emissão acústica

Segundo DeGarmo (1997), o processamento de materiais pode ser monitorado através da emissão acústica. A emissão acústica (EA) pode ser definida como a tensão ou a variação de tensão gerada durante processos dinâmicos em materiais. Quase todos os materiais emitem sons de alta frequência quando são submetidos a um esforço, deformados ou fraturados. A grande vantagem dessa técnica é que a estrutura pode ser monitorada quase instantaneamente. As limitações referem-se aos ruídos externos, que podem atrapalhar a interpretação dos sinais e que somente a presença do defeito, não é necessariamente detectada, é necessário que ele seja ativado.

Segundo Inasaki (1990) *apud* Bianchi *et al.* (2001), as ondas acústicas estão sujeitas a vários efeitos como amortecimento, frequência dependente da velocidade, reflexão,

e outros fenômenos devido à sua propagação através do material. A EA é caracterizada como uma energia resultante da interação entre o grão abrasivo e a peça que se propaga através da estrutura do material. Sendo assim, ela pode ser relacionada com a energia específica de retificação, a qual também é uma forma de energia associada ao processo de retificação.

Segundo Blaedel & Evans (1999) a EA pode ser usada em conjunto com a energia específica para monitorar a transição entre os modos frágil e dúctil de remoção. Em geral, quando o modo passa de dúctil para frágil, a energia da EA total aumenta, porém normalizando a energia em função da quantidade de material removido, ela diminui. Além disso, a EA no regime frágil ocorre em frequências mais altas que no modo dúctil. Assim, a EA poderia ser utilizada para caracterizar os mecanismos de remoção de material na retificação da cerâmica através da análise e desdobramento das ondas geradas no processo.

### 3.4. Caracterização da retificação

De acordo com Zhang *et al.* (2003), devido à natureza dura e frágil da cerâmica durante o processo de retificação são introduzidos defeitos como trincas superficiais, danos subsuperficiais e tensões residuais que podem afetar a resistência e comprometer a vida de um componente cerâmico. Desta forma, um dos propósitos da retificação é minimizar os danos induzidos no processo através da minimização do  $h_{\max}$  (Guo & Chand, 1998). Contudo, este procedimento resulta em menores taxas de remoção, conflitando com os interesses de aumento de produtividade.

A relação  $G$  também é de grande interesse econômico, pois quanto maior esta relação, maior a durabilidade do rebolo. Assim, além de elevadas taxas de remoção e minimização dos danos induzidos na retificação (Subhash *et al.*, 2002), a maximização da relação  $G$  é um dos objetivos na aplicação da retificação nas indústrias.

#### 3.4.1. Relação $G$

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

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (17)$$

Shibata (1998) classifica os mecanismos de desgaste das partículas abrasivas em três: desgaste por atrito, fratura dos grãos e remoção do grão da liga (“pullout”). A figura 14 ilustra os mecanismos de desgaste. Segundo Meyer & Klocke (1998) o aquecimento nas regiões periféricas do diamante podem favorecer a grafitização, acelerando o desgaste por atrito. Estas cargas térmicas podem ser causadas por ligas com alto poder de retenção (ligas metálicas), diamantes com elevada tenacidade (não renovam as arestas de corte) ou elevadas velocidades de corte associada à refrigeração deficiente.

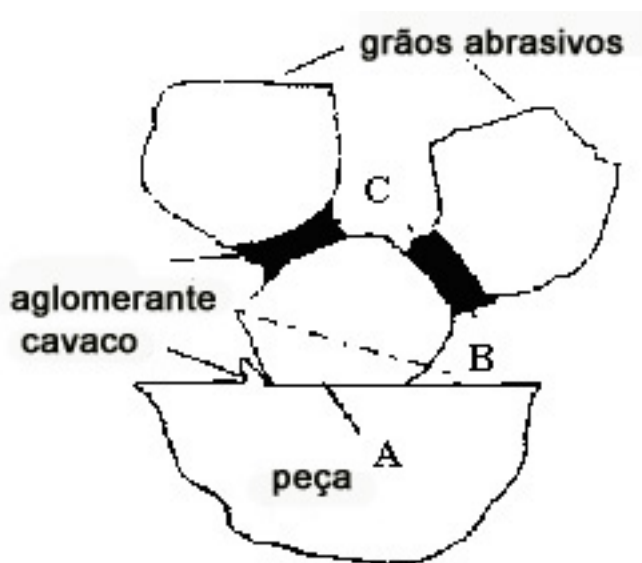


Figura 14 – Fatores que proporcionam desgaste do rebolo: A – Desgaste por atrito; B – Fratura do grão; C – Fratura da liga devido ao desgaste (Malkin, 1989).

Huang & Liu (2003) reportaram que o aumento da relação  $G$  está diretamente relacionado com a profundidade de corte na retificação a altas velocidades de corte (40 a 160 m/s) de alumina, alumina-titânia e zircônia. Os autores relataram um decréscimo da relação  $G$  comparando a retificação da alumina com a zircônia. Huang & Liu (2003) explicaram que enquanto o mecanismo de remoção na alumina é predominantemente frágil, no caso da zircônia há uma contribuição do modo dúctil. Assim, concluem que o desgaste do rebolo associado com o modo de remoção frágil é muito menor que através do modo dúctil, que geralmente envolve desgaste por atrito.

Ramesh *et al.* (2001) relataram o acréscimo da relação  $G$  com o aumento da velocidade de corte na retificação de alumina, zircônia e carbetto de silício. Segundo os autores, o aumento da velocidade de corte contribui para manter a força efetiva em cada grão

abrasivo abaixo do limite para arrancar o diamante da liga. Desta forma, o desgaste ocorre somente pela abrasão do diamante, maximizando a relação G.

No entanto, Hwang & Evans (1999) estudando a retificação a altas velocidades de corte de nitreto de silício observaram a redução da relação G com o aumento da velocidade de corte. Huang & Liu (2003) obtiveram resultados semelhantes na retificação a altas velocidades de corte de zircônia. Segundo a cinemática de retificação referente à  $h_{\max}$ , o aumento da velocidade de corte, mantendo todos os outros parâmetros constantes deveria proporcionar o aumento na relação G (Hwang & Evans, 1999).

Huang & Liu (2003) e Hwang & Evans (1999) justificam tal resultado pelo aumento da distância de deslizamento com o aumento da velocidade de corte. De acordo com os autores, tanto na retificação da zircônia, como no caso com o nitreto de silício, sendo o modo de remoção dúctil dominante, o desgaste por atrito é significativo e apresenta correlação direta com a distância de deslizamento:

$$L_s = \frac{l_c \cdot V_s \cdot t}{\pi \cdot D_s} \quad (18)$$

### 3.4.2. Rugosidade

A qualidade da topografia da superfície, a rugosidade superficial pode ser definida como o desvio da superfície geométrica ideal. Os sistemas mais comuns de medição da rugosidade são o analisador de contato mecânico e os sistemas ópticos (Marinescu *et al.*, 1998). O parâmetro de rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) é o mais utilizado (Kajornchaiyakul, 2000) e é definido como uma média aritmética dos valores absolutos dos desvios de altura da rugosidade medida para um comprimento medido.

Blaedel *et al.* (1999) observam que a rugosidade de uma cerâmica retificada no modo dúctil é anisotrópica (como nos metais), ou seja, tem valores relativamente diferentes dependendo da direção na qual o traçador do rugosímetro faz a leitura. Já as cerâmicas retificadas através do modo frágil apresentam rugosidade mais isotrópica. Marinescu *et al.* (1998) descreveram recomendações baseadas na ISO 4287/1 para a execução das medições de rugosidade em cerâmica.

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 o modo de remoção dominante é por fratura frágil. No entanto, quando o modo dúctil prevalece (com baixos valores de  $h_{max}$ ) eles reportaram uma queda na rugosidade.

Huang *et al.* (2003) observam que a dificuldade em observar a transição frágil-dúctil no processo de retificação deve-se a fatores como a protusão irregular dos abrasivos, exatidão de posicionamento e vibrações. Tönshoff *et al.* (1996) consideram sobre as limitações do acréscimo da velocidade de corte em função de vibrações desenvolvidas na retificação e que poderiam prejudicar o acabamento.

Gopal *et al.* (2003) e Huang *et al.* (2003) concluíram que a velocidade da peça, a profundidade de corte e o tamanho do grão abrasivo são os fatores primários que afetam a integridade superficial na retificação de carbetos de silício. Estas conclusões são suportadas pelos resultados de Liu (2004).

### 3.4.3. Danos subsuperficiais

Dano subsuperficial pode ser definido como qualquer efeito degradante que se manifeste abaixo da superfície da peça (Blaedel *et al.*, 1999). Exemplos são tensões residuais, microtrincas e alterações na dureza próximas à superfície.

Segundo Johnson-Walls *et al.* (1986) durante a retificação ocorre uma grande quantidade de eventos de indentação que geram um campo radial de tensões compressivas, com tensões tangenciais fora da zona plástica ao redor do campo. A sobreposição dos campos de tensão residuais das posições vizinhas onde foram gerados os danos na superfície retificada forma uma camada de tensão compressiva residual.

Blaedel *et al.* (1999) citam que existem vários métodos de medir a extensão do trincamento subsuperficial, porém a maioria deles é destrutivo para a peça. Um dos métodos mais populares é retificar um lote de peças de amostra e medir a variação no módulo de ruptura à flexão.

O dano subsuperficial na forma de tensões residuais pode ser medido através de técnicas de raios-X. Esta técnica é baseada na determinação da deformação do retículo

cristalino provocada pelas tensões (Tönshoff *et al.* 1999). Johnson-Walls *et al.* (1986) mencionam o método de Twyman, onde a deformação induzida pela retificação de uma peça fina permite o cálculo da tensão residual do processo de retificação executado.

Qu *et al.* (2004) comentam que a força aplicada em cada grão abrasivo é considerada o parâmetro principal que controla o regime de retificação e, portanto, os danos induzidos no processo.

#### **3.4.4. Microscopia eletrônica de varredura (MEV)**

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  $\mu\text{m}$ .

Xu & Jahanmir (1994) propuseram a técnica “bonded interface sectioning”. Nesta técnica, dois corpos de prova têm uma de suas superfícies polidas e presas através de um adesivo, criando uma interface com espessura menor que 1 micron. Após a retificação perpendicular a esta interface, os corpos são separados através de aquecimento, as superfícies polidas depois de limpas são recobertas com uma fina camada de ouro e analisadas no MEV. A grande vantagem desta técnica é permitir avaliar a extensão e interação dos danos provocados na retificação em camadas abaixo da superfície.

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.

#### **3.5. Refrigeração**

Os fluidos de corte são importantes para melhorar o desempenho da retificação, que pode ser caracterizado pelo acabamento superficial, pelas tolerâncias dimensionais e geométricas (Liang, 1992). Segundo Guinea *et al.* (2000) durante a retificação a temperatura na zona de contato entre a peça retificada e camada abrasiva pode atingir 1800°C, devido ao

atrato, deformação plástica, elástica e remoção do cavaco. Esta solicitação térmica dura poucos milissegundos e é proporcional à velocidade de corte.

Guinea *et al.* (2000) ainda mencionam que somente 55-70% da energia inicial alcança a zona de corte, sendo 1-3% da energia perdida no rebolo, 5-15% na peça e 40-60% transferido para os cavacos e o fluido refrigerante.

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.

### **3.5.1. Mecanismos de refrigeração e lubrificação**

Segundo Liang (1992) a refrigeração é importante na retificação com rebolos diamantados para impedir a degradação do diamante pela temperatura e inibir reações químicas. Uma boa refrigeração está normalmente associada com alto calor específico, elevada condutividade térmica, bom molhamento e boa lubricidade. A lubrificação reduz as forças no arco de contato entre o rebolo e a peça; a ação lubrificante está relacionada com a habilidade do fluido de reduzir a fricção e adesão entre os grãos abrasivos e a peça.

Quando o fluido de corte é aplicado na região de corte, ele inicia o processo de ebulição. Este processo aumenta a taxa de transferência de calor entre a peça e o fluido. No entanto, conforme a temperatura aumenta, o mecanismo de ebulição irá formar uma fina camada de vapor entre o fluido e a peça. O vapor atua como um isolante e impede a transferência de calor para o fluido. Como resultado, a temperatura da peça sobe rapidamente, queimando sua superfície (Irani *et al.*, 2005). De acordo com Guo & Malkin (1992), para a refrigeração ser efetiva, é necessário impedir a formação desta camada de vapor, mantendo a temperatura da peça abaixo da temperatura de formação deste filme no fluido (limite crítico de queima).

De acordo com Liang (1992) há três tipos de lubrificação: hidrodinâmica, camada limite e química. Na lubrificação hidrodinâmica um fluido separa as superfícies sólidas deslizantes; na lubrificação por camada limite, a lubrificação é fornecida por um filme muito fino que adere às superfícies sólidas deslizantes; na lubrificação química, o lubrificante reage com a superfície sólida para produzir um composto químico de menor resistência ao

cisalhamento do que os sólidos lubrificados. Na lubrificação hidrodinâmica a eficácia depende somente das propriedades físicas do lubrificante (principalmente viscosidade). Na lubrificação por camada limite e química, a natureza química dos lubrificantes é mais importante. Gates *et al.* (1999) estudando a usinagem mecânico-química de nitreto de silício com uma mistura de álcool de longa cadeia, verificaram que a química do fluido de corte tem profundo efeito no desgaste do diamante durante as operações de corte e retificação.

### 3.5.2. Tipos de fluido de corte

Schwabel *et al.* (1999) enfatizaram a importância da seleção do fluido de corte. O fluido de corte deve proteger as arestas do diamante do desgaste diretamente, evitando a sua oxidação; ou indiretamente, reduzindo a temperatura na região de contato. Esta redução de temperatura pode ser alcançada pelo aumento da capacidade de remover o calor gerado durante a retificação, pela redução da fricção através da lubrificação ou evitando o acúmulo de cavacos na interface abrasivo/peça.

Desa & Bahadur (2001) comparando o efeito de vários lubrificantes na retificação de alumina e nitreto de silício, concluíram que o óleo mineral e o óleo de corte apresentaram melhores resultados quanto à taxa de remoção e dano subsuperficial. Durante a retificação foram formados os compostos  $\text{Al}(\text{OH})_3$  e  $\text{Me}_2\text{SiO}_5$  (onde Me corresponde a um metal), que possuem menor resistência ao cisalhamento e contribuíram para aumentar a taxa de remoção e minimizar os danos.

Estudos comparativos (Spur, 1998) na retificação de cerâmica entre emulsões e óleos integrais revelaram vantagens quanto ao acabamento superficial e desgaste do rebolo na utilização dos óleos integrais. Tönshoff *et al.* (1999) também compararam o desempenho de um óleo mineral e uma emulsão na rugosidade da alumina retificada. O óleo mineral resultou num acabamento melhor, como pode ser visto na figura 15. Os autores justificam que devido a sensibilidade da alumina ao choque térmico e pela maior capacidade calorífica da emulsão são gerados gradientes de temperatura, tensões térmicas e conseqüentemente fratura mais frágil.

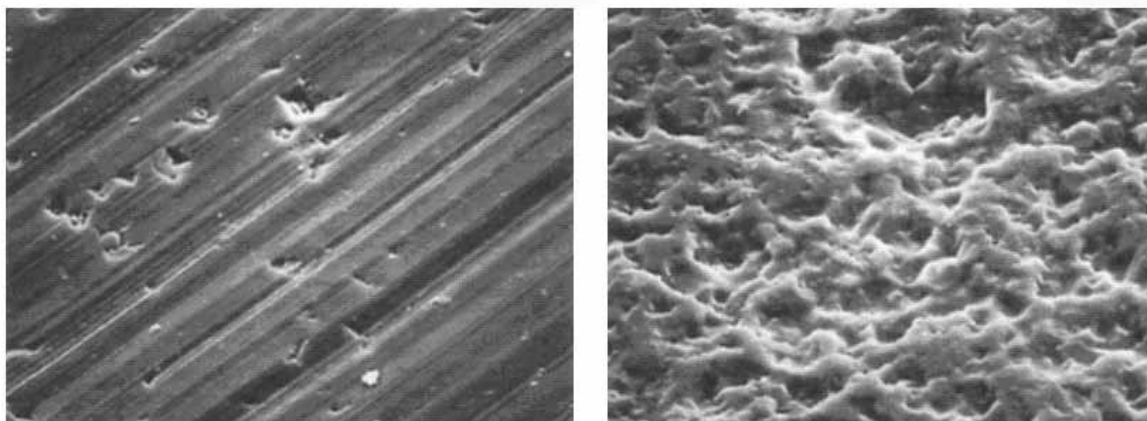


Figura 15 – Micrografia comparando a rugosidade obtida com óleo mineral (esquerda) e emulsão (direita) (Tönshoff *et al.*, 1999).

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

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

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

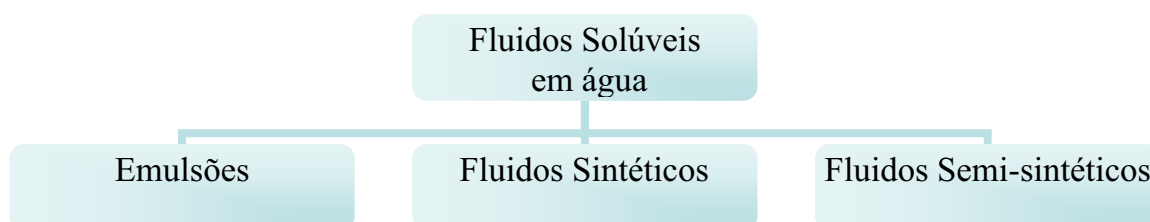


Figura 16 – Classificação dos fluidos solúveis em água (El Baradie, 1996).

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. Considerações ambientais e fisiológicas**

Os fluidos de corte representam fatores de risco para os trabalhadores. O contato direto com a pele, a inalação, imersão ou contato com vapores e fumaças, pode ocasionar danos dermatológicos e respiratórios. Os danos dermatológicos ocasionados pelos fluidos de corte podem ocorrer basicamente de duas formas: irritação da pele, através do contato e efeitos alérgicos.

Segundo Spur (1998), substâncias relevantes sob o aspecto fisiológico são: agentes emulsificantes, inibidores de corrosão e metais pesados. Além disso, cloro, nitrosaminas, níquel e cobalto são produtos que podem criar problemas para a disposição dos resíduos. As emulsões e soluções são mais problemáticas no que se refere à disposição e contaminação de águas. Os menores riscos estão associados a lubrificantes biodegradáveis como ésteres.

### **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. Engineer *et al.* (1992) *apud* 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 da fricção 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. Um 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. Os autores propuseram 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 técnica de 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 freqüentemente 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. A técnica de refrigeração otimizada**

A otimização da aplicação dos fluidos de corte no processo de retificação é importante não somente sob a perspectiva de redução de custos do processo, mas também em relação ao meio ambiente e ambiente de trabalho.

A refrigeração otimizada consiste na redução da quantidade de fluido de corte, através da utilização de bocais aplicadores mais eficientes, do melhor posicionamento dos bocais aplicadores e do aumento da pressão (velocidade) do fluido de corte.

Os bocais aplicadores tradicionais permitem a entrada de ar, causando turbulências no fluido de corte e diminuindo a coerência do jato. Como consequência, a condutividade térmica do fluido é prejudicada, bem como a acuracidade do jato na região de corte. Webster *et al.* (1996) desenvolveram um novo bocal aplicador (figura 17a) que tem demonstrado desempenho superior em diversas condições de retificação.

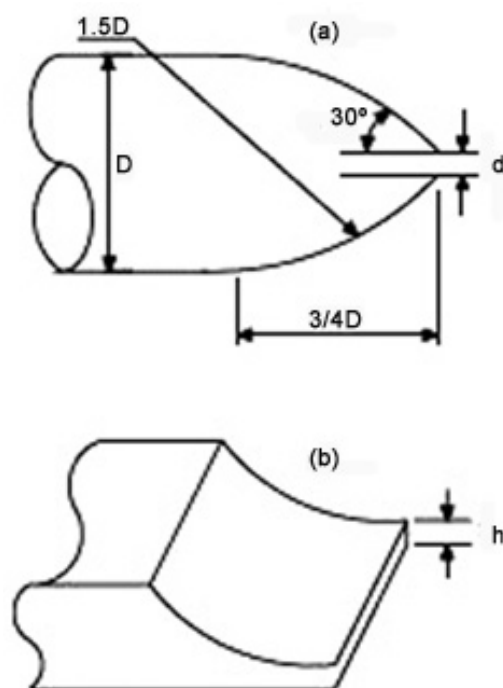


Figura 17 – Comparação entre o bocal aplicador proposto por Webster (a) e o tradicional (b).

Webster *et al.* (1995) ainda mencionam que elevadas velocidades do jato de fluido são necessárias para permitir que o fluido penetre na região de corte efetivamente. Monici *et al.* (2005) reportam que fluidos de corte direcionados na região de corte reduziram as forças de corte tangencial e normal em até 50%, melhorou a lubrificação, refrigeração e os valores de rugosidade obtidos. Há ainda, o efeito da barreira aerodinâmica criada pela rotação do rebolo, que dificulta ainda mais o acesso do fluido de corte na região de retificação.

### 3.5.7. A técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL)

A técnica de MQL consiste em aplicar através de um jato de ar, uma quantidade mínima de fluido no ponto em que está sendo realizado a usinagem. A mínima quantidade de fluido de corte deve ser suficiente para reduzir o atrito e evitar a aderência de materiais (Pereira *et al.*, 2005). Segundo Klocke *et al.* (2000) *apud* Fernandes (2005), 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.

Machado (1997) *apud* Sales *et al.* (2001) cita a redução das forças de corte na retificação de aço carbono. Malkin (2001) comprovou a lubrificação eficiente desta técnica, reduzindo a potência de retificação e a energia específica para um nível comparável ou superior ao processo tradicional de refrigeração. Shen *et al.* (2002) executaram alguns experimentos na retificação de nitreto de silício, vidro e zircônia, com profundidade de corte de até 40  $\mu\text{m}$ , sem refrigeração e obtiveram temperaturas de até 160°C.

Segundo Novaski & Dörr (1999), o custo do processo convencional de refrigeração pode chegar a 17% do custo total do processo. Este valor é bastante elevado quando comparado aos gastos associados a ferramentas, que atingem cerca de 4%. Além disso, através do MQL eliminam-se os problemas associados à utilização de fluidos convencionais, como problemas respiratórios e dermatológicos, bem como a contaminação de solos e águas, no caso de descarte inadequado.

## **4. MATERIAIS E MÉTODOS**

Neste capítulo será feita a descrição de todos os equipamentos e materiais empregados e também dos procedimentos e análises adotados no transcorrer do desenvolvimento do trabalho. Tais procedimentos visaram à aquisição das variáveis de saída, minimizando e quando possível, eliminando os ruídos e interferências. As variáveis de saída analisadas foram: força tangencial de corte, força normal de corte, energia específica de corte, emissão acústica, rugosidade, relação G e dano subsuperficial. Ainda neste capítulo será feito um detalhamento de todos os parâmetros de entrada utilizados, tais como tipos de aplicação de fluido de corte (convencional, otimizado e MQL), tipo de ferramenta empregada e parâmetros de usinagem, como espessura de corte, taxa de remoção, arco de contato e “spark-out”.

A metodologia utilizada consistiu na preparação do rebolo, verificação dos parâmetros de processo, execução dos ensaios e caracterização dos materiais. Dado a relevância do condicionamento dos rebolos nos resultados (Tönshoff *et al.*, 1999), cada novo ensaio era precedido da correção do perfil do rebolo e exposição dos abrasivos, seguindo um procedimento padrão, cujo objetivo era manter esta condição constante.

A execução dos ensaios consistiu na aquisição de dados referente a 10 ciclos de retificação no corpo de prova, para quantificar a condição inicial de retificação. Após esta aquisição de dados, outro corpo de prova era retificado, sendo removido 20 mm (aproximadamente 20.000 mm<sup>3</sup>) na sua altura, com o propósito de promover desgaste no rebolo suficiente para medir a relação G. Esta operação era seguida da aquisição de dados de mais 10 ciclos de retificação, registrando a condição final de retificação, após a alteração na microtopografia do rebolo. Cabe observar que antes da aquisição de dados da condição inicial e após a aquisição de dados da condição final, o perfil do rebolo era impresso num corpo de prova para avaliar o desgaste do rebolo.

Posteriormente os corpos de prova usados para aquisição de dados foram caracterizados quanto à rugosidade superficial e foram avaliados os danos provocados pela

retificação, através de exame superficial com MEV. Os corpos de prova com a impressão do perfil foram comparados para indiretamente medir o desgaste do rebolo.

Todo o trabalho de experimentação foi desenvolvido no Laboratório de Usinagem por Abrasão (LUA) da Faculdade de Engenharia da UNESP, *Campus* de Bauru. Neste mesmo laboratório foi feita a análise das variáveis de saída, sendo elas, forças de corte, energia de retificação, emissão acústica, rugosidade, bem como a compilação de dados que permitiu a confecção deste trabalho. A medição do desgaste diametral do rebolo foi executada na empresa Taylor Hobson, enquanto a caracterização microscópica através de MEV foi realizada no departamento de física da USP – São Carlos.

#### **4.1. Equipamentos utilizados**

Os ensaios experimentais foram executados na retificadora plana tangencial modelo 1055E da Sulmecânica. A rugosidade foi medida utilizando-se um rugosímetro Surtronic<sup>3+</sup>, da marca Taylor Hobson, ajustado para um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm e calibrado para fazer a medição do parâmetro Ra.

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

A medição da força tangencial e normal de corte foi realizada através de um dinamômetro piezelétrico Kistler, modelo 9257BA e uma unidade de controle modelo 5233A1. Este dinamômetro consiste de quatro sensores de força de três componentes (x, y e z). O gerenciamento destes dados também foi realizado via *LabView*.

O equipamento utilizado para a aplicação da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) foi o Accu-Lube, da marca ITW Chemical Products Ltda. Este sistema tem seu funcionamento baseado num método pulsante de fornecimento de óleo através de uma corrente de ar comprimido. Além disso, ele permite que o ajuste da vazão do ar comprimido e do óleo lubrificante seja feito individualmente.

## 4.2. Parâmetros de entrada

### 4.2.1. Material dos corpos de prova

Os corpos de prova consistiram de barras retangulares de uma alumina comercial, composta por 96% de óxido de alumínio e 4% de óxidos fundentes como SiO<sub>2</sub>, CaO e MgO. Este material foi caracterizado no Instituto de Pesquisas Tecnológicas e apresentou densidade aparente de  $3,701 \pm 0,002 \text{ g/cm}^3$ . As demais propriedades deste material estão arroladas na tabela 1.

Tabela 1 – Propriedades do material ensaiado.

| Propriedade                   | Norma          | Valor                               |
|-------------------------------|----------------|-------------------------------------|
| Resistência à Flexão 4 pontos | ASTM C1161-02  | $279 \pm 11 \text{ MPa}$            |
| Tenacidade à Fratura          | ASTM C1421-01  | $3,18 \pm 0,07 \text{ MPa.m}^{1/2}$ |
| Módulo de Elasticidade        | JIS R1602-1986 | $312 \pm 4 \text{ GPa}$             |
| Microdureza Vickers           | JIS R1610-1991 | $1339 \pm 47 \text{ HV1}$           |
| Tamanho médio de grão         | ASTM E1382-97  | $1,57 \mu\text{m}$                  |

### 4.2.2. Ferramenta empregada

Os ensaios foram realizados com rebolo diamantado de liga resinóide, de diâmetro 350 mm, largura de 15 mm, dureza da liga N, concentração 50 e tamanho de grão de 126  $\mu\text{m}$ , doado pela empresa Dinser Ferramentas Diamantadas.

Foi empregado um rebolo resinóide, pois é o tipo de liga que apresenta maior desgaste. A concentração de 50% também foi escolhida considerando este aspecto, pois os rebolos normalmente citados em literatura apresentam concentração de 75%, porém desgastam menos. O tamanho do grão do diamante foi o mais próximo ao valor de 140  $\mu\text{m}$ , encontrado em várias referências (Ramesh *et al.*, 2001; Huang *et al.*, 2003; Yin *et al.*, 2005).

### 4.2.3. Fluido de corte

O fluido de corte utilizado nas condições convencional e otimizada foi um óleo solúvel sintético à base de éster de poliglicol (Alkalisol G, da empresa Alkallis Brasil). Este fluido é isento de halogênios, enxofre, nitritos e cromatos, além de ser biodegradável. O

fabricante recomenda trabalhar com concentração entre 4% a 6% e pH entre 8,5 – 9,5. Na condição de mínima lubrificação foi testado o Accu-Lube LB-1000 da empresa *ITW Chemical Products Ltda*, sem diluição.

#### 4.2.4. Bocais para aplicação de fluido de corte

Utilizou-se nesta pesquisa três métodos distintos de lubri-refrigeração, sendo que em cada um deles empregou-se um bocal distinto. O método de lubri-refrigeração convencional (figura 18), caracterizado pela aplicação de fluido de corte a alta vazão e baixa pressão, foi realizado através de um bocal de seção retangular de dimensões 49 x 3 mm e área seccional de 147mm<sup>2</sup>. Este bocal trabalhou com vazão de 27,5 l/min, pressão inferior a 0,2 kgf/cm<sup>2</sup> e velocidade do fluido de corte de 3 m/s.

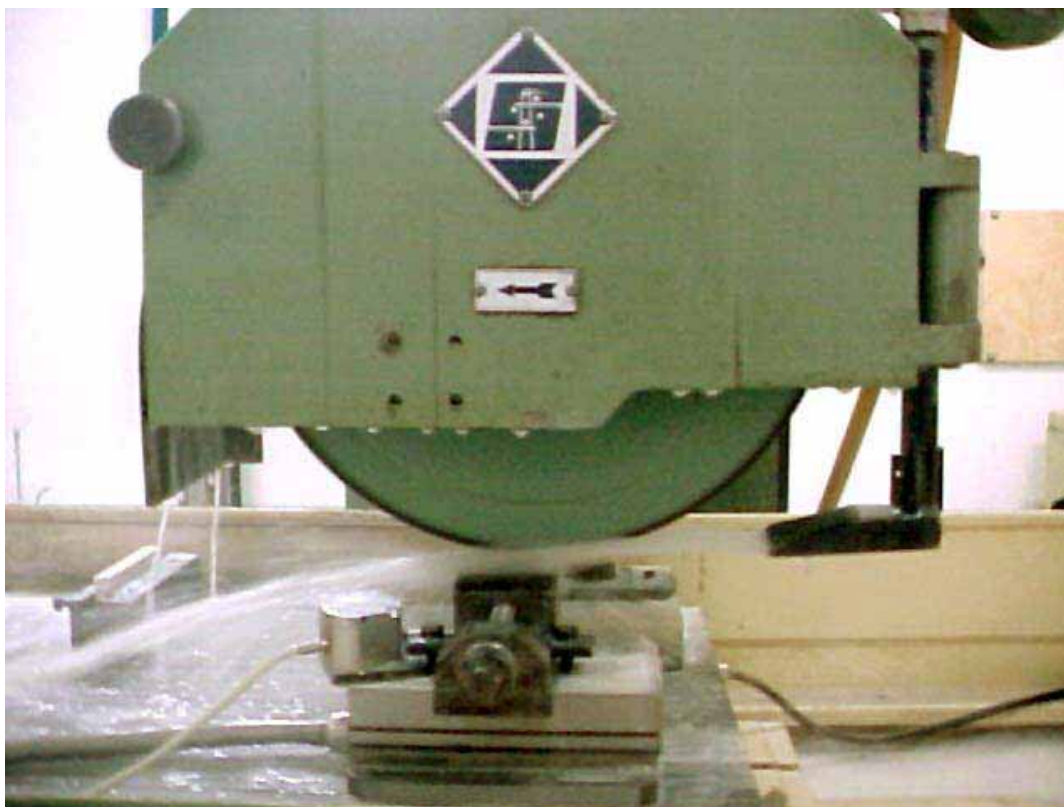


Figura 18 – Visualização da retificação através de lubri-refrigeração com bocal convencional.

No método de lubri-refrigeração otimizada utilizou-se um bocal com uma pequena área seccional quadrada (13,5 x 0,7 mm = 9,5 mm<sup>2</sup>). Na figura 19 este bocal é apresentado. Ele foi desenvolvido segundo estudos de Webster (1995), onde a velocidade do fluido de corte era igual à velocidade periférica do rebolo, permitindo uma lubri-refrigeração mais eficiente. Nesta condição, trabalhou-se com vazão de 17 l/min, pressão de 6 kgf/cm<sup>2</sup> e

velocidade do fluido de 30 m/s. A figura 20 ilustra o posicionamento do bocal durante os ensaios de retificação.

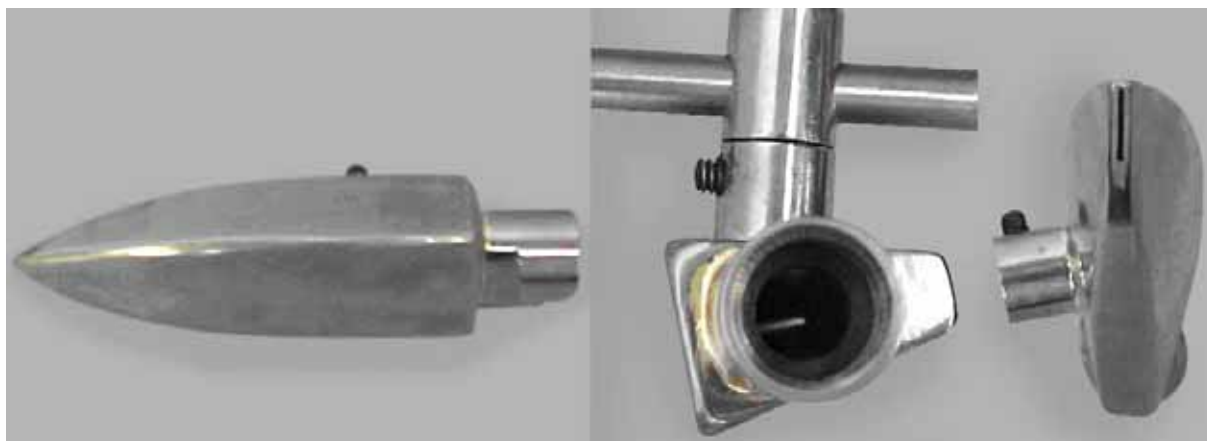


Figura 19 – Foto do bocal empregado na lubri-refrigeração otimizada.

A calibração da vazão foi realizada através do registro de esfera posicionado acima do bocal de saída. O valor da vazão tanto para o método convencional, como para o otimizado era aferido e mostrado no display do medidor de vazão da empresa Contech (modelo SVTG), conectado logo na saída da bomba. A pressão foi medida através de um manômetro analógico Record, com campo de leitura de 0 – 10 kgf/cm<sup>2</sup> e resolução de 0,2 kgf/cm<sup>2</sup>.



Figura 20 – Visualização da retificação através de lubri-refrigeração otimizada.

Para a execução da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) foi utilizado um bocal específico que permitia melhor eficácia de lubrificação na zona de corte, semelhante ao utilizado por Silva (2007) na retificação com rebolos de CBN. A vazão de ar foi determinada considerando uma pressão de  $8 \text{ kgf/cm}^2$  e a velocidade do ar comprimido também igual à velocidade periférica do rebolo, segundo estudos de Webster (1995). A medição da vazão de ar comprimido foi realizada por meio de um medidor de vazão e um regulador de pressão com filtro do tipo turbina. Este medidor de vazão foi conectado a uma rede de ar vinda de um compressor, fornecendo a leitura digital da vazão em  $\text{m}^3/\text{h}$ . A vazão ideal encontrada foi de  $26,6 \text{ m}^3/\text{h}$  ( $450 \text{ l/min}$ ). A vazão de óleo determinada em ensaio preliminar foi de  $80 \text{ ml/h}$  ( $0,0013 \text{ l/min}$ ). As medições de vazões do óleo foram feitas acoplando-se uma proveta graduada no orifício de saída do bocal. O controle das vazões do óleo e do ar foi feito por registros de agulha existentes no interior do equipamento utilizado.

Na figura 21 é apresentado o desenho esquemático, enquanto na figura 22 é mostrada a foto do bocal usado para a lubri-refrigeração com MQL. A tabela 2 lista os parâmetros referentes ao método de aplicação do fluido de corte.

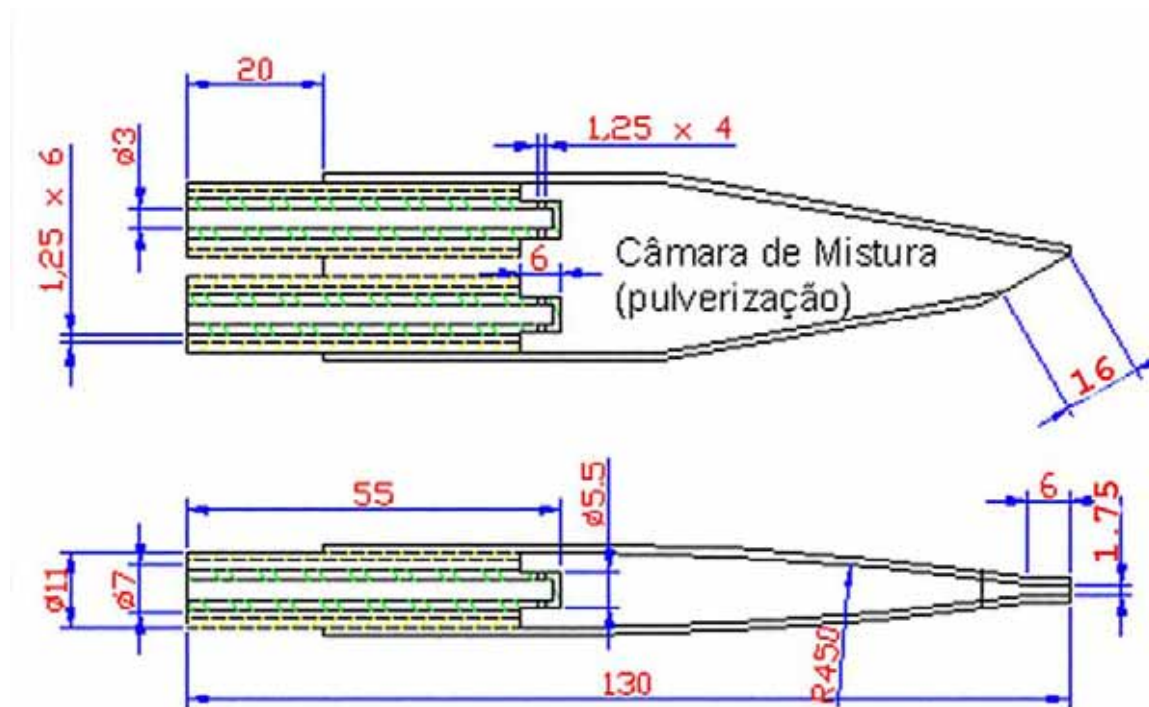


Figura 21 – Desenho do bocal utilizado para MQL.



Figura 22 – Foto do bocal utilizado para MQL.

Tabela 2 – Resumo dos parâmetros relacionados à aplicação do fluido de corte.

| Método de lubri-refrigeração   | Convencional | Otimizado | MQL |        |
|--------------------------------|--------------|-----------|-----|--------|
|                                |              |           | Ar  | Óleo   |
| Vazão [l/min]                  | 27,5         | 17        | 450 | 0,0013 |
| Pressão [kgf/cm <sup>2</sup> ] | < 0,2        | 6         | 8   | -      |
| Velocidade do fluido [m/s]     | 3            | 30        | 30  | 30     |

### 4.3. Procedimentos pré-ensaios

A seguir será feito um detalhamento dos procedimentos executados anteriormente e durante a execução de ensaios.

#### 4.3.1. Confeção dos corpos de prova

Os corpos de prova foram produzidos por prensagem e sinterização. As medidas dos corpos de prova foram definidas em função das necessidades de medir o desgaste do rebolo diamantado e de avaliar os danos subsuperficiais ocorridos em função da retificação.

Assim, foram definidas duas geometrias de corpo de prova, um corpo de prova para medir a relação G e outro para avaliar os danos, bem como medir a força tangencial de retificação, força normal, energia específica, emissão acústica, rugosidade e demais variáveis de saída. A figura 23 mostra a foto das duas geometrias de corpo de prova usado.

O corpo de prova para medir o desgaste do rebolo deveria ser longo o suficiente para que o rebolo removesse uma quantidade de cerâmica suficiente para provocar um desgaste mensurável no rebolo diamantado. Também deveria possuir largura inferior à do rebolo, para posteriormente permitir a mensuração do desgaste radial do rebolo. Assim, foram fabricados corpos de prova com dimensões de 109 x 34 x 9 mm.

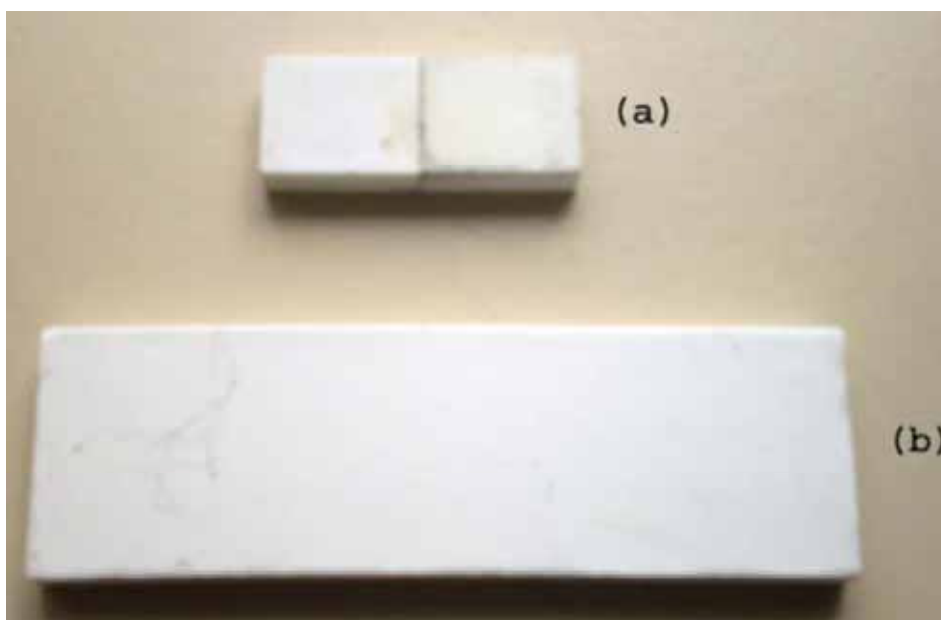


Figura 23 – Foto dos corpos de prova utilizados para a) observar danos subsuperficiais e aquisição de dados e b) determinar a relação G.

Para observação dos danos subsuperficiais foram confeccionados corpos de prova segundo a técnica “bonded interface sectioning”, proposta por Jahanmir & Xu (1994).

Segundo a técnica, dois corpos de prova foram retificados com as mesmas dimensões (23 x 18 x 8 mm) e tiveram uma face de cada corpo, lapidada e polida até rugosidade abaixo de 0,15  $\mu\text{m}$  Ra. As faces polidas foram unidas através de um adesivo à base de cianoacrilato e pressionadas, de maneira que houvesse uma fina camada de adesivo de aproximadamente 1  $\mu\text{m}$ . Estes corpos de prova foram utilizados na aquisição de dados do processo. A figura 24 é uma representação gráfica da montagem do corpo de prova para avaliação de danos subsuperficiais.

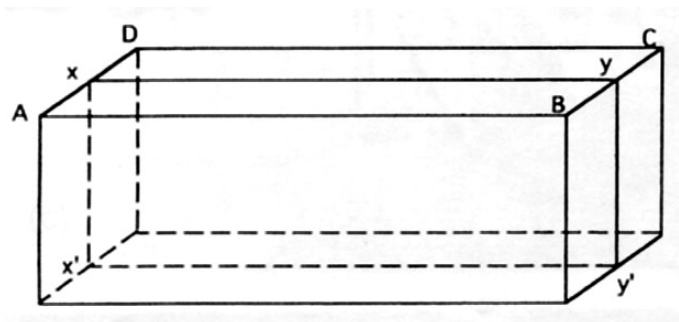


Figura 24 – Desenho representativo dos corpos de prova, onde  $xyx'y'$  é o plano de contato, onde as superfícies polidas foram unidas (Xu *et al.*, 1994).

#### 4.3.2. Dressagem do rebolo

Com o objetivo de minimizar as interferências oriundas das operações de preparação do rebolo, foi padronizado o procedimento para perfilamento e avivamento do rebolo. O rebolo foi perfilado através de uma ponta dressadora diamantada multiponto e avivado com um bastão de óxido de alumínio branco com grana 320 mesh. A figura 25 mostra o perfilamento do rebolo diamantado. Os procedimentos adotados são descritos a seguir.

##### 4.3.2.1. Perfilamento

- a) Posicionar suporte com ponta de conglomerado de diamante na mesa magnética, de forma que a região de contato do rebolo com a ponta seja bem refrigerada.
- b) Ajustar velocidade transversal da mesa para 200 mm/min.
- c) Ajustar rotação do rebolo para 1240 rpm.
- d) Avançar rebolo até iniciar contato com a ponta de conglomerado.
- e) Abrir refrigeração.
- f) Ajustar penetração do rebolo para 0,01 mm (10 $\mu\text{m}$ ), com “spark-out”.
- g) Avançar 0,15 mm (15 ciclos de retificação).
- h) Ajustar penetração do rebolo para 0,005 mm (5 $\mu\text{m}$ ), sem “spark-out”.
- i) Avançar 0,05 mm (10 ciclos de retificação).

j) Através de relógio comparador medir o erro de circularidade do rebolo em 8 pontos eqüidistantes.



Figura 25 – Operação de perfilamento do rebolo.

#### **4.3.2.2. Avivamento**

- a) Posicionar suporte do bastão de óxido de alumínio branco grana 320 na mesa magnética.
- b) Ajustar velocidade transversal da mesa para 200 mm.
- c) Ajustar rotação do rebolo para 1637 rpm.
- d) Avançar rebolo até iniciar contato com bastão de óxido de alumínio.
- e) Abrir refrigeração.
- f) Ajustar penetração do rebolo para 0,01 mm (10 $\mu$ m), sem “spark-out”.
- g) Avançar 0,10 mm (10 ciclos de retificação).

#### **4.3.3. Preparação do fluido de corte**

O fluido de corte sintético (empregado nos métodos de lubri-refrigeração otimizado e convencional) tinha uma concentração de 4% e pH próximo de 9, conforme recomendação do fabricante. Para a medição da concentração utilizou-se um refratômetro modelo N-1E, da ATAGO. Já o pH pode ser aferido utilizando-se um peagâmetro modelo Checker, da Hanna.

#### **4.3.4. Classificação dos ensaios**

O trabalho consistiu em 12 ensaios de retificação, sendo 4 ensaios com cada método de refrigeração. Para cada método de refrigeração foi analisada a condição de “spark-out”, sendo que nestes ensaios, o avanço do rebolo era realizado na retificação concordante e nos ensaios sem “spark-out”, o avanço era realizado na retificação concordante e discordante. Também foi avaliada a influência da profundidade de corte em dois níveis: 0,01 e 0,05 mm. Na tabela 3 é apresentado o delineamento dos ensaios.

Tabela 3 – Delineamento e seqüência dos ensaios.

| Método de Refrigeração | “Spark-out” | Profundidade de corte (mm) | Ensaio |
|------------------------|-------------|----------------------------|--------|
| Convencional           | Sim         | 0,01                       | 1      |
|                        |             | 0,05                       | 2      |
|                        | Não         | 0,01                       | 3      |
|                        |             | 0,05                       | 4      |
| Otimizado              | Sim         | 0,01                       | 5      |
|                        |             | 0,05                       | 6      |
|                        | Não         | 0,01                       | 7      |
|                        |             | 0,05                       | 8      |
| MQL                    | Sim         | 0,01                       | 9      |
|                        |             | 0,05                       | 10     |
|                        | Não         | 0,01                       | 11     |
|                        |             | 0,05                       | 12     |

Cada ensaio era precedido pelo perfilamento e avivamento do rebolo, impressão do perfil inicial do rebolo, retificação e aquisição de dados da condição inicial do rebolo, retificação do corpo de prova para medida da relação G, retificação e aquisição de dados da condição final do rebolo e impressão do perfil do rebolo após desgaste. Devido ao tempo despendido para a execução principalmente dos ensaios com profundidade de corte de 0,01 mm e sendo a operação desta retificadora, manual, não foi realizado a repetibilidade dos ensaios.

Todos os ensaios foram realizados com velocidade de corte ( $V_s$ ) de 30 m/s e velocidade da mesa da retificadora ( $V_w$ ) de 2,3 m/min. Na tabela 4 são apresentados os parâmetros de retificação em função da profundidade de corte.

Tabela 4 – Parâmetros de retificação adotados nos ensaios.

| a [mm] | $h_{eq}$ [ $\mu\text{m}$ ] | $l_c$ [mm] | $Q_w$ [ $\text{mm}^3/\text{min}$ ] | $Q_w'$ [ $\text{mm}^3/\text{mm.s}$ ] |
|--------|----------------------------|------------|------------------------------------|--------------------------------------|
| 0,01   | 0,77                       | 1,87       | 207                                | 0,38                                 |
| 0,05   | 3,83                       | 4,18       | 1035                               | 1,92                                 |

#### 4.4. Procedimentos para aquisição, medição e monitoramento das variáveis de saída

O banco de ensaios montado para a execução dos ensaios era formado pela retificadora plana tangencial, pelo sistema de MQL, pelo bocal otimizado e convencional, bem como acessórios para controle de vazão e pressão e pelos sensores de EA, dinamômetro e encoder. Na mesa magnética da retificadora foram fixados: o dinamômetro, o suporte da ponta dressadora para o perfilamento, o dispositivo de fixação do bastão de óxido de alumínio para avivamento e o dispositivo de fixação do corpo para impressão do perfil do rebolo. Esta montagem é apresentada na figura 26.

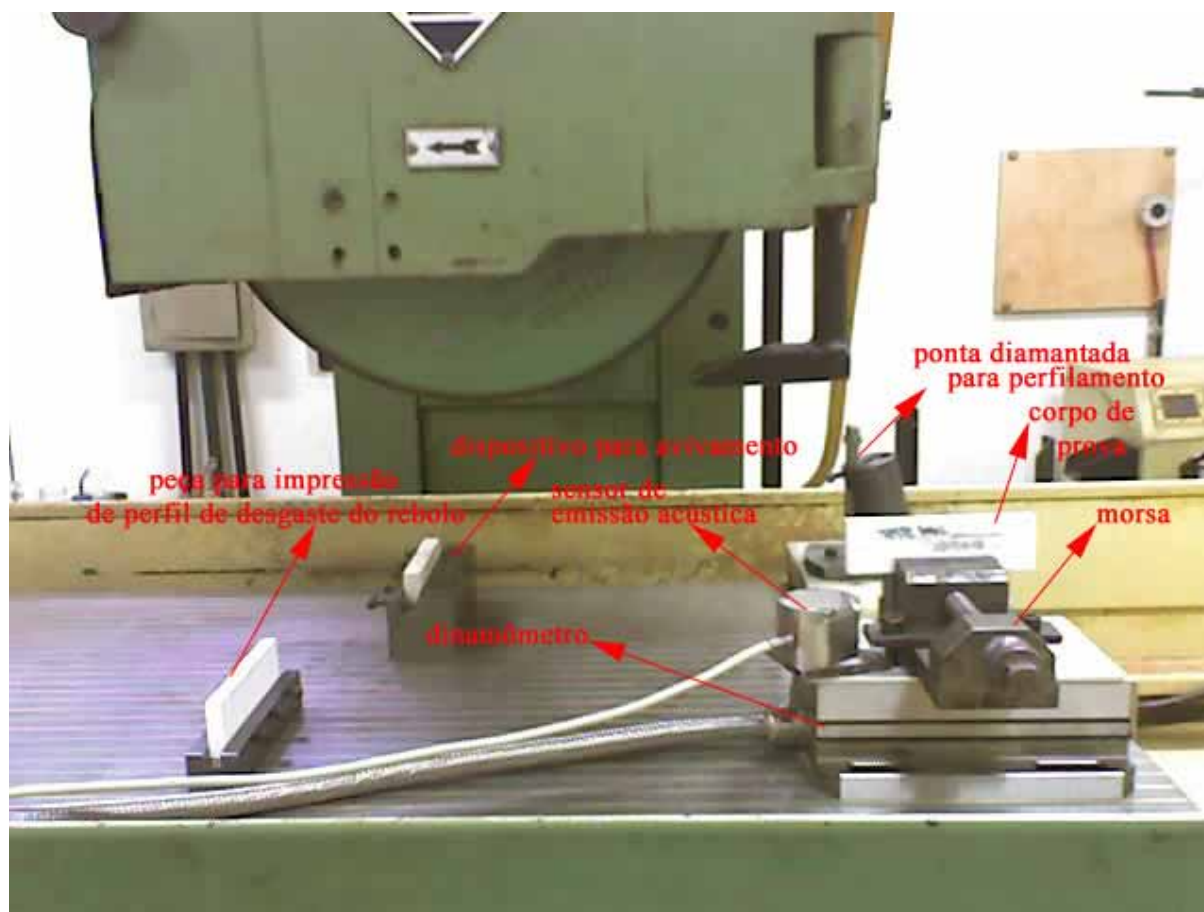


Figura 26 – Montagem dos dispositivos para fixação dos corpos de prova, perfilamento, dressagem, impressão do perfil do rebolo, sensor de emissão acústica e dinamômetro.

O conjunto foi montado e alinhado em relação ao rebolo através de um relógio comparador, conforme pode ser observado na figura 27.



Figura 27 – Alinhamento da fixação dos corpos de prova.

A morsa de fixação dos corpos de prova foi presa sobre o dinamômetro, de forma que o corpo de prova estivesse posicionado na região central do dinamômetro. No dinamômetro, ao lado da morsa, foi fixado o sensor de emissão acústica.

#### **4.4.1. Descrição do método de aquisição das forças de corte**

As forças de retificação medidas através do dinamômetro montado sob a peça são as forças vertical e horizontal, que não correspondem às forças normal e tangencial à superfície periférica do rebolo. Quando a profundidade de corte é pequena, a aproximação das forças vertical e horizontal pela normal e tangencial, respectivamente apresenta um erro, às vezes, irrelevante. Contudo, quando a profundidade de corte é relativamente grande e a relação entre as forças vertical e horizontal é grande (como no caso de retificação de cerâmicas), este erro não pode ser desprezado (Liang, 1992).

Na retificação concordante a conversão das forças é dada por:

$$F_t = F_h \cdot \cos\theta' + F_v \cdot \sin\theta' \quad (19)$$

$$F_n = F_v \cdot \cos\theta' - F_h \cdot \sin\theta' \quad (20)$$

$$\theta' \approx \frac{2}{3} \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2a}{D_s} \right) \quad (21)$$

Onde:

Fh = força horizontal medida pelo dinamômetro;

Fv = força vertical medida pelo dinamômetro;

$\theta'$  = ângulo formado entre o vetor de força vertical perpendicular à peça e o vetor de força normal atuante na zona de retificação.

Com o objetivo de medir as forças induzidas pelo fluido de corte (principalmente para a lubri-refrigeração otimizada), foi realizada a aquisição de força referente a 10 ciclos de retificação, com o fluido de corte circulando no sistema, porém sem remoção de material. Este procedimento foi realizado para a lubri-refrigeração convencional e otimizada.

#### 4.4.2. Descrição do método de aquisição da emissão acústica

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

O conjunto formado pela unidade de tratamento do sinal (figura 28) e o sensor foi calibrado baseado em ensaios preliminares e consultas a outros trabalhos, visando obter um sinal de qualidade, livre de saturação. Os parâmetros da calibração permaneceram constantes durante os ensaios:

- Ganho de sinal = 1 dB;
- Redução de ruído = 0;
- Ganho de entrada = 1 dB;
- Filtro passa alta = 50 kHz;
- Constante de tempo = 1ms.



Figura 28 – Unidade de tratamento do sinal de emissão acústica.

Os resultados de emissão acústica (RMS) são apresentados na forma de gráficos. Cada ponto corresponde a uma média aritmética dos pontos máximos obtidos para cada um dos 10 ciclos de retificação.

#### 4.4.3. Procedimentos executados antes de cada ensaio

- Verificação do pH, concentração e temperatura do fluido de corte.
- Verificação da velocidade da mesa de retificação ( $V_w = 2,3$  m/min), através da cronometragem do tempo gasto para percorrer percurso medido com escala.
- Ajuste da rotação do rebolo através de um conversor de frequência de 380 Volts, 7,5 cv, WEG, modelo CFW-02.
- Verificação da rotação do rebolo ( $n = 1637$  rpm) por meio de um tacômetro ótico e contato, digital portátil, modelo TDR-800, Instrutherm Instrumentos de Medição Ltda.
- Posicionamento do bocal de lubri-refrigeração.

#### 4.4.4. Procedimentos executados durante a realização dos ensaios

- Perfilamento do rebolo, conforme procedimento previamente detalhado.
- Avivamento do rebolo, também com procedimento descrito anteriormente.
- Impressão do perfil inicial do rebolo.
- Fixação do corpo de prova na morsa para medição das variáveis de saída na condição inicial do rebolo.
- Uniformização da superfície do corpo de prova, através da remoção de 0,2 mm.
- Retificação e aquisição dos dados referentes a dez ciclos de retificação, sendo o avanço do rebolo realizado no modo concordante, na condição com “spark-out”. Na condição sem “spark-out”, os avanços eram realizados nos modos concordante e discordante.
- Remoção, identificação do corpo de prova e fixação do corpo de prova maior para avaliação da relação G.
- Uniformização da superfície do corpo de prova, através da remoção de 0,3 mm.
- Retificação até remoção de 20 mm na espessura do corpo de prova.
- Remoção, identificação do corpo de prova e fixação do corpo de prova menor para medição das variáveis de saída na condição final do rebolo.
- Uniformização da superfície do corpo de prova, através da remoção de 0,2 mm.
- Retificação e aquisição dos dados referentes a dez ciclos de retificação. As mesmas considerações do “spark-out” são aplicáveis aqui.
- Remoção, identificação do corpo de prova.
- Impressão do perfil final do rebolo.

O procedimento empregado para impressão do perfil do rebolo foi:

- Posicionar dispositivo de fixação do corpo de prova.
- Identificar corpo de prova.
- Fixar corpo de prova.
- Avançar rebolo até contato com corpo de prova.
- Abrir refrigeração.
- Ajustar rpm do rebolo.
- Ajustar penetração do rebolo para 0,01 mm (10 $\mu$ m), com “spark-out”.
- Avançar 0,15 mm (15 passes).

- Ajustar penetração do rebolo para 0,005 mm (5 $\mu$ m), com “spark-out”.
- Avançar 0,05 mm (10 passes).

#### **4.4.5. Procedimentos adotados para a medição das variáveis de saída pós-ensaios**

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

##### **4.4.5.1. Medição da rugosidade**

Para efetuar as medições de rugosidade das superfícies retificadas, representada pelo parâmetro Ra, o rugosímetro foi ajustado para um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm. Vale salientar que a medição foi realizada na direção perpendicular à superfície de retificação e que o raio da ponta do diamante do medidor de rugosidade foi de 2  $\mu$ m.

Executaram-se 15 medições em cada corpo de prova, sendo estas feitas em regiões uniformemente distribuídas em toda superfície retificada. Através das leituras individuais foram calculados a média aritmética, o desvio padrão e o intervalo de confiança (95%) segundo distribuição de Student.

##### **4.4.5.2. Medição do desgaste diametral do rebolo**

O desgaste do rebolo foi determinado com o propósito de avaliar a relação G, ou seja, a relação entre o volume de material removido durante a retificação e o volume de rebolo desgastado. O corpo de prova possuía menor largura (8mm) que o rebolo (15mm) e assim, desgastou somente a faixa de contato com o rebolo, criando um rebaixo na região central do rebolo. Este perfil de baixo relevo foi copiado numa peça retificada para medir a diferença de altura entre a região desgastada pelo rebolo (centro) e a região sem contato com o rebolo.

O perfil impresso na peça retificada foi traçado através de um medidor de perfil, rugosidade e forma, modelo Form Talysurf Intra series I120 da Taylor Hobson. O volume de material removido dos corpos de prova retificados foi obtido através de medições antes e depois do ensaio, com paquímetro digital, marca Tesa, de resolução 0,01 mm.

#### **4.4.5.3.Caracterização dos danos subsuperficiais**

Com o objetivo de observar trincas induzidas durante a retificação através da técnica proposta por Xu & Jahanmir (1994), os corpos de prova foram observados num microscópio óptico Neophot 32 da Carl Zeiss, Jena, com aumento de 800x.

Com o mesmo propósito de identificar trincas subsuperficiais, os corpos de prova foram preparados para observação em microscópio eletrônico de varredura. A preparação consistiu em recobrir a superfície a ser observada com uma camada nanométrica de ouro através de um “sputtering”, modelo SCD 050 da Balzers.

Este procedimento, bem como a observação no MEV foi realizado no Centro de Pesquisa em Óptica e Fotônica, do Instituto de Física de São Carlos (IFSC), Universidade de São Paulo – USP, *campus* de São Carlos. O microscópio eletrônico de varredura utilizado foi um microscópio modelo DSM 960 da Carl Zeiss, Jena.

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo os resultados obtidos nos ensaios são apresentados e discutidos. As variáveis de saída medidas durante a execução dos ensaios foram calculadas através de uma média de dez leituras sequenciais e estão dispostas na forma de gráfico de barras, com seus intervalos de confiança calculados com confiabilidade de 95%, segundo distribuição de Student. As medidas de rugosidade estão representadas pela média de 15 leituras, também em gráficos de barras e com intervalos de confiança calculados com confiabilidade de 95%. As medidas da relação G foram obtidas a partir de uma única medida do corpo de prova.

Antes da aquisição das forças de corte durante a retificação foram aquisitadas as forças induzidas pelo fluido de corte, isto é, foram coletados os dados de força sem a retificação do corpo de prova, mas com bocal de lubri-refrigeração trabalhando. As forças induzidas pelo método convencional foram desprezíveis (figura 29). No entanto, a força tangencial induzida pela lubri-refrigeração otimizada foi considerável (figura 30). Assim, esta força foi subtraída das médias de força tangencial obtida com a lubri-refrigeração otimizada.

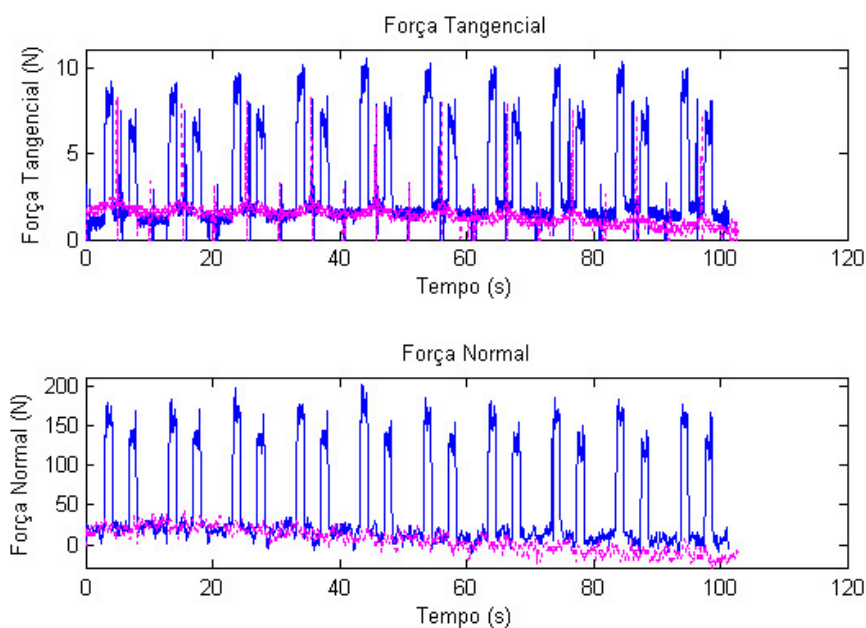


Figura 29 – Forças aquisitadas durante a retificação (azul) e forças induzidas pelo fluido de corte na lubri-refrigeração convencional (magenta).

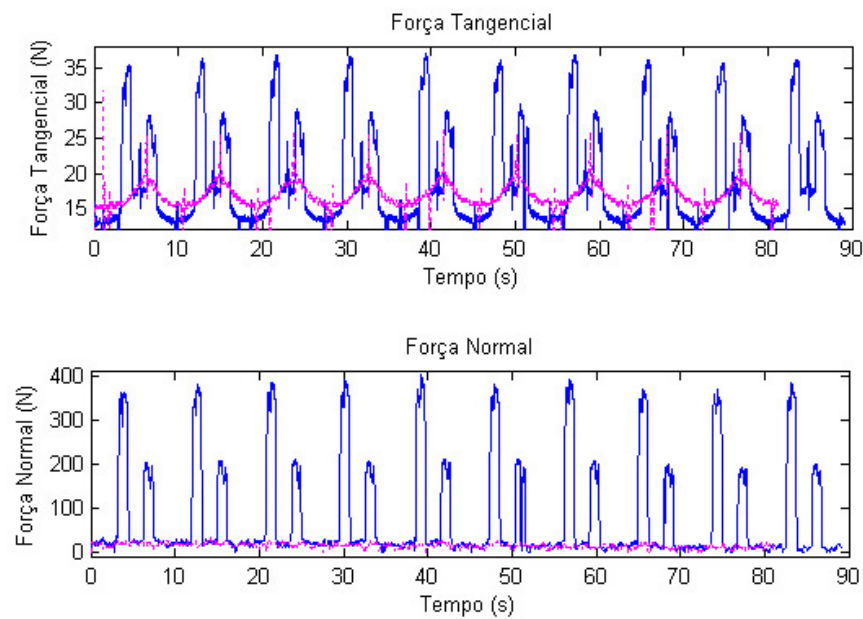


Figura 30 – Forças adquiridas durante a retificação (azul) e forças induzidas pelo fluido de corte na lubri-refrigeração otimizada (magenta).

### 5.1. Força tangencial específica de corte

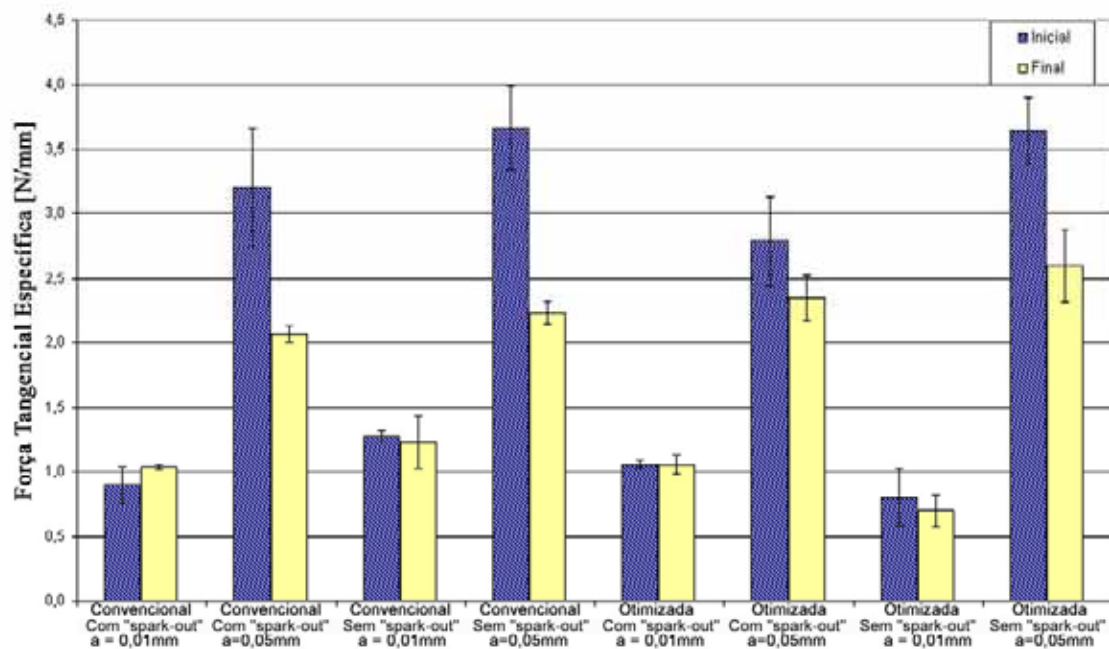


Figura 31 – Comportamento das forças tangenciais de retificação logo após dressagem do rebolo (inicial) e depois de retificar  $20.000 \text{ mm}^3$  (final).

Na figura 31, observa-se que a força tangencial final (após a retificação de  $20.000 \text{ mm}^3$ ) apresentou considerável redução em comparação com a força tangencial inicial, nos ensaios onde a profundidade de corte foi de  $0,05\text{mm}$  (ensaios pares: 2, 4, 6 e 8). Essa variação

pode ser explicada pela insuficiente protusão dos grãos abrasivos no início dos ensaios, apesar da etapa de avivamento. Para os ensaios com profundidade de corte de 0,01mm, a protusão foi suficiente e assim a força manteve-se estável até o final. No entanto, com profundidade de corte de 0,05mm, a protusão proporcionada pelo avivamento não foi suficiente, causando a elevação da força de retificação. Com a continuação do ensaio, a liga resinóide desgastou-se expondo o diamante, liberando espaço para a saída do cavaco e diminuindo a força tangencial de corte.

Nos ensaios com profundidade de corte de 0,01mm (1, 3, 5 e 7), a força tangencial mostrou menor variação, sendo que o intervalo de confiança não permite afirmar que as duas médias comparadas sejam estatisticamente diferentes.

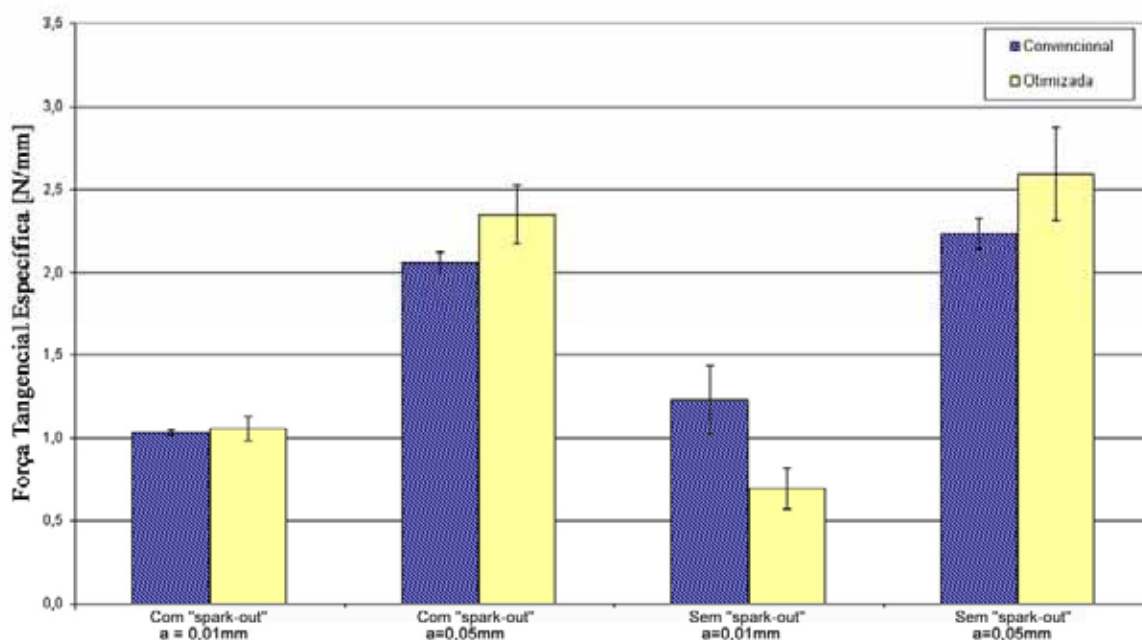


Figura 32 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com lubri-refrigeração convencional e otimizada.

Na comparação entre as forças tangenciais específicas obtidas após a retificação com a lubri-refrigeração convencional e otimizada (figura 32), a lubri-refrigeração convencional apresentou menor força, exceto no ensaio sem “spark-out” e com profundidade de corte de 0,01 mm, onde a força tangencial específica obtida com a lubri-refrigeração otimizada foi estatisticamente menor que a convencional. Cabe considerar que, apesar das médias da força tangencial específica nos demais ensaios apresentar-se inferior com a lubri-refrigeração convencional, não é possível afirmar que os valores sejam estatisticamente diferentes, dado o intervalo de confiança. Observa-se que os ensaios com lubri-refrigeração

otimizada apresentaram maior desvio padrão, que podem ser explicados pelas forças induzidas pela pressão do fluido de corte. A ausência de correlação entre o método de lubri-refrigeração e a força específica tangencial pode estar relacionada com uma variação no posicionamento dos bocais, insuficiente rigidez do conjunto da máquina/fixação da peça e ou realmente o efeito da lubri-refrigeração na força tangencial é de menor magnitude comparados às variáveis citadas anteriormente.

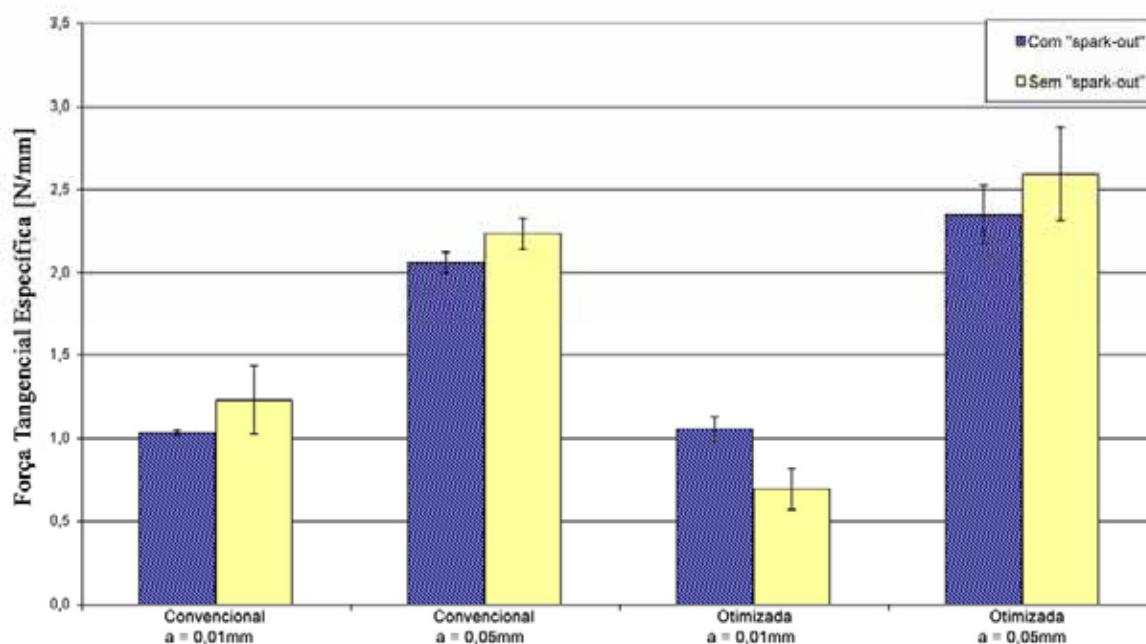


Figura 33 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com “spark-out” e sem “spark-out”.

Na figura 33, as médias de forças obtidas para comparação do efeito do “spark-out” na força tangencial também não apresentaram diferença estatística, exceto no ensaio realizado sem “spark-out” e com profundidade de corte de 0,01mm. É observável, ainda que não seja estatisticamente significativa, a tendência do aumento da força tangencial específica nos ensaios sem “spark-out”. Essa tendência é justificada por um posicionamento real do rebolo mais próximo do teórico, proporcionado pelo “spark-out”, que permite a acomodação das deformações elásticas da máquina antes de cada novo ciclo de retificação. Dessa forma, a remoção de material é mais bem distribuída nos ciclos com “spark-out” e conseqüentemente a força tangencial tende a ser menor.

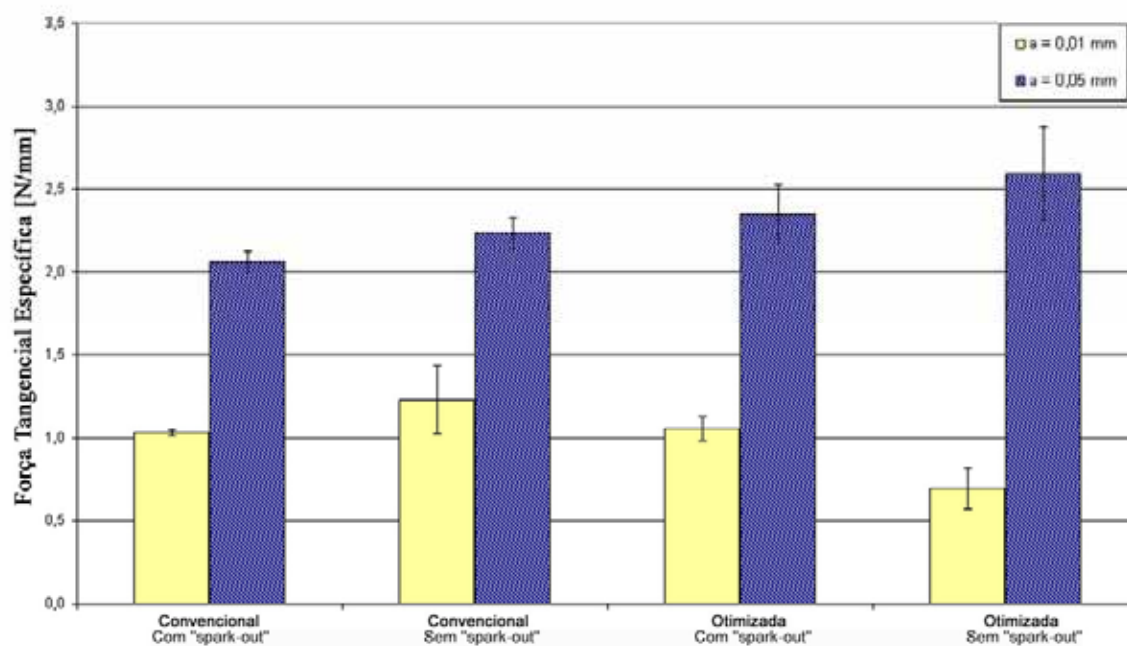


Figura 34 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm.

A figura 34 mostra a comparação entre as forças tangenciais obtidas com diferentes profundidades de corte, onde fica evidente o aumento da força tangencial diretamente com a profundidade de corte. Estes resultados são reforçados pela literatura pesquisada (Xu *et al.*, 1996; Huang, 2003; Yin *et al.*, 2005) e são explicados pelo aumento da espessura máxima teórica do cavaco. Conforme apresentado na revisão bibliográfica (figura 12), a força específica de corte aumenta com o acréscimo da espessura máxima do cavaco, pois a área seccional do cavaco aumenta, bem como a força necessária para fratura.

Nos ensaios com lubri-refrigeração através de MQL, somente o ensaio com profundidade de corte de 0,01 mm e com “spark-out” foi exequível. No entanto, mesmo neste ensaio ocorreu a queima do ligante do rebolo. A força tangencial obtida foi muito inferior, talvez provocada pelo desgaste acentuado do rebolo. A hipótese de degradação do rebolo é confirmada pela acentuada queda da força tangencial entre o início do ensaio (que apresentava valores próximos à condição convencional e otimizada) e o final, conforme ilustrado na figura 35.

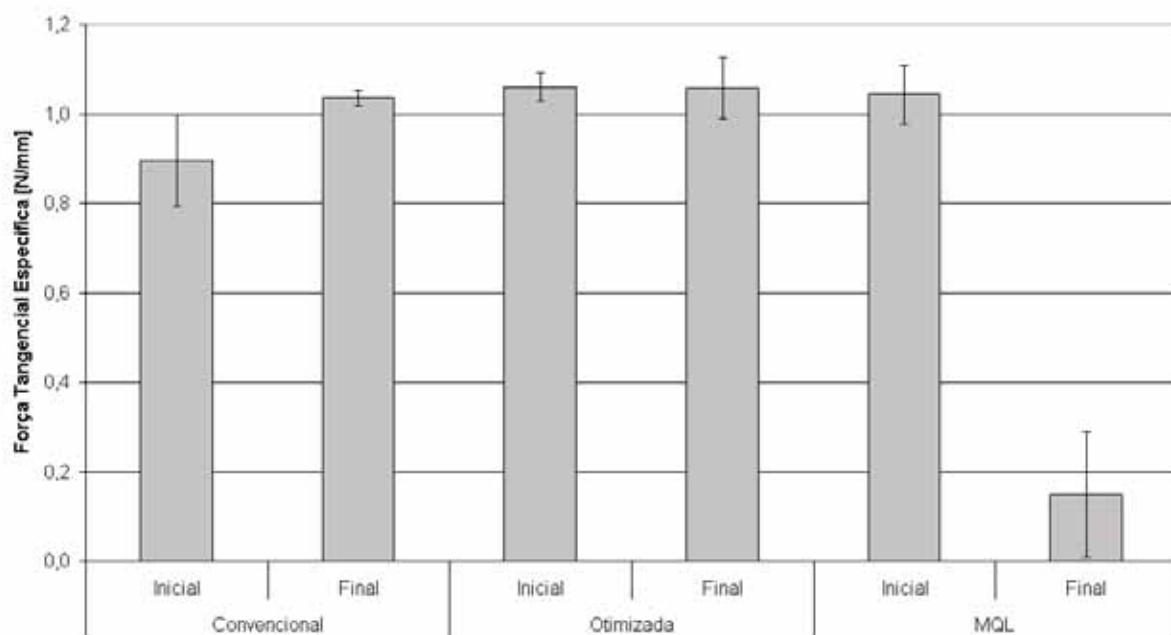


Figura 35 – Comparativo entre as forças tangenciais de corte obtidas com os três métodos de lubri-refrigeração, com profundidade de corte de 0,01 mm e “spark-out”.

## 5.2. Força normal específica de corte

Na figura 36 observa-se que as forças normais apresentaram uma tendência de aumento, do início para o final do ensaio, com profundidade de corte de 0,01mm. Com profundidade de corte de 0,05mm, estas forças decresceram ao longo do ensaio. De forma análoga ao que ocorreu com a força tangencial com profundidade de corte de 0,05mm, o espaço gerado pelo avivamento não foi suficiente para o volume de cavaco produzido, aumentando inicialmente a força normal de corte. Conforme aumentou a protusão do diamante e espaço no rebolo para a saída do cavaco, a força normal de corte diminuiu. Nos ensaios sem “spark-out” (4 e 8), a força normal de corte inicial é maior, já que essa condição é mais severa (o volume removido por unidade de tempo é maior, ocupando todo o espaço entre os diamantes).

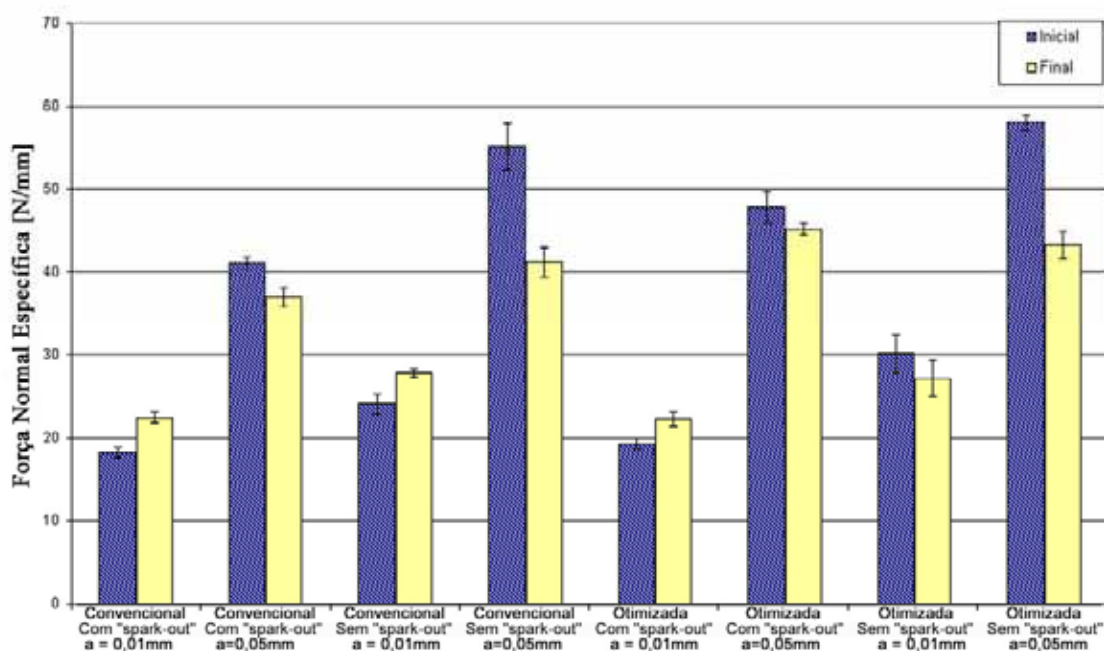


Figura 36 – Variação da força normal específica no início e ao final do ensaio.

Comparando os métodos de lubri-refrigeração na figura 37, não houve diferença estatística entre os ensaios, exceção feita ao ensaio realizado com profundidade de corte de 0,05mm e “spark-out”. As mesmas considerações sobre a correlação dos resultados de força normal e o método de lubri-refrigeração são aplicáveis neste caso.

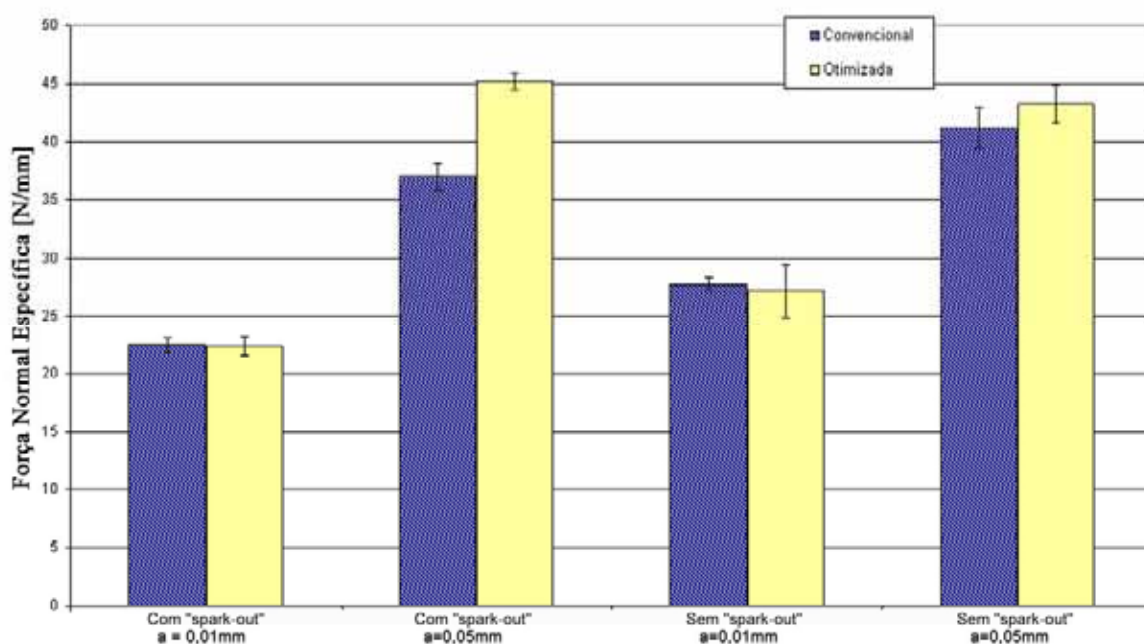


Figura 37 – Força normal específica obtida para os métodos de lubri-refrigeração convencional e otimizada.

A força normal específica apresentou uma tendência de aumento, quando realizada sem “spark-out”, porém a diferença estatística não foi confirmada em todos os ensaios (figura 38). Essa tendência pode ser compreendida, considerando que nos ciclos com “spark-out”, o posicionamento do rebolo devido à deformação elástica da máquina tende a ser mais próximo do teórico e a profundidade de corte menor que nos ensaios sem “spark-out”.

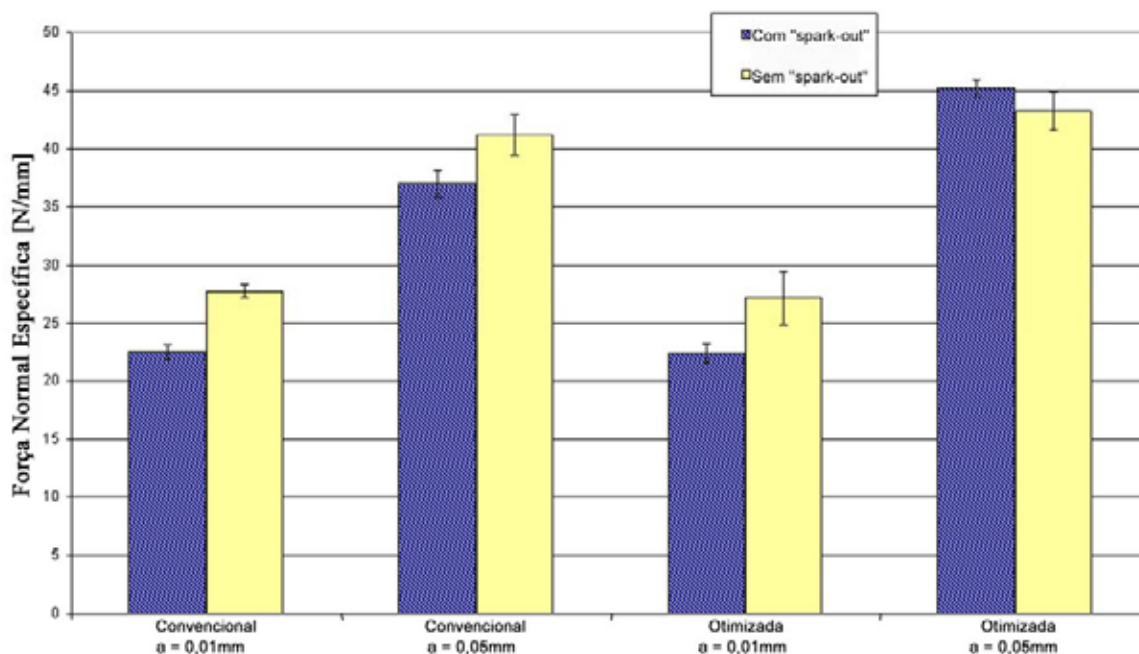


Figura 38 – Força normal específica obtida com e sem “spark-out” durante ensaios.

O efeito da profundidade de corte, assim como ocorreu com a força tangencial foi bem visível, aumentando em relação direta com a força normal, como pode ser apreciado na figura 39. O aumento da profundidade de corte resulta no aumento do comprimento do arco de retificação e da área de contato com o rebolo. Devido à elevada dureza dos materiais cerâmicos, a deformação plástica e elástica é muito pequena e praticamente toda força normal localizada pode ser atribuída à profundidade de corte (Liang, 1992).

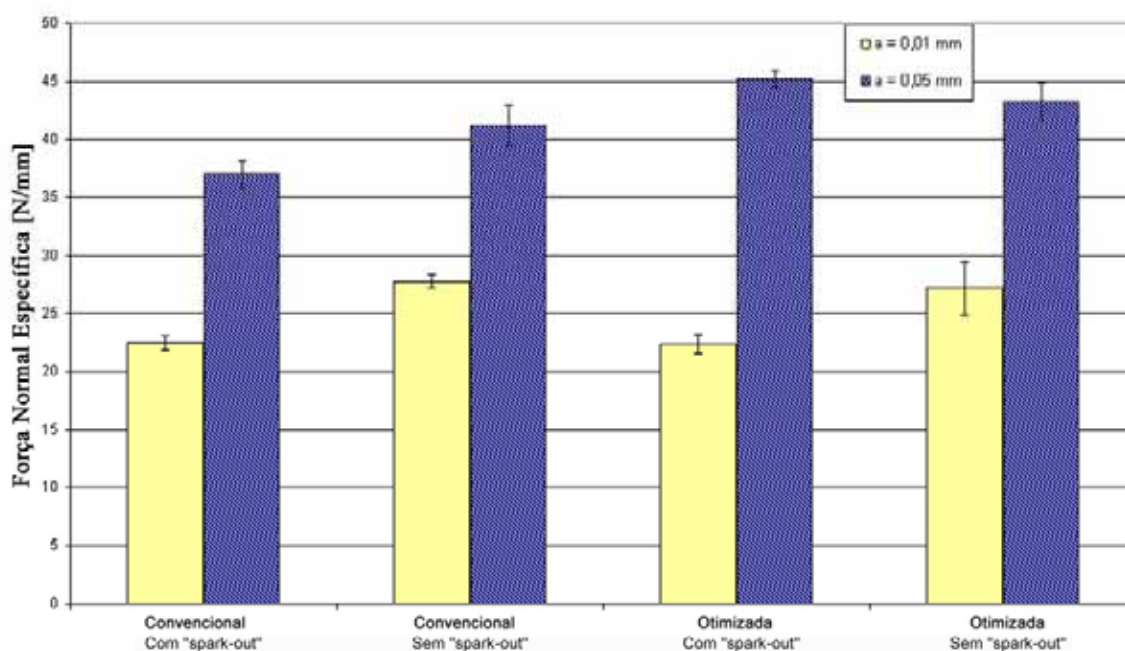


Figura 39 – Força normal específica obtida com profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm.

### 5.3. Energia específica de retificação

De acordo com a figura 40, os resultados de energia específica de corte obtidos com o método de lubri-refrigeração convencional apresentaram-se estatisticamente inferiores àqueles obtidos através da lubri-refrigeração otimizada, desde que realizado com “spark-out”. Nos ensaios sem “spark-out”, tendência inversa foi observada, com menores valores de energia específica para o método de lubri-refrigeração otimizada. Na retificação com “spark-out”, a remoção de material é mais bem distribuída e o fluido de corte pode penetrar com maior facilidade na região de corte, favorecendo a lubrificação convencional e justificando a menor energia obtida com este método. Porém, nos ciclos sem “spark-out”, a elevada pressão do fluido de corte, proporcionada pelo método de lubri-refrigeração otimizada, favorece a lubrificação e a redução da energia específica de corte. Esta hipótese é reforçada pela aparente tendência de aumento da energia nos ensaios sem “spark-out” quando comparados com os ensaios com “spark-out”, conforme figuras 40 e 41.

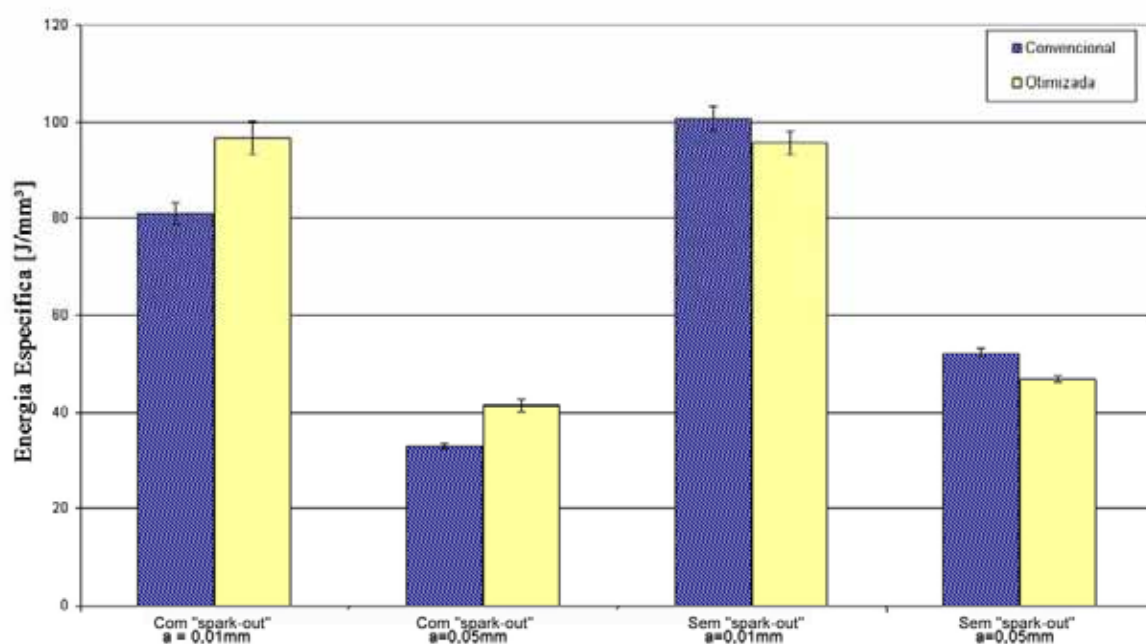


Figura 40 – Valores de energia específica de corte, obtidos em função do método de lubri-refrigeração.

A tendência de aumento da energia específica de corte somente não é estatisticamente significativa no ensaio realizado com lubri-refrigeração otimizada e profundidade de corte de 0,01mm (figura 41).

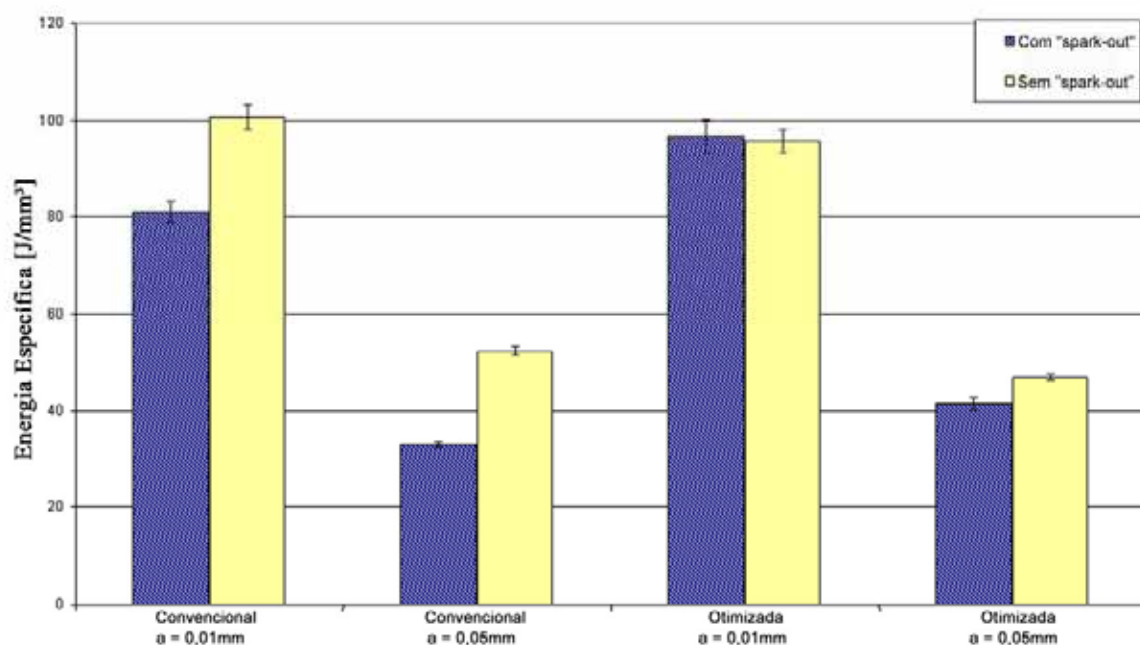


Figura 41 – Energia específica de corte, comparada segundo “spark-out”.

Na figura 42, a análise da energia específica de corte em função da profundidade de corte mostra uma relação inversa entre estas grandezas. Este comportamento tem sido

reportado por vários autores (Jahanmir *et al.*, 1999; Tönshoff *et al.*, 1999; Marinescu *et al.*, 1998) e fundamenta-se no modo de remoção de material. Com elevada profundidade de corte, a espessura máxima do cavaco é alta, a densidade de defeitos também é elevada e o modo de remoção predominante é frágil. A energia de remoção está associada à energia de fratura, que equivale a energia necessária para formar duas novas superfícies. Com a redução da espessura de corte, o modo de remoção muda para o modo dúctil, que está associado à energia para deformar um volume de material e por isso, aumenta em um grau de magnitude. Assim, embora a energia (força) total de corte aumente diretamente com a profundidade de corte (ou seja, diretamente com a espessura máxima do cavaco teórica), a energia total aumenta menos que proporcionalmente que o volume de material removido. Portanto, a energia específica de corte decresce com o incremento da profundidade de corte.

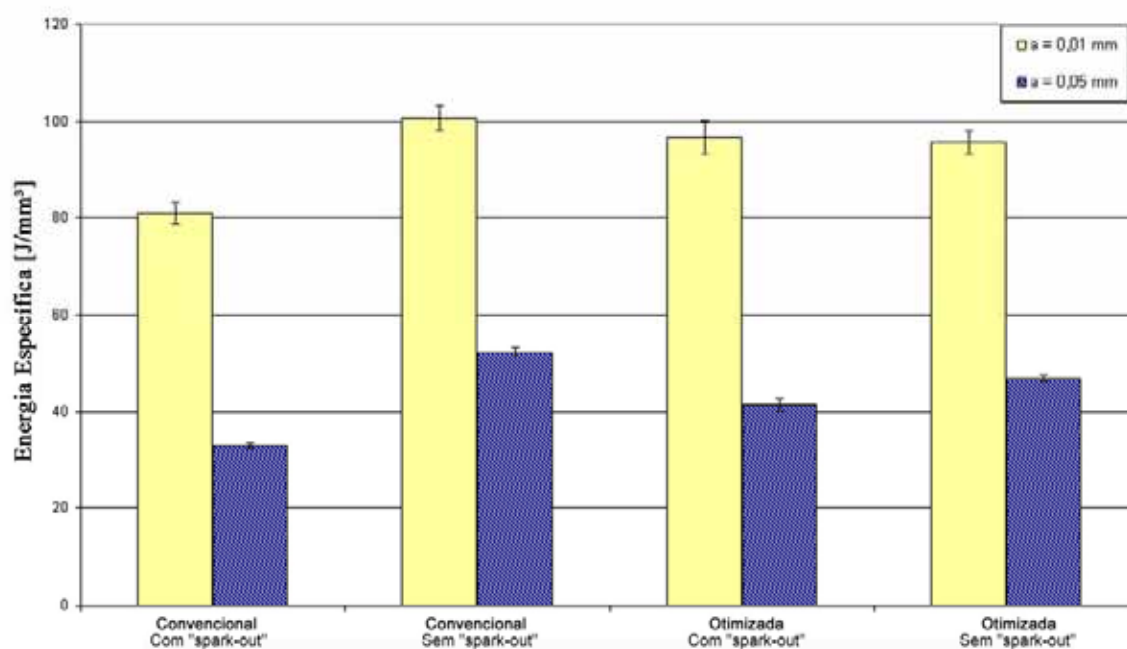


Figura 42 – Energia específica de corte, comparada pela profundidade de corte.

#### 5.4. Emissão acústica

Os ensaios realizados com lubri-refrigeração otimizada apresentaram uma tendência de maiores valores de emissão acústica comparados com o método convencional, de acordo com a figura 43. Isto pode ser explicado pelo sinal de emissão acústica captar uma grande quantidade de ruído (apesar do filtro), sendo perturbado pela maior energia do fluido aplicado pelo método de lubri-refrigeração otimizada.

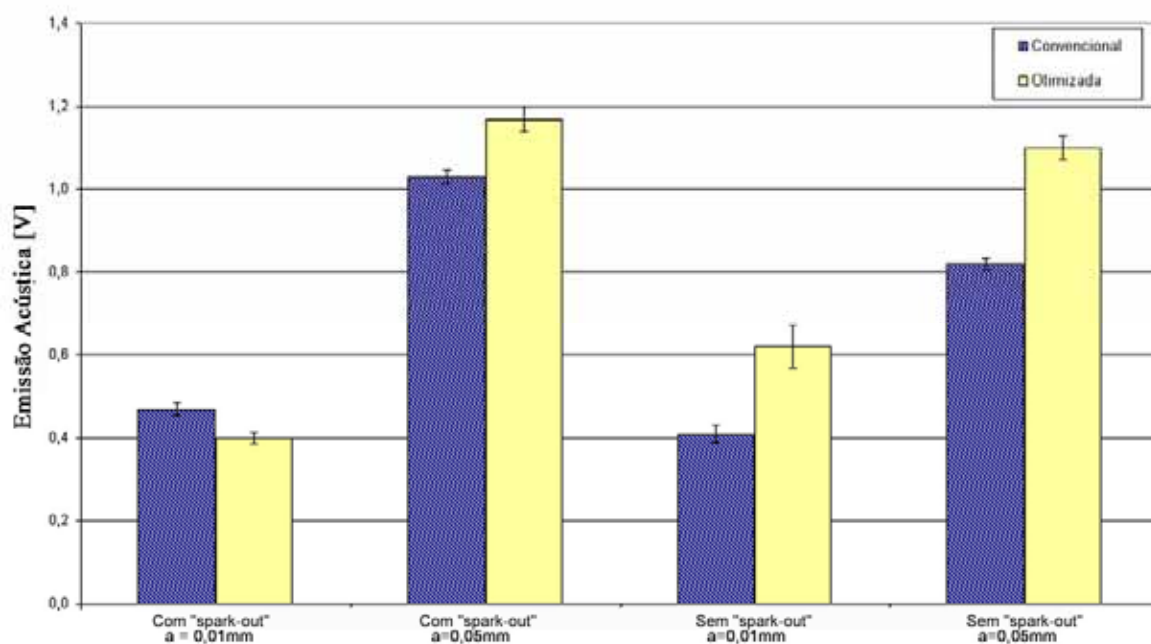


Figura 43 – Resultados de emissão acústica, comparando os métodos de lubri-refrigeração.

A figura 44 mostra que nos métodos de lubri-refrigeração otimizada e convencional a emissão acústica decresceu com a progressão do ensaio, devido à protusão dos diamantes na liga. A exceção foi no ensaio realizado com MQL, onde a emissão aumentou com o tempo, o que vem novamente a confirmar a possibilidade de degradação do rebolo. Comparando a emissão acústica do método de MQL com os demais é perceptível o aumento, devido a elevada turbulência provocada pela corrente de ar e elevada vazão e velocidade.

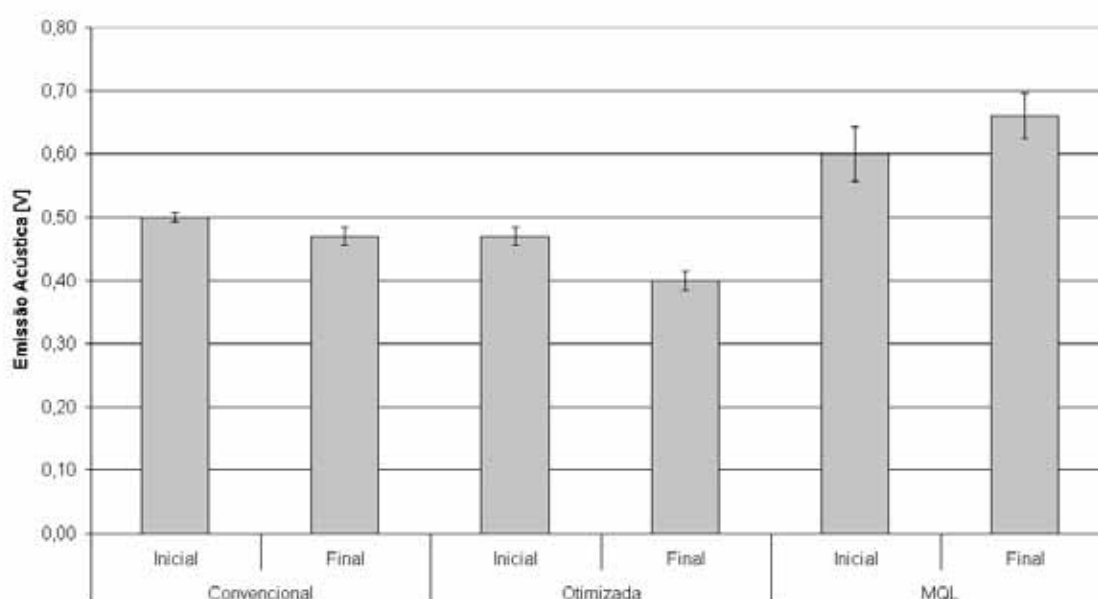


Figura 44 – Resultados de emissão acústica entre os métodos de lubri-refrigeração, comparando a variação da emissão antes e depois da retificação.

Os valores de emissão acústica nos ensaios com “spark-out” foram maiores, exceção feita ao ensaio realizado com lubri-refrigeração convencional e profundidade de corte de 0,05mm. Em alguns casos, as médias e os intervalos de confiança estavam muito próximos (figura 45).

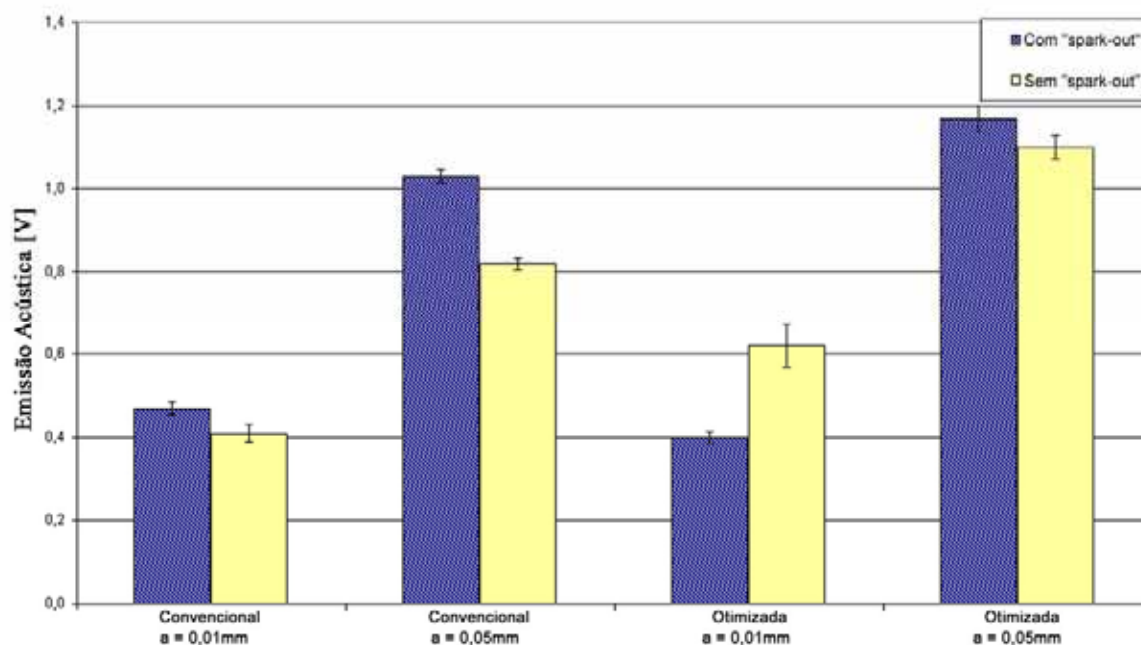


Figura 45 – Resultados de emissão acústica obtidos nos ensaios com e sem “spark-out”.

Os resultados de emissão acústica se mostraram significativamente diferentes quando estratificados pela espessura de corte. Para profundidades de corte maiores, a força e a energia total necessária para a remoção de material foi maior, implicando em maior emissão acústica (figura 46).

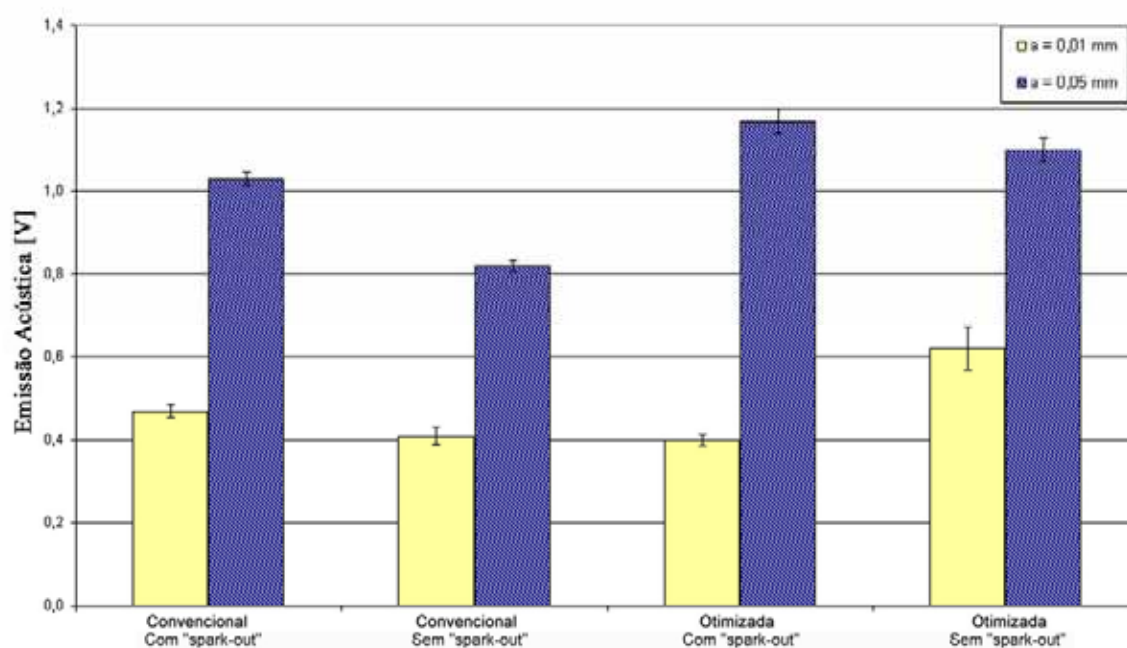


Figura 46 – Resultados de emissão acústica para profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm.

### 5.5. Rugosidade

Os valores de rugosidade obtidos com o método de lubri-refrigeração otimizada foram menores que os obtidos com o método convencional (figura 47). Porém em nenhum dos ensaios, o intervalo de confiança permite afirmar que as médias sejam estatisticamente diferentes. Devido ao modo de remoção frágil e a porosidade intrínseca dos materiais cerâmicos, as medições de rugosidade normalmente apresentam um considerável desvio padrão. Além disso, apesar do rebolo ter sido balanceado dinamicamente, alguma vibração e a própria rigidez da máquina pode ter contribuído para esta variação de rugosidade.

A tendência de melhor acabamento nos ensaios com lubri-refrigeração otimizada pode ser explicada por uma lubrificação mais eficaz na região de corte. Essa lubrificação, no entanto, não refletiu na redução das forças de corte, pois a ação de lubrificação foi localizada na região central do corpo de prova, onde o jato apresentava maior coerência e velocidade mais próxima à velocidade periférica do rebolo. Cabe ressaltar que todas as medições de rugosidade foram feitas na região central do corpo de prova. Ainda assim, a contribuição do método de lubri-refrigeração para melhorar o acabamento superficial parece ser marginal.

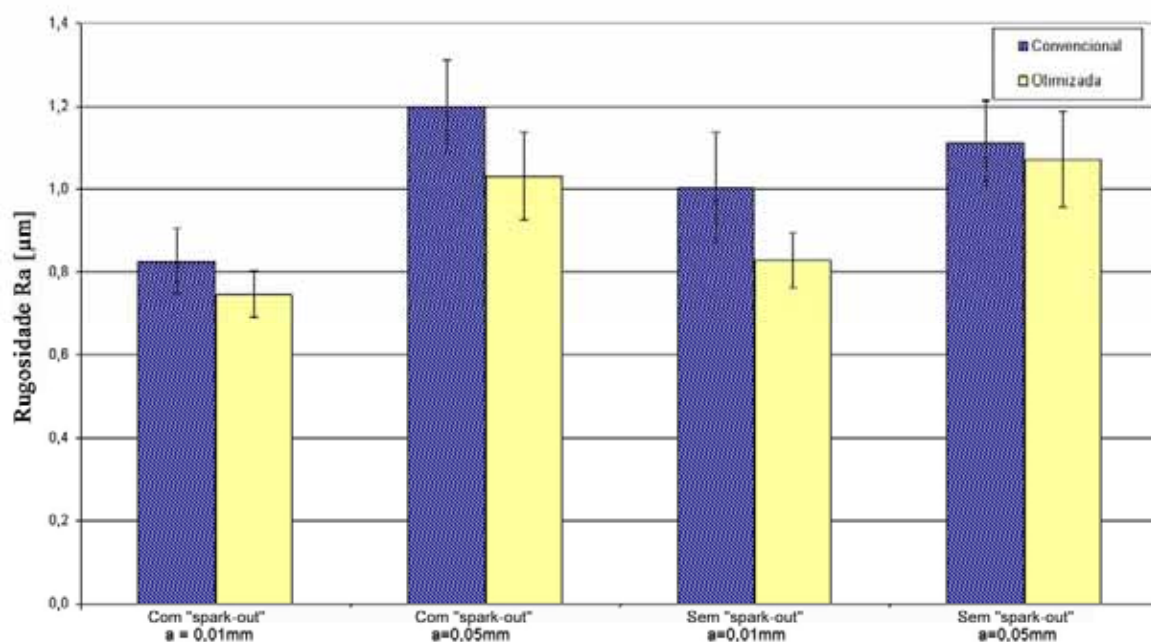


Figura 47 – Valores de rugosidade  $R_a$ , comparados segundo o método de lubri-refrigeração.

No ensaio com MQL, a rugosidade apresentou-se acentuado acréscimo comparando os valores obtidos antes e depois da retificação, conforme figura 48. O aumento da rugosidade pode ser explicado pela degradação do rebolo em função da queima do ligante e de possíveis tensões induzidas por choque térmico devido à baixa condutividade térmica da cerâmica e da corrente de ar.

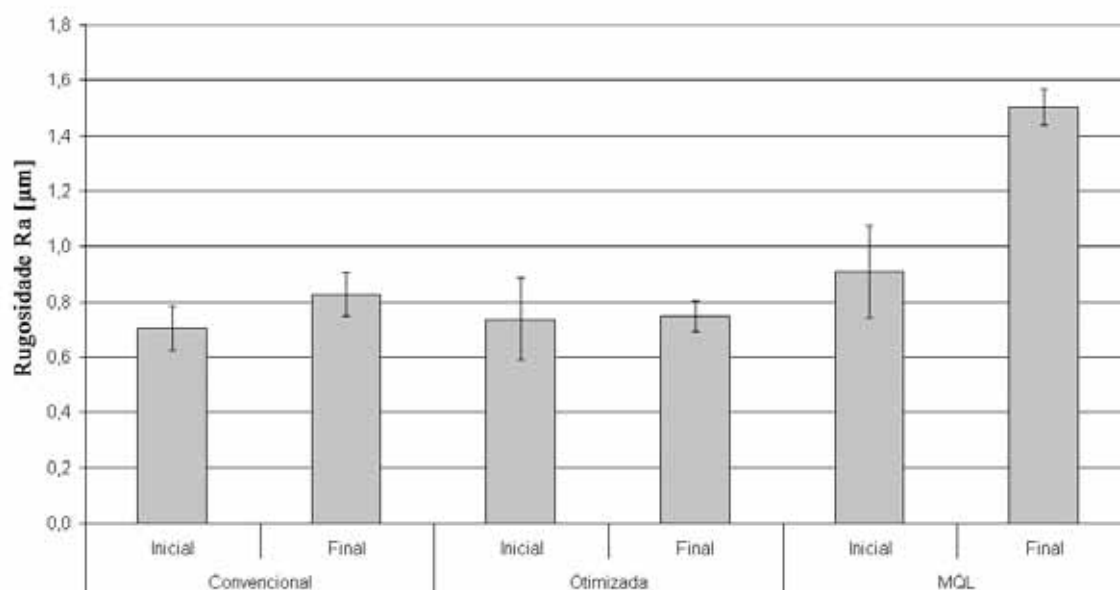


Figura 48 – Valores de rugosidade  $R_a$  obtidos para cada método de lubri-refrigeração, com profundidade de corte de 0,01mm e "spark-out".

Na comparação da figura 49, com o objetivo de avaliar o impacto do “spark-out” na rugosidade, o intervalo de confiança não permite distinguir diferenças significantes entre os valores obtidos. Neste caso também há grande variação nas leituras de rugosidade. A tendência parece indicar que os ensaios com “spark-out” apresentaram melhor acabamento, o que é razoável, considerando que o passe realizado com “spark-out” corrige o posicionamento do rebolo através de um avanço com profundidade de corte bem inferior à profundidade de corte nominal.

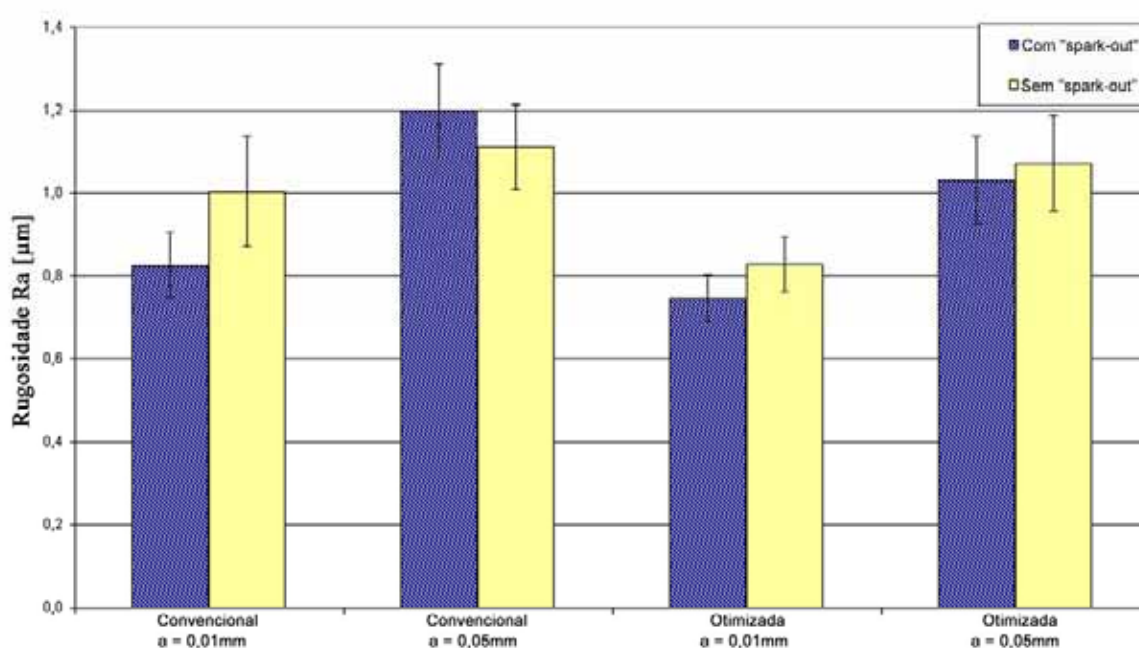


Figura 49 – Resultados de rugosidade para os ensaios realizados com e sem “spark-out”.

Em relação à profundidade de corte, os resultados (figura 50) apresentam uma tendência de maior rugosidade com maior profundidade de corte, o que novamente é confirmado pela literatura existente (Jahanmir *et al.*, 1999; Tönshoff *et al.*, 1998; Huang *et al.*, 2003). Com uma maior profundidade de corte, a força aplicada na zona de retificação é maior, induzindo trincas mais profundas, que ao mesmo tempo em que resultam em maior taxa de remoção, também deixam maiores irregularidades na superfície retificada.

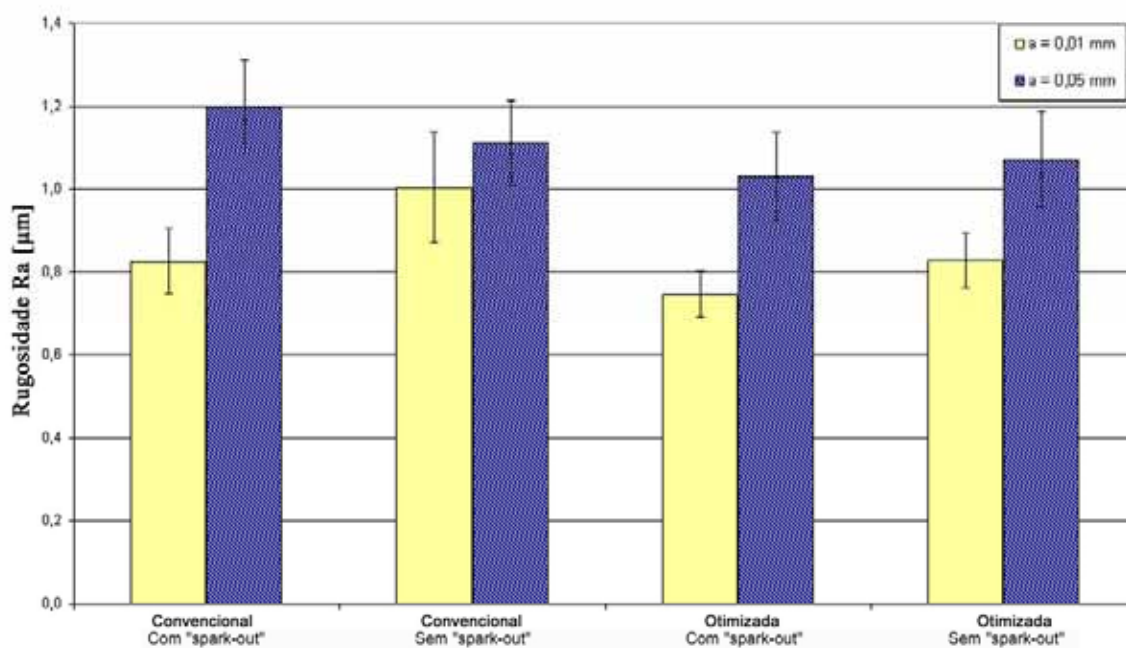


Figura 50 – Rugosidade obtida com profundidade de corte de 0,01mm e 0,05mm.

### 5.6. Relação G

Os ensaios realizados com o método convencional apresentaram maior relação G que aqueles realizados com a lubri-refrigeração otimizada, exceto na condição sem “spark-out” e profundidade de corte de 0,01mm (figura 51). Estes resultados são discutidos com maior detalhamento a seguir.

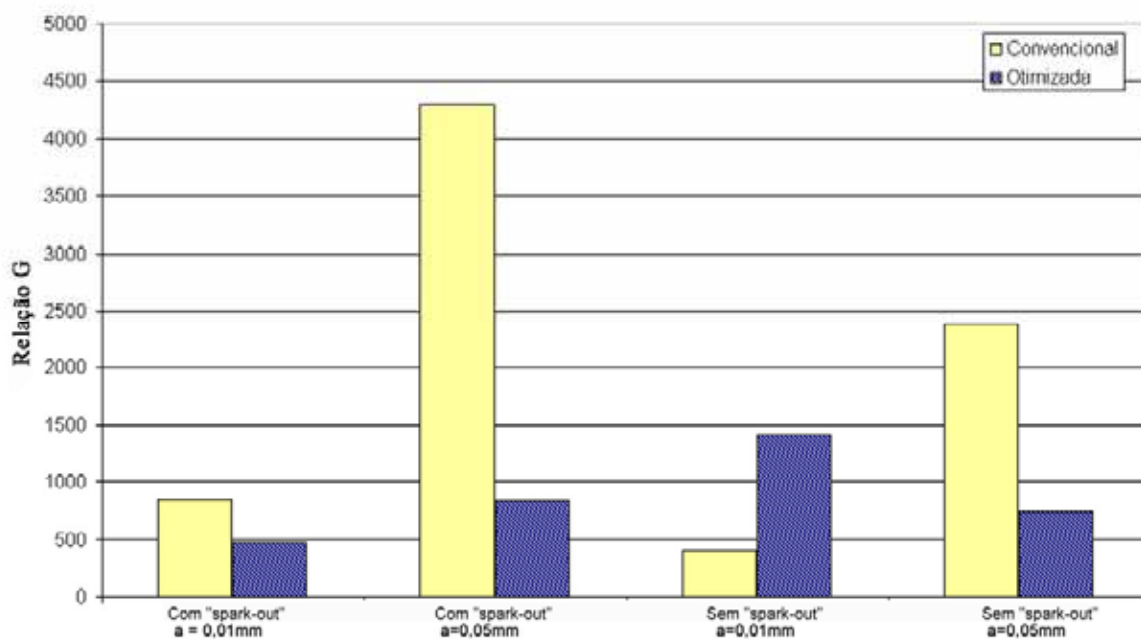


Figura 51 – Resultados da relação G, comparando os métodos de lubri-refrigeração convencional e otimizada.

Comparando os três métodos na mesma condição, de acordo com o ilustrado na figura 52, observa-se que o método de lubri-refrigeração através do MQL apresentou menor relação G (maior desgaste), devido à degradação térmica do ligante que acelerou o macrodesgaste através da remoção de liga e do diamante.

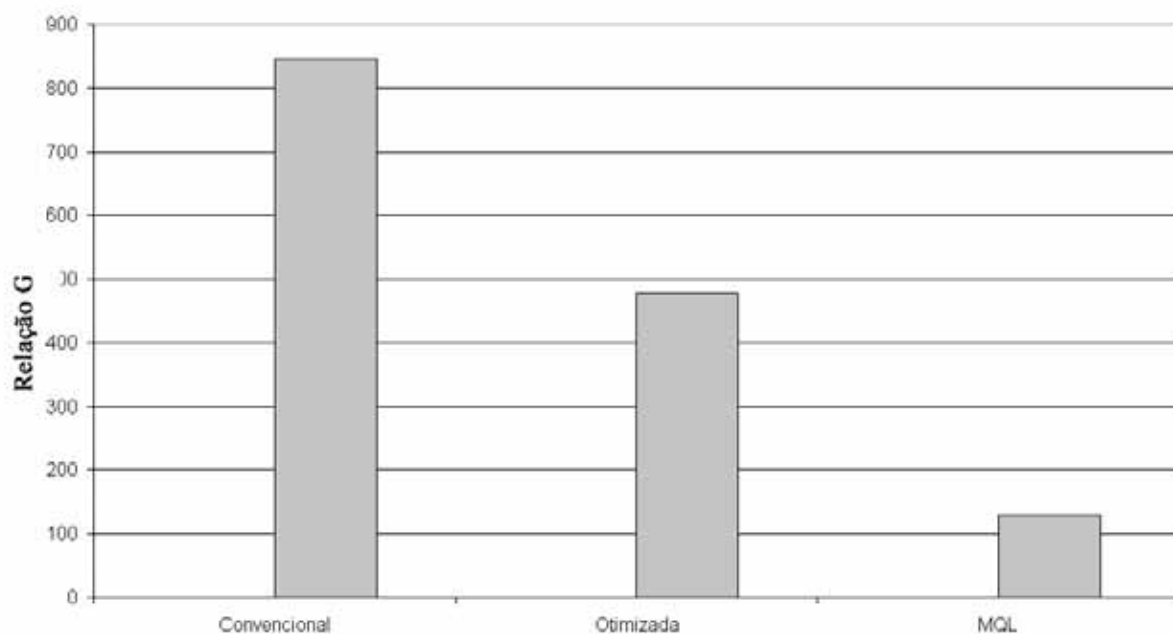


Figura 52 – Gráfico comparativo da relação G dos três métodos de lubri-refrigeração, com profundidade de corte de 0,01mm e “spark-out”.

Analisando-se os valores da relação G em relação ao “spark-out” na figura 53, parece haver uma tendência ao decréscimo da relação G sem o “spark-out”. Esta tendência pode ser explicada pela condição de retificação mais severa, na ausência do tempo de “spark-out”.

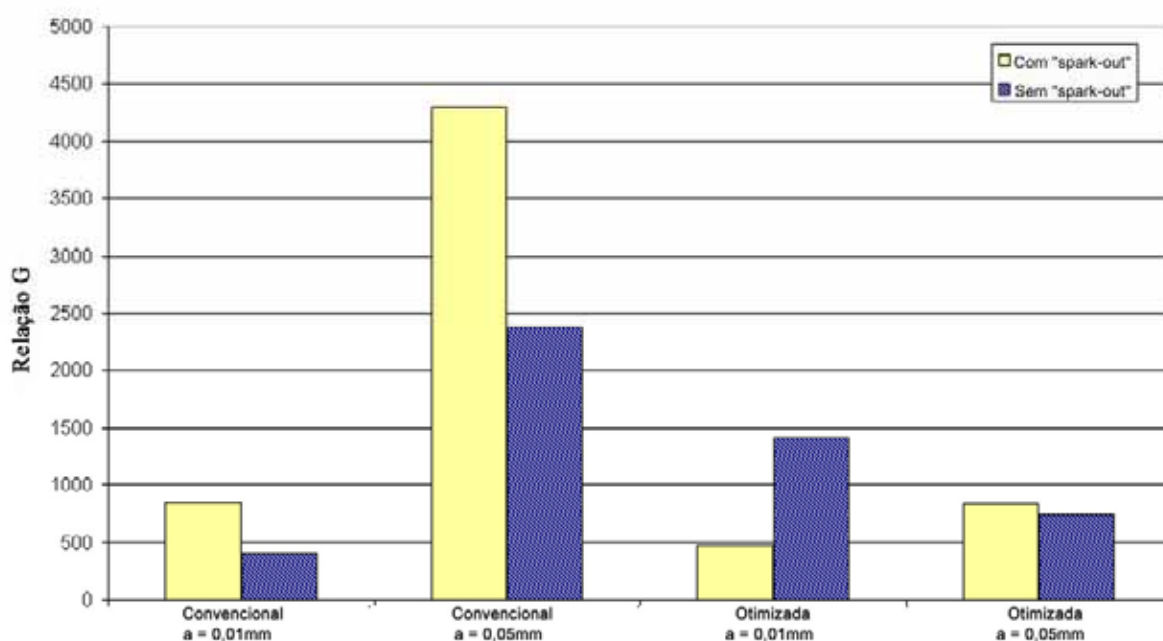


Figura 53 – Resultados da relação G para as condições de retificação com e sem “spark-out”.

Em relação aos resultados da relação G estratificados em função da profundidade de corte, é notável observar que com profundidade de 0,01mm ocorreu mais desgaste do que com profundidade de corte de 0,05mm (figura 54). Este resultado parece indicar que o mecanismo predominante de desgaste foi o microdesgaste por abrasão e que as forças atuantes na retificação não foram suficientes para provocar microfratura e remoção de grãos abrasivos.

É importante considerar a imprecisão destas medidas de desgaste do rebolo. O ensaio para caracterização da relação G é a parte mais demorada, pois é necessário remover uma quantidade muito grande de material para provocar o desgaste no rebolo. Devido a esta limitação, não foi feita repetibilidade dos ensaios.

Outra consideração importante é a medição do perfil de desgaste do rebolo. Enquanto na condição de MQL houve um desgaste considerável (figura 55) e o perfil apresentou-se regular, na condição de lubri-refrigeração convencional e otimizada, o desgaste ficou muito próximo à resolução do equipamento. No caso da lubri-refrigeração otimizada, o perfil apresentava-se com o formato de uma parábola (figura 57). Este perfil de desgaste pode indicar que o jato de refrigeração otimizado não era coerente o suficiente para prover refrigeração nas extremidades da peça, provocando o desgaste.

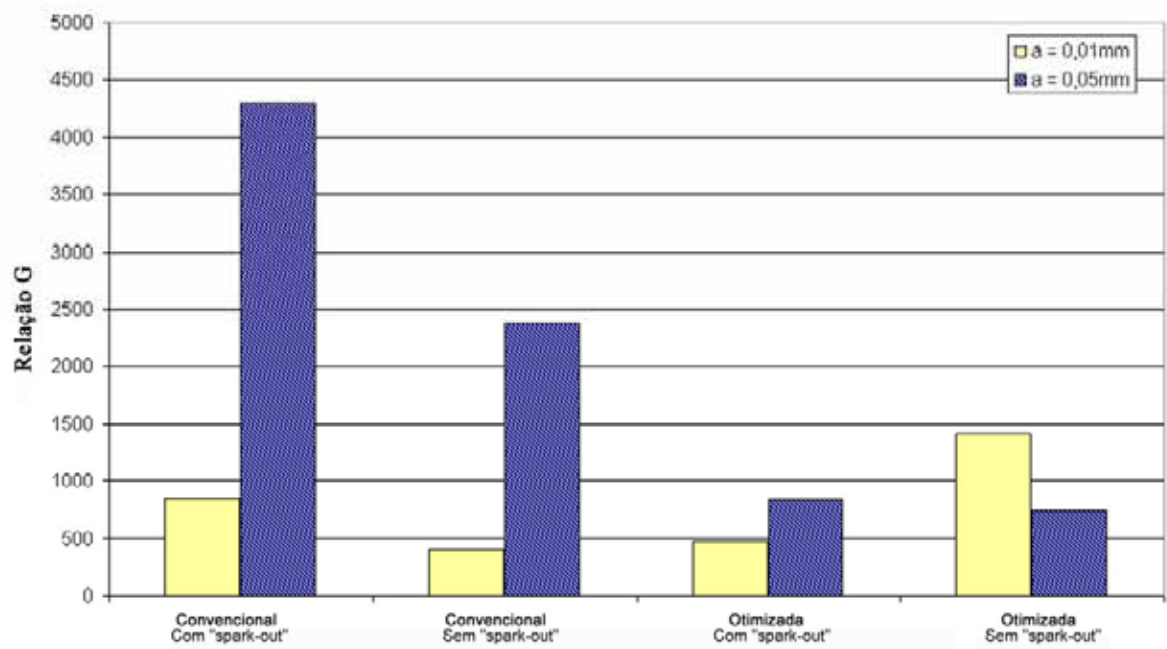


Figura 54 – Resultados da relação comparados quanto à profundidade de corte.

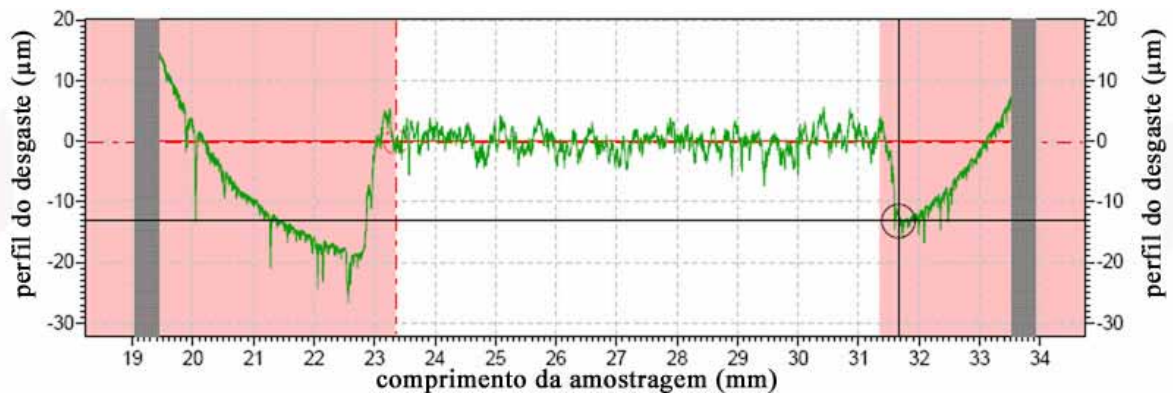


Figura 55 – Perfil de desgaste do rebolo com lubri-refrigeração MQL, onde se observa a regularidade do desgaste.

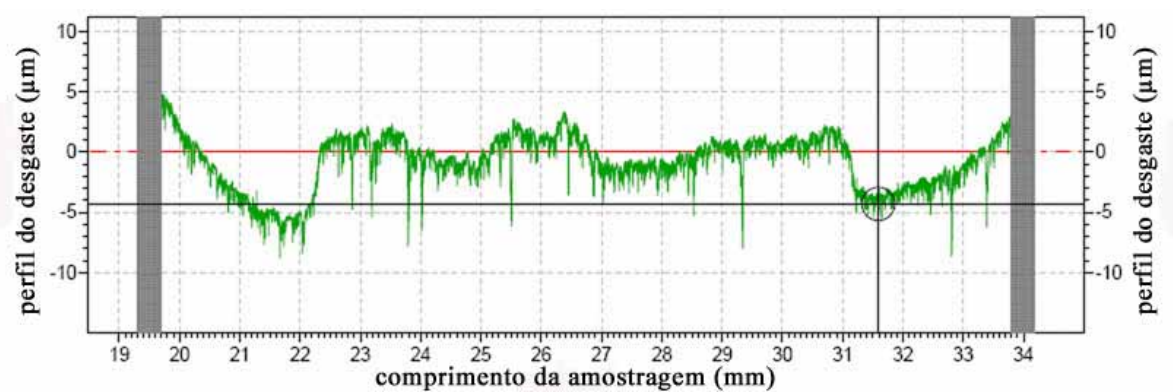


Figura 56 – Perfil de desgaste do rebolo com lubri-refrigeração convencional, onde se observa menos regularidade do desgaste, comparado ao MQL.

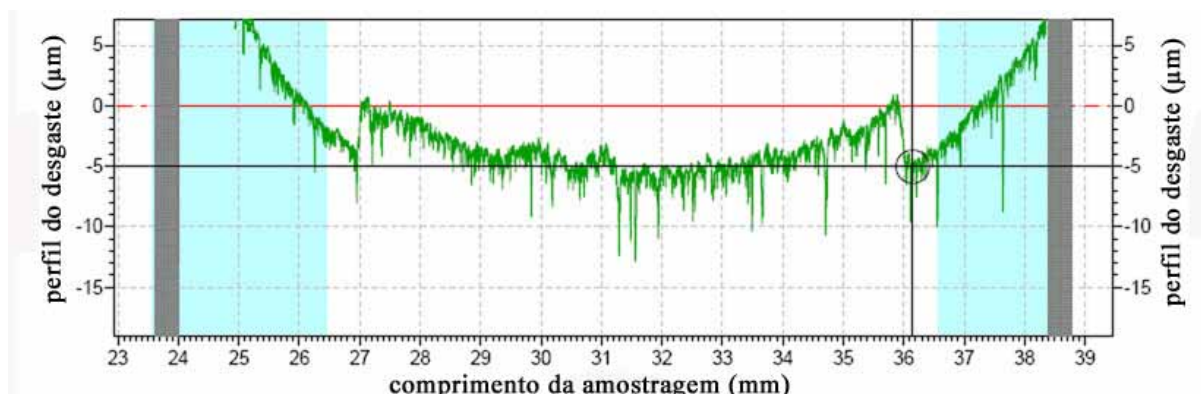


Figura 57 – Perfil de desgaste do rebolo com lubri-refrigeração otimizada, onde se observa que ao centro praticamente não há desgaste.

### 5.7. Caracterização subsuperficial

Nos exames microscópicos realizados na interface de junção dos corpos de prova, não foi detectada a presença de trincas, tanto na observação com microscópio óptico, quanto com o MEV. Talvez o polimento das amostras não tenha sido suficiente para revelar as trincas nos corpos de prova. Outra hipótese é de que as condições de retificação podem não ter sido severas o suficiente para provocar trincas.

## 6. CONCLUSÕES

De acordo com os resultados obtidos pode-se concluir que:

- A configuração do bocal proposto para a lubri-refrigeração otimizada produziu resultados estatisticamente equivalentes aos obtidos com a técnica convencional, empregando uma menor quantidade de fluido refrigerante.
- A técnica de MQL não é viável na retificação de cerâmica com as condições descritas nesse trabalho (rebolo resinóide, profundidade de corte de 0,01mm e “spark-out”). A vazão de ar de 450 l/min e de lubrificante de 70 ml/h foi insuficiente para promover a refrigeração na área de retificação, provocando a degradação térmica da liga do rebolo, prejudicando a rugosidade da peça e acelerando o desgaste do rebolo. Além disso, o lubrificante formou uma pasta com os cavacos removidos na retificação, dificultando a remoção destes cavacos da área de corte.
- O efeito do “spark-out” nos parâmetros de processo medidos e na caracterização dos corpos de prova parece ser insignificante, pois não ficou evidente nenhuma tendência que pudesse ser comprovada estatisticamente.
- A profundidade de corte teve influência relevante nas variáveis de saída. As forças de retificação, a emissão acústica e rugosidade aumentaram diretamente com profundidade de corte, enquanto a energia específica de corte e a relação G apresentaram relação inversa.
- A força tangencial de retificação manteve-se estável (variação entre o início e final do ensaio) durante a retificação com profundidade de corte de 0,01mm, porém apresentou significativo decréscimo nos ensaios realizados com profundidade de corte de 0,05mm.

## ***SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS***

---

### **7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Com o propósito de resolver a ausência ou a fraca correlação entre os resultados produzidos pelos diferentes métodos de lubri-refrigeração, algumas sugestões poderiam ser mencionadas:

- Executar os ensaios numa retificadora com maior rigidez, onde a minimização da influência da vibração e do posicionamento do rebolo (profundidade de corte verdadeira) poderia reduzir a dispersão dos valores de rugosidade e das variáveis de saída durante o processo.
- Otimizar a coerência do jato do bocal de refrigeração otimizada ou talvez reduzir a largura do corpo de prova, de forma a assegurar que toda região de corte receba fluido de corte à mesma velocidade.
- Aperfeiçoar o método de produzir desgaste no rebolo, de forma a acelerar o seu desgaste, através da redução do diâmetro do rebolo ou trabalhando com parâmetros do processo para intensificar o desgaste.
- Melhorar a filtragem da emissão acústica, determinando as frequências de emissão acústica correspondentes exatamente aos mecanismos de remoção de material na alumina.

Além dessas sugestões, para mais ampla compreensão do processo de retificação de cerâmica, outras sugestões poderiam ser propostas:

- Estudar três ou mais profundidades de corte no intervalo entre 0,01 a 0,10mm.
- Avaliar a técnica otimizada com velocidades periféricas acima de 30m/s.

## ***REFERÊNCIAS***

---

### **REFERÊNCIAS**

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.

BIANCHI, E.C.; SILVA, E.J.; SILVA JR., C.E.; AGUIAR, P.R.; VALARELLI, I.D.; MONICI, R.D. Advanced ceramics: evaluation of the mechanism of stock removal and ground surface quality. **J. Braz. Soc. Mech. Sci.**, v.23, n.1, 2001.

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.

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

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

DEGARMO, E.P.; BLACK, J.T.; KOSHER, R.A. **Materials and Processes in Manufacturing**. New York, 8a ed., Prentice Hall, 1997.

DESA, O.; BAHADUR, S. The effect of lubricants in single-point scratching and abrasive machining of alumina and silicon nitride. **Wear**, 251, p.1085-93, 2001.

DESA, O.; BAHADUR, S. Material removal and subsurface damage studies in dry and lubricated single-point scratch tests on alumina and silicon nitride. **Wear**, 225, p.1264-75, 1999.

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

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.

GATES, R.S.; HSU, S.M. Chemo-mechanical machining of ceramics. In: SABIA, R.; GREENHUT, V.A.; PANTANO, C.G. **Finishing of Advanced Ceramics and Glasses**, Ceramic Transactions, 102, The American Ceramic Society, p.67-76, 1999.

GOPAL, A.V.; RAO, P.V. Selection of optimum conditions for maximum material removal rate with surface finish and damage as constraints in SiC grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 43, p.1327-36, 2003.

GUINEA, M.; VIERU, A. A new method to improve the processing conditions for advanced ceramics and glass – part I. **Interceram**, 49, p.442-47, 2000.

GUO, C.; CHAND, R.H. A ceramic machining primer. **Ceramic Industry**, 4, p.71-78, 1998.

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

HUANG, H. Machining characteristics and surface integrity of yttria stabilized tetragonal in high speed deep grinding. **Materials Science & Engineering A**, 345, p.155-63, 2003.

HUANG, H.; LIU, Y.C. Experimental investigations of machining characteristics and removal mechanisms of advanced ceramics in high speed deep grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 43, p.811-23, 2003.

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.

HWANG, T.W.; EVANS, C.J. Diamond wear in high speed grinding of silicon nitride. In: SABIA, R.; GREENHUT, V.A.; PANTANO, C.G. **Finishing of Advanced Ceramics and Glasses**, Ceramic Transactions, 102, The American Ceramic Society, p.27-38, 1999.

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.

JAHANMIR, S. Ceramic machining research in the united states. **Interceram**, v.46, n.2, p.90-96, 1997.

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.

JAKOBUSS, M.; FIECOAT, J. Choosing the right diamonds. **Ceramic Industry**, v.150, n.5, p.41-45, 2000.

JOHNSON-WALLS, D.; EVANS, A.G.; MARSHALL, D.B.; JAMES, M.R. Residual Stresses in Machined Ceramic Surfaces. **J. Am. Ceram. Soc.**, v.69, n.1, p.44-47, 1986.

KAJORNCHAIYAKUL, J. **Abrasive machining of ceramics: assesment of near-surface characteristics in high speed grinding**. 2000. 208 f. Tese (Doutorado) – University of Connecticut, Estados Unidos, 2000.

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

KIRCHNER, H.P. Damage penetration at elongated machining grooves in hot-pressed Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>. **J. Am. Ceram. Soc.**, v.67, n.2, p.127-32, 1984.

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.

LIU, C.C. Microestrutural and reliability in grinding of silicon nitride. **Materials Science & Engineering A**, 379, p.437-42, 2004.

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.

MALKING, 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. **Int. J. Adv. Manuf. Technol.**, n.20, p.255-58, 2002.

MARINESCU, I.; PRUTEANU, M. Deformation and fracture of ceramics materials. In: MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. **Handbook of Ceramic Grinding and Polishing**, New Jersey. Noyes Publications, Cap.2, 1998.

MEYER, H.R.; KLOCKE, F. Grinding tools. In: MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. **Handbook of Ceramic Grinding and Polishing**, New Jersey. Noyes Publications, p.205-236, 1998.

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.

MONICI, R. D.; BIANCHI, E.C.; CATAI, R.E.; AGUIAR, P.R. Analysis of the Different Forms of Application and Types of Cutting Fluid Used in Plunge Cylindrical Grinding Using Conventional and Superabrasive CBN Grinding Wheels. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 46, p.122-31, 2006.

NOVASKI, O., RIOS, M. Introdução teórica e vantagens de uso na usinagem de aços liga. **Revista Máquinas e Metais**, p.214-23, maio, 2004.

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.

PICONE, J.; LICHT, R.H.; LIU, S.; KUO, P.; RANAMATH, S.; MURPHY, D. New wheels for cost-effective manufacturing. **Ceramic Industry**, 12, p.47-51, 1998.

QIAN, J.; LI, W.; OHMORI, H. Precision internal grinding with a metal-bonded diamond grinding wheel. **Journal of Materials Processing Technology**, 105, p.80-86, 2000.

QU, W.; WANG, K.; MILLER, M.H.; HUANG, Y.; CHANDRA, A. Using vibration-assisted grinding to reduce subsurface damage. **Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology**, 24, p.329-37, 2000.

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

QUINN, G.D.; SALEM, J.A. Effect of lateral cracks on fracture toughness determined by the surface-crack-in-flexure method. **J. Am. Ceram. Soc.**, v.85, n.4, p.873-80, 2002.

RAMESH, K.; YEO, S.H.; GOWRI, S.; ZHOU, L. Experimental evaluation of super high-speed grinding of advanced ceramics. **Int. J. Adv. Manuf. Technol.**, n.17, p.87-92, 2001.

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

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.

SCHWABEL, M.G.; D'SOUZA, A.S.; PETERSON, S.W. Fixed abrasive grinding of glass. In: SABIA, R.; GREENHUT, V.A.; PANTANO, C.G. **Finishing of Advanced Ceramics and Glasses**, Ceramic Transactions, 102, The American Ceramic Society, p.175-84, 1999.

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

SHEN, J.Y.; LUO, C.B.; ZENG, W.M., XU, X.P.; GAO, Y.S. Ceramics grinding under the condition of constant pressure. **Journal of Materials Processing Technology**, 129, p.176-81, 2002.

SHEN, J.Y., ZENG, W.M., HUANG, H., XU, X.P. Thermal aspects in the face grinding of ceramics. **Journal of Materials Processing Technology**, 129, p.212-16, 2002.

SHIBATA, J. The conditioning of grinding wheel e Wear mechanisms. In: MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. **Handbook of Ceramic Grinding and Polishing**, New Jersey. Noyes Publications, p.237-257, 1998.

SILVA, L. R.; BIANCHI, E. C.; FUSSE, R. Y.; CATAL, R. E.; FRANÇA, T. V.; AGUIAR, P. R. Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant – MQL in grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.47, n.2, p.412-18, 2007.

SPUR, G. Cool lubrication. In: MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. **Handbook of Ceramic Grinding and Polishing**, New Jersey. Noyes Publications, p.258-266, 1998.

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.

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.

TÖNSHOFF, H.K.; MEYER, T.; WOBKER, H.G. Machining advanced ceramics with speed-stroke grinding. **Ceramic Industry**, 7, p.17-21, 1996.

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.

XU, H.H.K.; JAHANMIR, S. Simple technique for observing subsurface damage in machining of ceramics. **J. Am. Ceram. Soc.**, v.77, n.5, p.1388-90, 1994.

XU, H.H.K.; JAHANMIR, S.; IVES, L.K. Mechanisms of material removal in abrasive machining of ceramics. **Interceram**, v.47, n.6, p.380-85, 1998.

XU, H.H.K.; JAHANMIR, S.; IVES, L.K.; LENOX, S.J.; RITCHIE, K.T. Short-crack toughness and abrasive machining of silicon nitride. **J. Am. Ceram. Soc.**, v.79, n.12, p.3055-64, 1996.

XU, H.H.K.; WEI, L.; JAHANMIR, S. Influence of grain size on the grinding response of alumina. **J. Am. Ceram. Soc.**, v.79, n.5, p.1307-13, 1996.

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.

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.; YANG, F.; WANG, J.; ZHU, Z.; MONAHAN, R. Stock removal rate and workpiece strength in multi-pass grinding of ceramics. **Journal of Materials Processing Technology**, 104, p.178-84, 2000.

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.