



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA DE
MATERIAIS**

CAMPUS DE BAURU

RAFAEL PLANA SIMÕES

**UTILIZAÇÃO DE DIFERENTES MÉTODOS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO NA
RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DE CERÂMICA AVANÇADA
COM REBOLO DIAMANTADO**

**Bauru
2012**

RAFAEL PLANA SIMÕES

**UTILIZAÇÃO DE DIFERENTES MÉTODOS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO NA RETIFICAÇÃO
CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DE CERÂMICA AVANÇADA COM REBOLO
DIAMANTADO**

Tese apresentada como requisito à obtenção do Título de Doutor ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Tecnologia de Materiais da Faculdade de Ciências da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”.

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

Co-Orientador: Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar

Bauru

2012

DIVISÃO TÉCNICA DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP - BAURU

Simões, Rafael Plana.

Utilização de diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação cilíndrica externa de mergulho de cerâmica avançada com rebolo diamantado, 2012.

159 f.

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi.

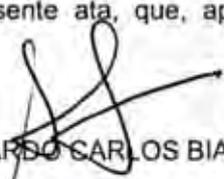
Co-Orientador: Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar.

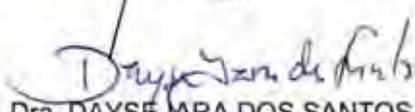
Tese (doutorado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Ciências, Bauru, 2012.

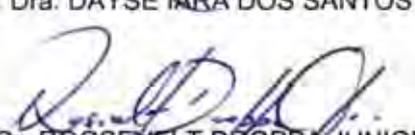
1. Retificação cilíndrica externa de mergulho. 2. Cerâmicas avançadas. 3. Técnicas de lubri-refrigeração. 4. Mínima quantidade de lubrificação (MQL). 5. Integridade superficial - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Ciências. II. Título.

**ATA DA DEFESA PÚBLICA DA TESE DE DOUTORADO DE RAFAEL PLANA SIMÕES,
DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA DE
MATERIAIS, DO(A) FACULDADE DE CIÊNCIAS DE BAURU.**

Aos 03 dias do mês de fevereiro do ano de 2012, às 14:00 horas, no(a) Anfiteatro da Pós-graduação / FC, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Profa. Dra. DAYSE IARA DOS SANTOS do(a) Departamento de Física / Faculdade de Ciências de Bauru, Prof. Dr. ROOSEVELT DROPPA JUNIOR do(a) Centro de Ciências Naturais e Humanas / Universidade Federal do Abc, Prof. Dr. LEONARDO ROBERTO DA SILVA do(a) Departamento de Engenharia de Materiais / Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Prof. Dr. JAIME GILBERTO DUDUCH do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Escola de Engenharia de São Carlos-Usp, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da TESE DE DOUTORADO de RAFAEL PLANA SIMÕES, intitulado "UTILIZAÇÃO DE DIFERENTES MÉTODOS DE REFRIGERAÇÃO (CONVENCIONAL, MQL E OTIMIZADA) NA RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA EXTERNA DE MERGULHO DE CERÂMICAS COM REBOLOS DIAMANTADOS". Após a exposição, o discente foi argüido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: Aprovado. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que, após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.


Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI


Profa. Dra. DAYSE IARA DOS SANTOS


Prof. Dr. ROOSEVELT DROPPA JUNIOR


Prof. Dr. LEONARDO ROBERTO DA SILVA


Prof. Dr. JAIME GILBERTO DUDUCH

Dedico este trabalho à minha família, professores e a todas as pessoas que me apoiaram.

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus, pelo dom da vida e por simplesmente tudo!

Agradeço à minha família, em especial à minha mãe, Sr.^a Nanci Aparecida Plana, pelo esforço ao superar várias dificuldades para me criar e por ser minha mãe.

Agradeço ao Professor Dr. Eduardo Carlos Bianchi pelos ensinamentos, orientação, disposição, atenção, paciência, cordialidade e amizade.

Agradeço aos companheiros de Laboratório, em especial, o Sr. Marcos Hiroshi Oikawa, pela excelente contribuição para este trabalho.

Agradeço à empresa Máquinas Agrícolas Jacto S/A, representada na pessoa do amigo Ms. Humberto Fujita, pelos corpos de prova e informações relevantes para este trabalho.

Agradeço aos Profs. Drs. Roosevelt Droppa Júnior, Dayse Iara dos Santos, Leonardo Roberto da Silva, Jaime Gilberto Duduch e Carlos Alberto Fortulan pela atenção, informações e orientações que colaboraram muito com o desenvolvimento e com a melhoria da qualidade do presente trabalho.

Agradeço a todos os professores que passaram em minha vida pelo conhecimento transmitido.

Agradeço à minha noiva, Ana Flávia Chaparro Viana, pelo amor, carinho, compreensão e sabedoria para suportar os momentos difíceis no decorrer do desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço a todos os meus amigos e pessoas que me apoiaram.

*E ainda que tivesse o dom de profecia, e conhecesse todos os mistérios e toda a ciência,
e ainda que tivesse toda fé, de maneira tal que transportasse os montes,
e não tivesse amor, nada seria.*

(Apóstolo Paulo – I Coríntios 13:2)

Resumo

Atualmente há por parte das empresas uma constante preocupação com a atualização de seus sistemas produtivos, buscando a melhoria da eficiência dos processos respeitando as leis de preservação ambiental. Dentro desse contexto e considerando que o segmento das cerâmicas corresponde a aproximadamente 1% do PIB brasileiro, com perspectiva de crescimento, inúmeros estudos têm sido feitos nesse campo de pesquisa. Contudo, ainda se tem um alto custo agregado ao acabamento da peça, o qual é feito, na maioria dos casos, pelo processo de retificação. Além do alto custo do processamento, o uso de fluidos de corte tem se tornado um problema para a indústria devido à dificuldade de descarte imposta pela rígida Legislação Ambiental. Face ao exposto, o presente trabalho propõe o estudo de métodos alternativos de lubri-refrigeração para o processo de retificação externa de mergulho de cerâmica avançada com rebolo diamantado. Tais métodos visam diminuir os gastos com fluido de corte, sendo eles: a técnica de lubri-refrigeração otimizada e a de mínima quantidade de lubrificação (MQL). A avaliação das técnicas foi feita através do monitoramento do processo e da qualidade final da peça retificada. Mais especificamente, foram analisados: força tangencial de corte, rugosidade, relação G, desvio de circularidade, microestrutura e tensão residual por difração de raios X. Os resultados obtidos mostram que as duas técnicas propostas podem substituir o método convencional de lubri-refrigeração, destacando-se que a técnica otimizada reduziu o desgaste do rebolo e produziu peças com melhor acabamento geométrico e dimensional, enquanto a técnica de MQL reduziu significativamente a quantidade de fluido utilizado no processo.

Palavras-chave: Retificação cilíndrica externa de mergulho. Cerâmicas avançadas. Técnicas de lubri-refrigeração. Mínima quantidade de lubrificação (MQL). Integridade superficial.

Abstract

During the last years there has been a constant concern by the companies about the modernization of their manufacturing methods, seeking to improve the process efficiency and environmental preservation. In this context, and considering the ceramic segment corresponds to approximately 1% of Brazilian GDP, with growing perspective, many studies have been done in this area. Nevertheless, the work piece finishing is still expensive, mainly because it has been usually made by the grinding process. Besides of the high cost of the process, the use of cutting fluids has become a problem for the industry because of the discard difficulty imposed by the rigorous environmental laws. In this way, the present work propose alternative methods for the lubrication and cooling in the external cylindrical plunge grinding of advanced ceramic with diamond wheels, which aims to reduce the costs with cutting fluid. These methods are: the optimized cooling and the Minimal Quantity Lubrication (MQL) techniques. The evaluation of these techniques has been made by the process monitoring and the work piece final quality. In the present work the following analysis techniques were used: tangential cut force, roughness, G relation, circularity deviation, microstructure and residual stress by X ray diffraction measurements. The results show both proposed techniques can replace the conventional cooling method. The main result is that the optimized technique reduced the cutting tool consuming and produced work pieces with better dimensional finishing, while the MQL techniques significantly reduced the volume of cutting fluid in the process.

Key words: External cylindrical plunge grinding. Advanced ceramics. Lubrication and cooling techniques. Minimal Quantity Lubrication. Superficial integrity

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1. Diagrama esquemático do processo de produção e processamento de materiais cerâmicos (Techmat, 2011).	22
Figura 1.2. Parâmetros para otimização da lubri-refrigeração em processos de retificação. (Adaptado de Brinksmeier <i>et al.</i> , 1999)	24
Figura 2.1. Estágios de formação das trincas através de indentação (Adaptado de Malkin e Hwang, 1996).....	29
Figura 2.2. Representação da zona plástica de deformação, onde <i>L</i> é uma trinca longitudinal, e <i>T</i> são trincas transversais em ensaios de indentação com um indentador Vickers (Adaptada de Marshall, 1984).....	31
Figura 2.3. Resultados experimentais de carga aplicada em função do tamanho de trinca para <i>ZnS</i> obtidos por Marshall (1984).	32
Figura 2.4. Zona plástica e formação das trincas longitudinais e laterais devido ao riscamento por um grão abrasivo (Adaptado de Malkin e Hwang, 1996).	34
Figura 2.5. Ilustração de mecanismos de remoção de material para alumina. (a) Modo de remoção essencialmente dúctil. (b) Transição entre os modos dúctil e frágil. (c) Modo de remoção essencialmente frágil. (adaptada de Malkin e Hwang, 1996).....	35
Figura 2.6. Modelo de formação de cavado em retificação de cerâmicas avançadas. (Mamalis <i>et al.</i> , 2002).....	37
Figura 2.7. Ilustração dos tipos de retificação segundo a superfície a ser usinada e forma de avanço do rebolo (Oliveira, 1988).	39
Figura 2.8. Variáveis de uma operação de retificação cilíndrica externa de mergulho (Malkin, 2008).	40
Figura 2.9. Representação esquemática do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho (adaptada de Rowe, 2009).	46
Figura 2.10. Esquematização da ação de emulgadores em uma emulsão (Runge e Duarte, 1990).	53
Figura 2.11. Custos com fluido de corte. (Young <i>et al.</i> , 1997)	54
Figura 2.12. Esquematização do processo de descarte de fluidos de corte usados (Sokovic e Mijanovic, 2001).	55
Figura 2.13. Exemplo de um dispositivo utilizado para diminuir a barreira aerodinâmica. (Monici <i>et al.</i> , 2006).....	58

Figura 2.14. Comparação entre o bocal aplicador: (a) otimizado e; (b) convencional. (Webster <i>et al.</i> ,1995).....	59
Figura 2.15. Modelo esquemático de um sistema de mínima quantidade de lubrificação por pressão. (Adaptado de Klocke, 2009)	62
Figura 2.16. Necessidade do fluido de corte nos processos de usinagem. (Zielasko,1996)	65
Figura 2.17. Representação do método de medição de rugosidade transversal na superfície de um corpo de prova, onde são indicadas a direção de corte e a direção de medida da rugosidade.	69
Figura 2.18. Micrografia de microscopia eletrônica de varredura de uma amostra de aço após processo de retificação com rebolo de alumina. (Malkin, 2008)	70
Figura 2.19. Representações: (a) de uma estrutura tridimensional de uma rede de átomos de um material cristalino; (b) da célula unitária correspondente à estrutura do material cristalino. (Adaptado de Cullity, 1978)	73
Figura 2.20. Representação de um plano cristalográfico $h k l$ em uma célula unitária de parâmetros a, b e c . (Adaptado de Cullity, 1978)	75
Figura 2.21. Representações de interações: (a) destrutivas e; (b) construtivas entre os feixes de raios X que incidem sobre um material de estrutura cristalina. A interferência construtiva ocorre apenas para ângulos que satisfaçam a Lei de Bragg. (Adaptado de Askeland e Phulé, 2003)	76
Figura 2.22. (a) Representação de um difratômetro de raios X, mostrando a amostra em forma de pó, e os feixes de raios X incidentes e difratados. (b) Fotografia de um difratômetro de raios X. (Askeland e Phulé, 2003)	77
Figura 2.23. Ilustração do padrão de difração obtido de uma amostra de ouro em pó. (Askeland e Phulé, 2003)	78
Figura 2.24. O espaçamento interplanar d_0 é o mesmo para todas as famílias de planos, em qualquer direção, quando o material está livre de tensões. (Perini, 2008)	79
Figura 2.25. Representação da variação do espaçamento interplanar na presença de uma tensão. No caso da figura, $d_1 < d_2$. (Perini, 2008)	80
Figura 2.26. Representação da mudança no espaçamento entre os planos cristalinos de um material para uma tensão $\sigma\phi$ em função de uma inclinação ψ . (Prevéy, 1996).....	81
Figura 2.27. Dependência linear de $d(311)$ em função de $\sin^2\psi$ para alumínio 5056-O. (Prevéy, 1996).....	82
Figura 3.1. Retificadora cilíndrica CNC utilizada para os ensaios.....	84
Figura 3.2. Exemplo de corpo de prova utilizado neste trabalho e suas dimensões.....	85

Figura 3.3. Mandril de fixação dos corpos de prova.	86
Figura 3.4. Rebolo diamantado utilizado para a retificação.	87
Figura 3.5. Sistema de lubri-refrigeração otimizada.	88
Figura 3.6. Bocal fabricado para a técnica de lubri-refrigeração otimizada.	89
Figura 3.7. Sistema de lubri-refrigeração MQL. (a) Compressor e sistema de controle de pressão e vazão de ar. (b) Unidade MQL para controle do fluxo de ar e dosagem de óleo. (c) Vistas do bocal aplicador utilizado para a técnica de MQL.	90
Figura 3.8. Matriz de ensaios realizados.	93
Figura 3.9. Operação de dressagem do rebolo utilizando a técnica de lubri-refrigeração convencional.	94
Figura 3.10. Montagem dos equipamentos para aquisição dos dados.	95
Figura 3.11. Curva de calibração da potência elétrica em função da tensão no motor que gira o rebolo.	97
Figura 3.12. Calibração da rotação do rebolo com tacômetro digital.	98
Figura 3.13. Curva de calibração da rotação do rebolo.	99
Figura 3.14. Foto do <i>encoder</i> acoplado no eixo do motor da retificadora.	100
Figura 3.15. Detalhe da ponta diamantada do circularímetro.	102
Figura 3.16. Operação de medição de rugosidade.	103
Figura 3.17. Esquema da medição do desgaste do rebolo.	104
Figura 3.18. Processo de marcação do desgaste do rebolo no corpo de prova em aço ABNT 1020: (a) real; (b) representação ampliada.	105
Figura 3.19. Medição de desgaste do rebolo através da altura dos degraus do corpo de prova em aço.	106
Figura 3.20. Amostras preparadas para o MEV, com deposição de ouro.	107
Figura 3.21. Microscópio eletrônico de varredura utilizado.	108
Figura 3.22. Representação do corte da amostra do corpo de prova e das duas superfícies analisadas por microscopia eletrônica de varredura.	108
Figura 3.23. Difratômetro de raios X utilizado para medidas de tensão residual.	109
Figura 3.24. Ilustração da montagem utilizada para medidas de difração de raios X.	110

Figura 3.25. Ficha catalográfica #88-0826 da base de dados JCPDF, correspondente ao padrão de difração da α -alumina. (Liu <i>et al.</i> ,1997).....	111
Figura 3.26. Padrão de difração para α -alumina calculado com o <i>software</i> PowderCell 2.3® que detalha os picos de difração para o ângulo 2θ variando de 20° a 150° . A seta indica o pico de difração correspondente aos planos cristalográficos de orientação $hkl = 146$, cujo ângulo $2\theta = 135,96^\circ$	112
Figura 4.1. Força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado para ensaios com espessura equivalente de corte heq_1 , em função do número de peças retificadas.	114
Figura 4.2. Força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado para ensaios com espessura equivalente de corte heq_2 , em função do número de peças retificadas.	115
Figura 4.3. Força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado para ensaios com espessura equivalente de corte heq_3 , em função do número de peças retificadas.	116
Figura 4.4. Razão entre o desgaste diametral do rebolo diamantado e da peça retificada para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado.....	119
Figura 4.5. Análise de desvio de circularidade comparativo entre os três métodos de lubri-refrigeração para espessura equivalente de corte heq_1	120
Figura 4.6. Análise de desvio de circularidade comparativo entre os três métodos de lubri-refrigeração para espessura equivalente de corte heq_2	122
Figura 4.7. Análise de desvio de circularidade comparativo entre os três métodos de lubri-refrigeração para espessura equivalente de corte heq_3	123
Figura 4.8. Rugosidade para os três métodos de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte heq_1	124
Figura 4.9. Rugosidade para os três métodos de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte heq_2	125
Figura 4.10. Rugosidade para os três métodos de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte heq_3	126
Figura 4.11. Microscopia eletrônica de varredura da superfície de amostras de corpos de prova ainda não retificados com aumento de: (a) 350 vezes e (b) 3000 vezes.....	127
Figura 4.12. Microscopia eletrônica de varredura da superfície dos corpos de prova retificados com a técnica de lubri-refrigeração convencional, com espessura equivalente de corte: (a) heq_1 ; (b) heq_2 e; (c) heq_3	129

Figura 4.13. Microscopia eletrônica de varredura na superfície dos corpos de prova retificados com a técnica de lubri-refrigeração otimizada, com espessura equivalente de corte: (a) <i>heq1</i> ; (b) <i>heq2</i> e; (c) <i>heq3</i>	130
Figura 4.14. Microscopia eletrônica de varredura na superfície dos corpos de prova retificados com a técnica de lubri-refrigeração MQL, com espessura equivalente de corte: (a) <i>heq1</i> ; (b) <i>heq2</i> e; (c) <i>heq3</i>	131
Figura 4.15. Microscopia eletrônica de varredura comparando a superfície de alumina retificada utilizando como fluido de corte: óleo mineral (esquerda) e emulsão (direita) (Toenshoff <i>et al.</i> , 1999).	132
Figura 4.16. Superfície retificada sob mesmas condições de usinagem das seguintes cerâmicas avançadas: (a) Al_2O_3 ; (b) $Al_2O_3-TiO_2$ e; (c) Y-TZP. (Huang e Liu, 2003).....	133
Figura 4.17. Variação da distância entre os planos de orientação 146 em função de $sen2\psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte <i>heq1</i>	134
Figura 4.18. Variação da distância entre os planos de orientação 146 em função de $sen2\psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte <i>heq2</i>	135
Figura 4.19. Gráfico da variação da distância entre os planos de orientação 146 em função de $sen2\psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte <i>heq3</i>	135
Figura 4.20. Variação da distância entre os planos de orientação 146 em função de $sen2\psi$ para um corpo de prova não retificado.....	136
Figura 4.21. Tensão residual para os três métodos de lubri-refrigeração: convencional, otimizado e MQL com espessura equivalente de corte <i>heq1</i> , <i>heq2</i> e <i>heq3</i> ; e tensão residual para um corpo de prova não retificado.....	137

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Características físicas e mecânicas de algumas cerâmicas avançadas. (adaptado de Mamalis <i>et al.</i> , 2002).	28
Tabela 2.2. Classificação dos fluidos para processamento de base líquida. (Marinescu <i>et al.</i> 2004).	50
Tabela 2.3. Características dos fluidos de corte na retificação. (Adaptado de Irani <i>et al.</i> , 2005)	51
Tabela 2.4. Classificação dos sistemas cristalinos e das redes de Bravais (Adaptado de Cullity, 1978).	74
Tabela 3.1. Parâmetros utilizados em todos os ensaios de retificação.	92
Tabela 3.2. Valores de potência elétrica e tensão para obtenção da curva de calibração da potência elétrica	96
Tabela 3.3. Valores de frequência de rotação e tensão utilizados para a calibração da curva de rotação do rebolo.	98
Tabela 4.1. Cálculo da tensão residual para cada método de lubri-refrigeração.....	137

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

a_0 – parâmetro de rede

a_d – profundidade de dressagem

a_p – profundidade de corte

a , b e c – versores que geram o espaço cristalográfico

b – largura de retificação

c – tamanho médio da trinca

c_l – tamanho médio da trinca lateral

CNC – Comando Numérico Computadorizado

CONAMA – Conselho Nacional do Meio Ambiente

d – espaçamento interplanar

d_0 – espaçamento interplanar para um material livre de tensão e deformação

d_a – espessura do jato de fluido de corte no bocal aplicador otimizado

D_a – diâmetro do corpo do bocal aplicador otimizado

d_c – espessura de corte crítica para ativação de fratura

d_{hkl} – espaçamento interplanar entre os planos cristalográficos (h, k, l)

d_e – diâmetro equivalente

DRX – Difração de Raios X

d_s – diâmetro do rebolo

d_w – diâmetro da peça de trabalho

d_ψ – espaçamento entre os planos orientados na direção da deformação ϵ_ψ

E – módulo de elasticidade

h – distância da superfície livre ao plano de uma trinca

h_a – espessura do jato de fluido de corte no bocal aplicador convencional

h_{eq} – espessura equivalente de corte

F_n – força normal de corte

F_t – força tangencial de corte

G – relação G

H – dureza

K_c – resistência à fratura

L – trinca longitudinal

L_a – espaçamento médio entre os grãos abrasivos do rebolo

l_c – arco ou comprimento de contato

L_r – extensão sob a qual as medidas de rugosidade são realizadas

MEV – Microscopia Eletrônica de Varredura

MQL – Mínima Quantidade de Lubrificação

n_s – frequência de rotação do rebolo

n_w – frequência de rotação da peça de trabalho

P – carga aplicada

P_{elet} – potência elétrica

P_{mec} – potência mecânica

r – deslocamento do rebolo

R^2 – coeficiente de determinação

R_a – rugosidade média

R_q – rugosidade média quadrática

R_t – rugosidade máxima

S_m – distância média entre saliências na superfície de um corpo

t – tempo

T – trinca transversal

t_s – tempo de centelhamento

V – tensão elétrica

V_f – velocidade de avanço do rebolo

V_j – velocidade do jato de fluido de corte

V_s – velocidade tangencial do rebolo

V_w – velocidade tangencial da peça de trabalho

y – desvio das saliências em relação à linha de centro na superfície da peça de trabalho

y_{CL} – linha de centro na superfície da peça

Z_s – volume de rebolo gasto

Z_w – volume de material removido

$(h k l)$ – índices de Miller

α, β e γ – ângulos entre os versores que geram o espaço cristalográfico

ε – diferença residual

θ – metade do ângulo formado pelo feixe de raios X difratado e pelo feixe incidente

λ – comprimento de onda

ν – coeficiente de Poisson

σ – tensão

ψ – ângulo formado entre a reta normal aos planos cristalográficos e a reta normal à superfície de um material

Υ – metade do ângulo entre as bordas opostas de um material

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	21
2. REVISÃO BIBILOGRÁFICA	27
2.1. Cerâmicas avançadas.....	27
2.1.1. Cerâmicas avançadas e propriedades mecânicas dos materiais cerâmicos	27
2.1.2. Modelo mecânico de fratura	28
2.1.3. Modelos para mecanismos de remoção do material: modos dúctil e frágil....	34
2.2. Retificação cilíndrica externa de mergulho	38
2.2.1. Arco ou comprimento de contato (l_c).....	40
2.2.2. Diâmetro equivalente (d_e)	41
2.2.3. Espessura equivalente de corte (h_{eq})	41
2.2.4. Desgaste do rebolo e relação G.....	42
2.2.5. Força tangencial de corte (F_t)	45
2.2.6. Processo de <i>spark-out</i>	45
2.3. Dressagem e topografia de rebolos	47
2.4. O fluido de corte no processo de retificação	49
2.4.1. Classificação dos fluidos de corte	50
2.4.2. Problemas associados ao uso do fluido de corte	53
2.4.3. Aplicação do fluido de corte.....	56
2.5. Integridade superficial das peças retificadas	65
2.5.1. Rugosidade	65
2.5.2. Análise microestrutural da peça através da microscopia eletrônica de varredura (MEV)	69
2.5.3. Determinação da tensão residual pela técnica de difração de raios X	72
3. MATERIAIS E MÉTODOS.....	84
3.1. Equipamentos e materiais utilizados.	84
3.1.1. Retificadora cilíndrica externa.....	84
3.1.2. Corpo de prova	85
3.1.3. Mandril	86
3.1.4. Rebolo.....	86
3.1.5. Dressador.....	87

3.1.6.	Sistemas de lubri-refrigeração	87
3.1.7.	Ensaio preliminares e parâmetros para os ensaios	92
3.2.	Monitoramento do processo de retificação.....	94
3.2.1.	Equipamento para aquisição de dados	94
3.2.2.	Força tangencial de corte	96
3.3.	Caracterização do corpo de prova após o processo de retificação.....	101
3.3.1.	Limpeza dos corpos de prova	101
3.3.2.	Circularidade.....	101
3.3.3.	Rugosidade	102
3.3.4.	Desgaste diametral do rebolo	103
3.3.5.	Análise de microscopia eletrônica de varredura.....	106
3.3.6.	Tensão residual por difração de raios X	109
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	113
4.1.	Força tangencial de corte	113
4.2.	Relação G	118
4.3.	Desvio de circularidade	120
4.4.	Rugosidade	124
4.5.	Morfologia superficial analisada por imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV)	126
4.6.	Tensão residual por difração de raios X	133
5.	CONCLUSÕES	139
6.	BIBLIOGRAFIA	142
	ANEXO A - Rotina CNC para usinagem do corpo de prova.....	149
	ANEXO B - Rotina CNC para marcação de desgaste do rebolo	150
	ANEXO C - Projeto para fabricação do mandril.....	151
	ANEXO D - Projeto do bocal para a técnica de lubri-refrigeração otimizada.....	152
	ANEXO E - Projeto do bocal de MQL	153
	ANEXO F - Padrões de difração de raios X dos corpos de prova	154

1. INTRODUÇÃO

Desde a Revolução Industrial, iniciada na Inglaterra em meados do século XVIII e expandida para mundo a partir do século XIX, a busca por materiais de alta qualidade e desempenho, associada ao baixo custo de produção, é objetivo que estimula pesquisadores das áreas de ciência e tecnologia de materiais. Dentro desse contexto, nas últimas duas décadas, os materiais cerâmicos avançados têm sido extensivamente utilizados em aplicações na indústria. Esse crescimento se justifica, sobretudo, pelas suas diferenciadas propriedades mecânicas, físicas e químicas, quando comparados aos materiais tradicionalmente utilizados, como os metais e as ligas metálicas. Dentre essas propriedades, destacam-se os elevados índices de dureza, resistência ao desgaste e ponto de fusão, além da baixa densidade e baixa condutividade térmica e elétrica.

Outro aspecto relevante é que os materiais cerâmicos são formados, geralmente, por uma combinação de elementos metálicos e não metálicos, como óxidos, nitretos ou carbetos, de estequiometria variável. A simples variação na proporção entre os elementos de um composto pode alterar significativamente as propriedades do material. Dessa maneira, a manipulação estequiométrica permite a produção de cerâmicas com propriedades controladas e adequadas a diferentes tipos de aplicações.

Contudo, segundo Irani e Bauer (2011), apesar das características singulares dos materiais cerâmicos, ainda se tem um alto custo agregado ao seu processo de produção, cujas etapas estão ilustradas no diagrama da Figura 1.1.

Dentre as etapas de produção de materiais cerâmicos, o processamento avançado, em especial, o acabamento final, é a etapa de maior custo agregado, a qual, na maioria dos casos, é feita pelo processo de retificação. Apesar do alto custo, a retificação é praticamente

o único processo economicamente viável para a usinagem de materiais cerâmicos após a sinterização, a fim de obter superfícies de elevada qualidade e precisão geométrica. De acordo com Irani *et al.* (2005), na fabricação de cerâmicas, o custo com o processo de retificação é responsável por 50% do custo total da fabricação. Diante disso, pesquisas objetivando o estudo dos processos de retificação de materiais cerâmicos são de fundamental importância na busca de processos mais eficientes e com melhor relação custo-benefício.

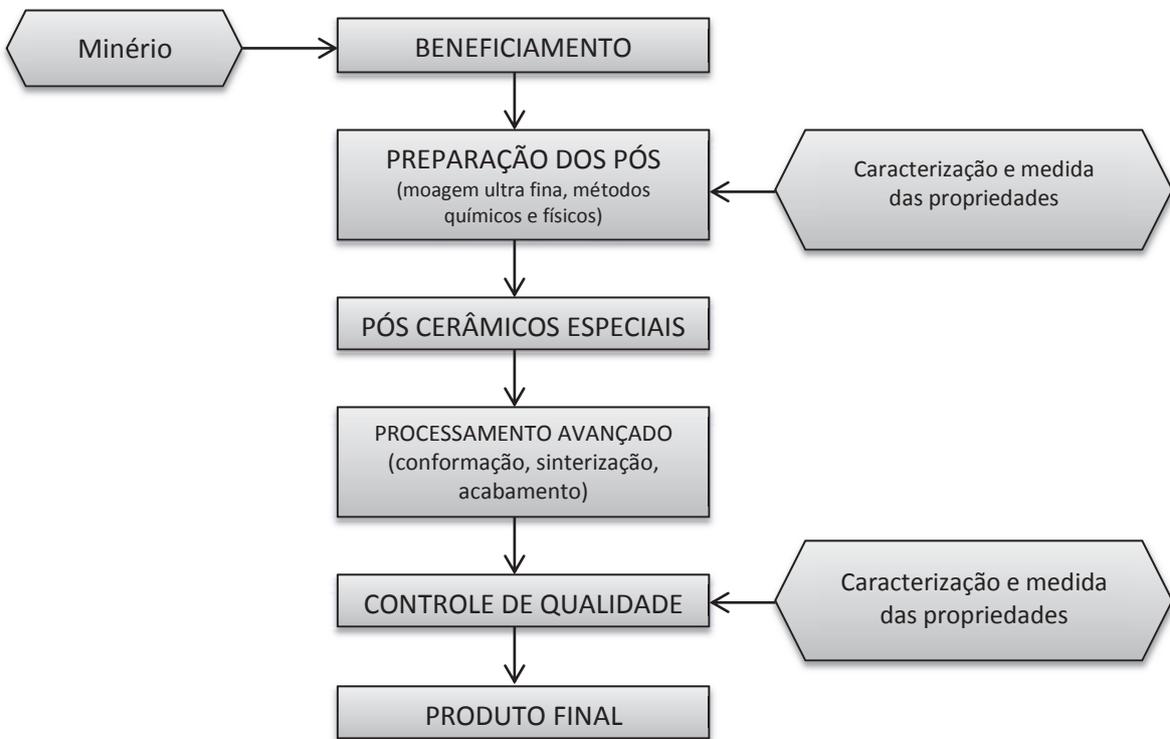


Figura 1.1. Diagrama esquemático do processo de produção e processamento de materiais cerâmicos (Techmat, 2011).

Assim como no processamento de materiais metálicos, a retificação de materiais cerâmicos é usualmente realizada com a utilização de fluidos de corte. As funções do fluido de corte no processo de retificação são as de proporcionar: a lubrificação, reduzindo o atrito da ferramenta com a peça; a refrigeração, removendo o calor gerado pelo atrito; a remoção do cavaco gerado pelo processo; a proteção das partes metálicas contra a corrosão e;

redução dos custos operacionais com o consumo de energia, ferramentas e retrabalhos. Contudo, ao mesmo tempo que são agentes de melhoria na qualidade da usinagem, os fluidos de corte estão diretamente relacionados ao alto custo do processamento dos materiais. É importante mencionar que, além do próprio valor do fluido de corte, esse alto custo está associado, principalmente, ao alto preço do descarte adequado do fluido. Segundo Astakhov (2010), nos processamentos contemporâneos, os custos com fluido de corte, incluindo desde o preço do produto até os gastos com descarte, podem chegar até a aproximadamente 17% do custo total de produção de um material.

Além da questão financeira, os fluidos de corte podem representar potenciais riscos ao meio ambiente devido ao seu alto poder de contaminação. Diante do exposto, os países têm criado leis específicas para regular o descarte desse tipo de fluido e de óleos lubrificantes de maneira geral. Segundo apontado por Ignácio (1998), e reiterado por Oliveira e Alves (2007), o Brasil também já apresenta tal preocupação, manifesta na Resolução do Conselho Nacional do Meio Ambiente (CONAMA) 9/93, a qual apresenta uma série de regras para descarte de óleo lubrificante, não permitindo seu rejeito no meio ambiente sem que haja tratamento adequado. Entretanto, apesar das rigorosas leis que regem o uso e o descarte desses fluidos e outros tipos de óleos pelas indústrias e em qualquer outro ramo do setor de usinagem, sabe-se que ainda hoje o descarte é feito de forma inadequada. Isso ocorre, principalmente, devido ao alto custo agregado ao descarte.

Klocke *et al.* (2001) reporta que, mesmo havendo um descarte adequado do fluido de corte, pode ocorrer ainda a contaminação do solo, água e ar devido a vazamentos, perdas, emissões e a água da lavagem de reservatórios.

Apesar disso, se por um lado a utilização do fluido de corte pode representar alto custo de processamento para as indústrias, analisando por outro ponto de vista, nota-se que

as empresas podem tirar vantagens competitivas dessa questão através do controle e redução dos resíduos gerados em seus processos produtivos. Oliveira e Alves (2007) reforçam esse conceito ao afirmar que as indústrias devem buscar constantemente garantir a qualidade de seus produtos, sem deixar de lado o investimento em processos ambientalmente corretos, os quais se caracterizam pela melhoria da eficiência nos processos e no tratamento, reciclagem e reutilização de seus resíduos.

Diversas pesquisas têm sido realizadas com o objetivo de encontrar técnicas de lubri-refrigeração alternativas que possam reduzir o consumo de fluido de corte sem afetar a qualidade de acabamento da peça de trabalho e, paralelamente a isso, sem aumentar excessivamente o desgaste da ferramenta de corte. Nesse sentido, três parâmetros do processo de retificação tem recebido especial atenção em trabalhos de pesquisa: os tipos de fluido de corte utilizados, sua manutenção e, por final, a otimização das formas de aplicação do fluido de corte. (Astakhov, 2010)

O trabalho de Brinksmeier *et al.* (1999) apresenta um estudo da eficiência do processo de retificação analisando alternativas de otimização da lubri-refrigeração a partir do controle sistemático dos três parâmetros do processamento mencionados no parágrafo anterior, conforme ilustrado no diagrama da Figura 1.2.

Tipo e composição dos fluidos de corte	Condições de aplicação do fluido de corte	Limpeza e manutenção do fluido de corte
<ul style="list-style-type: none"> • Fluido básico • Aditivos 	<ul style="list-style-type: none"> • Características do bocal aplicador • Velocidade e pressão de aplicação • Quantidade de fluido de corte utilizado 	<ul style="list-style-type: none"> • Tipo de filtração do fluido de corte • Qualidade da filtração • Características das bombas e tanques • Medidas para manutenção

Figura 1.2. Parâmetros para otimização da lubri-refrigeração em processos de retificação. (Adaptado de Brinksmeier *et al.*, 1999)

Dentro desse contexto, especialmente no que refere-se aos parâmetros relacionados às condições de aplicação do fluido de corte, iniciaram-se no final da década de 1980 os primeiros estudos sistemáticos de técnicas de lubri-refrigeração para retificação de materiais metálicos, inicialmente chamadas de usinagem a seco e usinagem próxima de seco. (Klöcke e Eisenblätter, 1997)

A usinagem a seco tem se mostrado inviável em aplicações escala industrial, especialmente pelas elevadas temperaturas observadas na zona de corte durante o processo de retificação, causando danos à integridade superficial da peça de trabalho. Já a usinagem próxima de seco, tem apresentado resultados promissores, reduzindo significativamente a quantidade de fluido de corte utilizado sem causar prejuízos à qualidade da peça retificada. Atualmente, as técnicas de usinagem próxima de seco são conhecidas também como técnica de mínima quantidade de lubrificação, ou simplesmente, MQL. (Tawakoli *et al.*, 2011)

Os processos de retificação de materiais metálicos utilizando as técnicas de MQL tem se desenvolvido vigorosamente na atualidade, contudo, as referências para processamento de materiais cerâmicos avançados ainda são escassas, sendo que ainda não há trabalhos que apresentem resultados sistematizados para peças de trabalho dessa classe. Face a todo o exposto, a presente tese tem como objetivo estudar pioneiramente duas técnicas de lubri-refrigeração alternativas às convencionalmente utilizadas nos processos de retificação de material cerâmico avançado, sendo elas: a técnica denominada lubri-refrigeração otimizada e a técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL), as quais emergem como novas alternativas para as empresas que buscam uma solução para os problemas associados ao uso dos fluidos de corte nos processos de usinagem. Para tal, este projeto apresenta resultados sistematizados para uma melhor avaliação das citadas técnicas de lubri-refrigeração, comparando-as com as convencionalmente utilizadas pelas indústrias. As

análises serão feitas a partir do estudo de variáveis de monitoramento do processo de retificação, como a força tangencial de corte e o desgaste diametral do rebolo, além da avaliação da qualidade final de acabamento da peça através de medidas de rugosidade, desvio de circularidade, morfologia e tensão residual da superfície retificada.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Cerâmicas avançadas

2.1.1. Cerâmicas avançadas e propriedades mecânicas dos materiais cerâmicos

Segundo Taylor (2001), as cerâmicas são classificadas em dois grandes grupos: as cerâmicas tradicionais e as cerâmicas avançadas. Cerâmicas tradicionais são aquelas com base, quase que em sua totalidade, composta de minerais filossilicáticos hidratados, popularmente chamadas de argila. Cerâmicas dessa classe são empregadas na produção de artefatos como potes, vasos, louças, tijolos, telhas e outros objetos comumente fabricados com acabamento de baixa qualidade dimensional, se comparados com as cerâmicas avançadas. Já as cerâmicas avançadas são compósitos sintéticos, com alto grau de pureza, que podem ter diversas bases diferentes. As bases mais comuns são óxidos, carbetos, nitretos e oxi-nitretos.

O estudo das estruturas químicas e cristalinas das cerâmicas avançadas, aliado aos novos processos de caracterização de materiais, permitiu a aplicação das cerâmicas avançadas em indústrias de alto potencial tecnológico, como a indústria aeroespacial, de comunicações, eletrônica, médica, entre outras. Tal potencialidade é justificada pelas características diferenciadas dos materiais cerâmicos, como elevada resistência mecânica, alta dureza, elevado ponto de fusão e baixa condutividade elétrica, além da inércia química (Hubertus, 2007).

Segundo Fujita *et. al.* (2006), 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 elevada que o limite de resistência à fratura é atingido antes do movimento de discordâncias.

É importante mencionar que, diferentemente dos metais, as propriedades mecânicas dos materiais cerâmicos se preservam mesmo em temperaturas elevadas. De acordo com Marinescu *et al.* (2007), isso se explica pelo fato da estrutura cristalina da cerâmica ser menos simétrica que a estrutura dos metais, e assim sendo, mesmo com o aumento de temperatura até valores próximos ao ponto de fusão, não há ativação de mais do que dois ou três sistemas de deslizamento de discordâncias.

A Tabela 2.1, elaborada por Mamalis *et al.* (2002), apresenta características físicas e mecânicas de algumas das cerâmicas avançadas mais populares na atualidade. Para comparação, foram inseridas as características também de materiais metálicos.

Tabela 2.1. Características físicas e mecânicas de algumas cerâmicas avançadas. (adaptado de Mamalis *et al.*, 2002).

	Densidade (gcm^{-3})	Módulo de Elasticidade (GPa)	Resistência à Flexão (MPa)	Condutividade Térmica ($W(mK)^{-1}$)
Al_2O_3	3,8 ... 4,2	344	304	25
ZrO_2	5,9	206	980	28
SiC	3,1 ... 3,2	392	490	59
B_4C	2,5	300	700	29
Si_3N_4	3,2	294	588	30
Aço-Carbono	7,85	190 ... 210	276 ... 1882	24.3 ... 65.2

2.1.2. Modelo mecânico de fratura

O processo de retificação em cerâmicas é utilizado para adequar a geometria das peças fabricadas segundo uma determinada precisão. A retificação é necessária porque, durante o processo de sinterização dos materiais cerâmicos ocorrem, inevitavelmente, deformações geométricas devido ao aumento de temperatura. O processo mais comum de

retificação de cerâmicas é realizado por usinagem abrasiva, onde ocorre significativa remoção de material, evidenciada no desgaste da peça retificada. (Alves, 2010)

Pelas características estruturais em nível atômico das cerâmicas, o processo de remoção difere consideravelmente da teoria da retificação clássica para materiais metálicos. Segundo Gong *et al.* (2002), vários modelos mecânicos de fratura foram propostos, contudo, o modelo proposto por Lawn e Wilshaw (1975) tem sido o mais utilizado e referenciado.

No estudo de Lawn e Wilshaw (1975) sobre a formação de trincas, foi proposto um modelo elaborado com base em experimentos de indentação utilizando uma esfera de pequeno diâmetro como indentador. As seis fases de formação de trincas podem ser observadas na Figura 2.1.

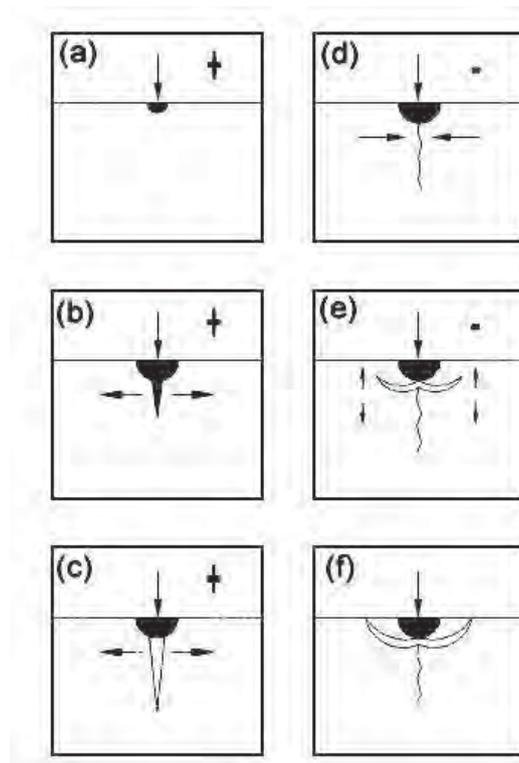


Figura 2.1. Estágios de formação das trincas através de indentação (Adaptado de Malkin e Hwang, 1996).

Inicialmente uma zona plástica semi-esférica de pequeno diâmetro é formada próxima à superfície de contato entre a superfície da peça e o indentador (Figura 2.1.a). Em seguida, uma pequena trinca longitudinal (trinca média) inicia-se devido ao campo de tensão gerado pela pressão do indentador (Figura 2.1.b). A trinca se propaga à medida que a indentação se intensifica, aumentando de tamanho (Figura 2.1.c). Um decréscimo da carga resulta na redução do tamanho ou no fechamento da trinca longitudinal devido às tensões de compressão (Figura 2.1.d). A redução subsequente da carga promove a formação de trincas transversais, devido às tensões laterais (Figura 2.1.e). Após a liberação da carga, devido ao campo de tensão residual gerado, o tamanho da trinca lateral aumenta, conduzindo à separação do material na forma de cavacos (Figura 2.1.f). (Fujita *et al.*, 2006).

Segundo Malkin e Hwang (1996), os mecanismos de fratura utilizando um indentador são idênticos aos eventos que ocorrem em pequena escala para retificação de cerâmicas por abrasão. Os padrões de deformação e fratura observados quando um indentador Vickers exerce uma carga normal à superfície da amostra são mostrados com mais detalhes na Figura 2.2. Na ilustração, a região diretamente abaixo do indentador é chamada de zona de deformação plástica. Também são representados os dois sistemas de ruptura que surgem na região plástica: as trincas longitudinais (ou trincas médias) e as trincas transversais (ou trincas laterais).

As trincas longitudinais que se propagam em direção ao interior do corpo da peça são responsáveis pelo decréscimo da resistência mecânica, enquanto as trincas laterais são responsáveis pela remoção de material.

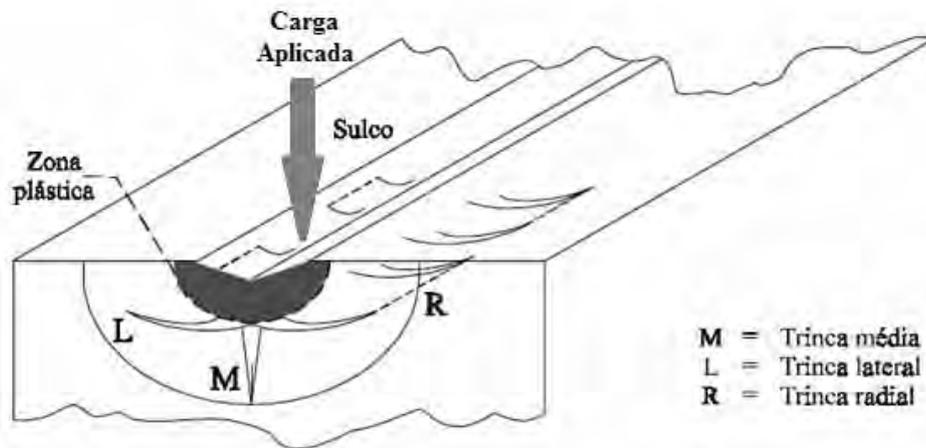


Figura 2.2. Representação da zona plástica de deformação, onde *L* é uma trinca longitudinal, e *T* são trincas transversais em ensaios de indentação com um indetador Vickers (Adaptada de Marshall, 1984).

Do ponto de vista quantitativo, as pesquisas de trincas longitudinais utilizando mecanismos de fratura se iniciaram mais cedo, mais precisamente na década de 1970, e tiveram seus primeiros resultados publicados por Lawn e Swain (1975). Nesse estudo, o tamanho médio das trincas foi modelado considerando um campo de tensão gerado pela aplicação de uma carga pontual com direção normal à superfície da amostra. O fator intensidade da tensão, obtido pela integração do campo de tensão ao redor da trinca média, foi utilizado para prever a relação entre a carga aplicada P e o tamanho da trinca c . Os resultados mostraram uma relação de proporcionalidade entre o tamanho da trinca e a carga ($P \propto c$), o que é concordante com os resultados experimentais. Foi observado também que a trinca longitudinal não é induzida somente durante a aplicação da carga, mas também durante a sua retirada. Tal fato foi atribuído à deformação plástica abaixo do indetador.

Muitos pesquisadores também investigaram a influência da tensão residual no surgimento simultâneo de trincas laterais e longitudinais, pois, como a deformação plástica

não é uniforme, é gerada uma tensão residual também não-uniforme na região abaixo da aplicação da carga. Marshall *et al.* (1979) fizeram um dos primeiros trabalhos que focou-se em pesquisar a propagação das trincas longitudinais em duas componentes: uma elástica e uma irreversível, ou seja, uma componente residual. Os resultados sugerem que a componente elástica inicia a trinca longitudinal e causa seu prolongamento durante a aplicação da carga, enquanto o componente residual induz a propagação da trinca quando o indentador é retirado. Para esse modelo, foi obtido por Lawn e Evans (1980) uma relação que permite estimar o tamanho de propagação da trinca, conforme segue:

$$\frac{P}{c^{3/2}} = \frac{K_c}{\xi (\cot \gamma)^{2/3} (E/H)^{1/2}} \quad (2.1)$$

onde H é a dureza do material, E o módulo de elasticidade, K_c a resistência à fratura, 2γ o ângulo entre as bordas opostas do material e ξ uma constante. A relação entre a carga aplicada e o tamanho da trinca, $P \propto c^{3/2}$, coincide com resultados experimentais para diversos materiais cerâmicos. A Figura 2.3 apresenta, como exemplo, os resultados obtidos por Marshall (1984) para a carga normal aplicada em função do tamanho da trinca em uma cerâmica de composição ZnS .

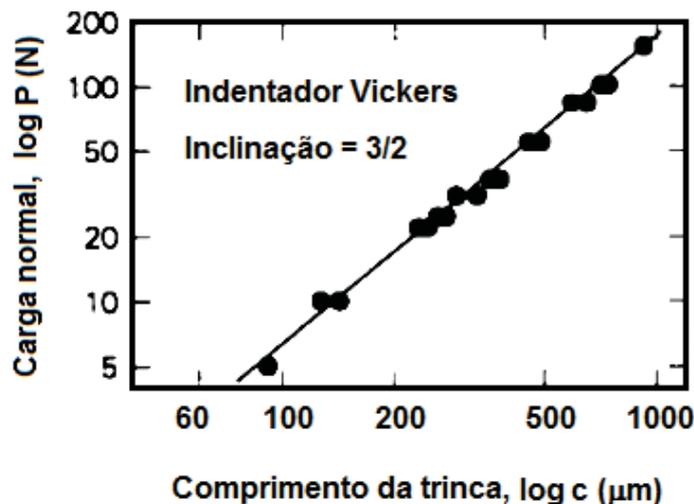


Figura 2.3. Resultados experimentais de carga aplicada em função do tamanho de trinca para ZnS obtidos por Marshall (1984).

Essa equação é válida para situações onde o indentador não possui movimento, exceto o movimento para aplicação da carga normal à superfície da amostra. Entretanto, em um processo de retificação real, um grão abrasivo não exerce sobre a peça a ser retificada uma carga normal como um indentador estático, mas também uma carga tangencial na direção do movimento relativo entre a ferramenta de corte e a peça retificada. Analogamente ao modelo anterior, o campo de tensão elástica gerado nesse caso é composto pela componente normal de carga P e a componente tangencial P' .

No caso de aplicação de cargas elevadas sobre a superfície das amostras, a tensão residual para um indentador em movimento pode se tornar o fator dominante na formação de trincas longitudinais. Analogamente ao indentador estático, a força de abertura da trinca determinada pelo campo de tensão residual é proporcional à intensidade da tensão. Esta análise plástica-elástica para um indentador em movimento revela uma relação entre carga e tamanho da trinca da forma $P \propto c^{1/2}$. (Gong *et al.*, 2002)

Já as trincas laterais para um indentador em movimento também se iniciam durante o processo de retirada da carga acima da zona plástica e se propagam lateralmente em um plano paralelo à superfície da amostra. A deflexão da trinca pela superfície livre pode causar remoção por fratura, ou corte, gerando o desprendimento de uma porção do material da superfície da amostra, comumente conhecido como cavaco (Mamalis *et al.*, 2002).

A Figura 2.4 ilustra a zona de deformação plástica e formação das trincas médias e laterais devido à aplicação de uma carga normal por um indentador (ou uma partícula abrasiva) com velocidade tangencial à superfície de um corpo cerâmico.

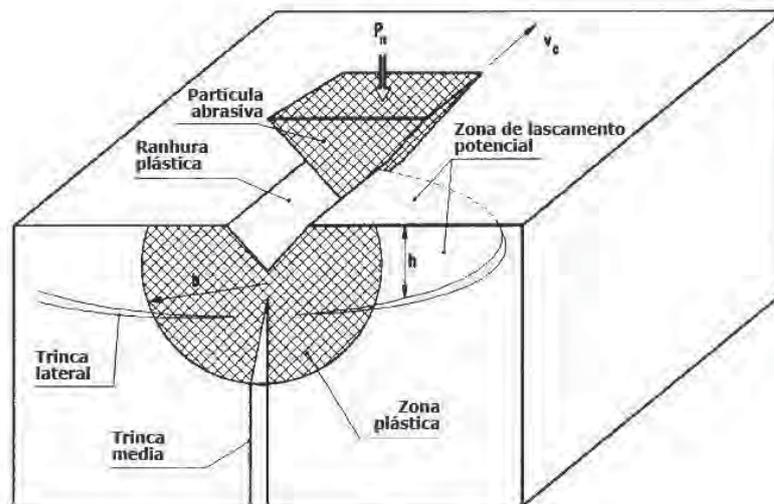


Figura 2.4. Zona plástica e formação das trincas longitudinais e laterais devido ao riscamento por um grão abrasivo (Adaptado de Malkin e Hwang, 1996).

Dessa maneira, é de fundamental importância a compreensão dos modelos mecânicos de fratura em um processo de retificação. O entendimento das relações entre carga aplicada e potenciais trincas originadas pela referida carga permitem estabelecer referenciais para controlar a taxa de avanço do rebolo e a velocidade tangencial de corte, a fim de se obter corpos de prova com maior integridade superficial.

2.1.3. Modelos para mecanismos de remoção do material: modos dúctil e frágil

Segundo Zhang e Subhash (2003), diversos modelos para mecanismos de remoção de material foram propostos ao longo dos anos, mas o mais referenciado e aceito pela comunidade científica é o apresentado pelo trabalho de Malkin e Hwang (1996), onde foi realizado um estudo detalhado sobre os mecanismos predominantes de remoção de material por uma ferramenta de ponta simples de diamante. Experimentos de riscamento em alumina mostram a evidencia de três regimes distintos em função da profundidade de corte: um fluxo essencialmente dúctil; um fluxo transitório entre o dúctil e o frágil e; um

fluxo essencialmente frágil. Essas observações para alumina estão esquematicamente ilustradas na Figura 2.5.

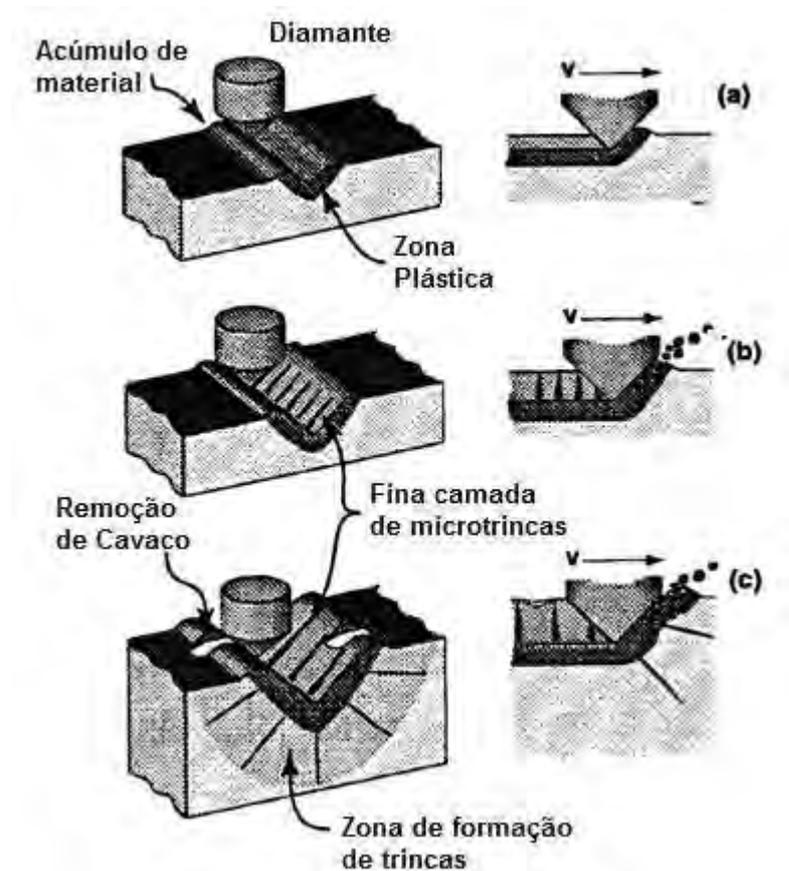


Figura 2.5. Ilustração de mecanismos de remoção de material para alumina. **(a)** Modo de remoção essencialmente dúctil. **(b)** Transição entre os modos dúctil e frágil. **(c)** Modo de remoção essencialmente frágil. (adaptada de Malkin e Hwang, 1996).

Para uma profundidade de corte menor que $1 \mu m$ (Figura 2.5.a), é observado somente um fluxo dúctil, o qual promove a formação de um sulco na superfície da peça. Denominou-se essa fase por 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. (Malkin e Hwang, 1996)

De acordo com Alves *et al.* (2010), a principal característica do modo dúctil é a ausência de trincas residuais na peça, as quais podem degradar a resistência à ruptura de um componente de cerâmica estrutural.

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. (Malkin, 2008)

Zhong (2003) menciona que a profundidade de corte crítica para a retificação de materiais duros e frágeis no modo dúctil varia de 50 nm a 1 μm . Afirma ainda que a transição entre os modos dúctil e frágil pode ser controlada pela configuração dos parâmetros de processo, como taxa de avanço da ferramenta de corte e fluido de corte. Em seu trabalho, ele reporta um modo intermediário entre o frágil e o dúctil, o qual ele chama de retificação por microtrincamento ou retificação parcialmente dúctil.

Para profundidade de corte de aproximadamente 1 a 3,5 μm (Figura 2.5.b), é observada uma pequena camada de trincas e um fluxo plástico na superfície da ranhura, com a remoção do material na forma de partículas finas. Trincas na camada superficial são causadas pela tensão gerada ao redor da ferramenta de corte. Essa fase é caracterizada pela transição das fases dúctil e frágil de remoção do material (Malkin e Hwang, 1996).

A transição entre os modos de remoção de material pode ser compreendida baseada no conceito de volume de interação. Conforme o volume da interação entre o grão abrasivo e a superfície da peça varia, percebe-se um limite onde a fratura da peça é substituída pela deformação plástica. Para interações de pequena escala na maioria dos materiais frágeis, é energeticamente mais favorável ocorrer deformação do que criação duas novas superfícies por fratura. O volume limite em que ocorre essa transição é uma função das propriedades intrínsecas do material (Fujita *et al.*, 2006).

Já para altos valores de profundidade de corte, até aproximadamente $10\ \mu\text{m}$ (Figura 2.5.c), as trincas laterais se propagam radialmente à região da ranhura e se estendem até atingirem tamanhos relativamente grandes, resultando em uma alta taxa de remoção de material. (Malkin e Hwang, 1996)

De acordo com Mamalis *et al.* (2002), os mecanismos de remoção de material em cerâmica estão associados com os mecanismos de formação de cavaco. Deve-se destacar que a real profundidade de corte é maior que a teórica, uma vez o movimento dos grãos causa uma fragmentação adicional na superfície do material, conforme mostrado na Figura 2.6.

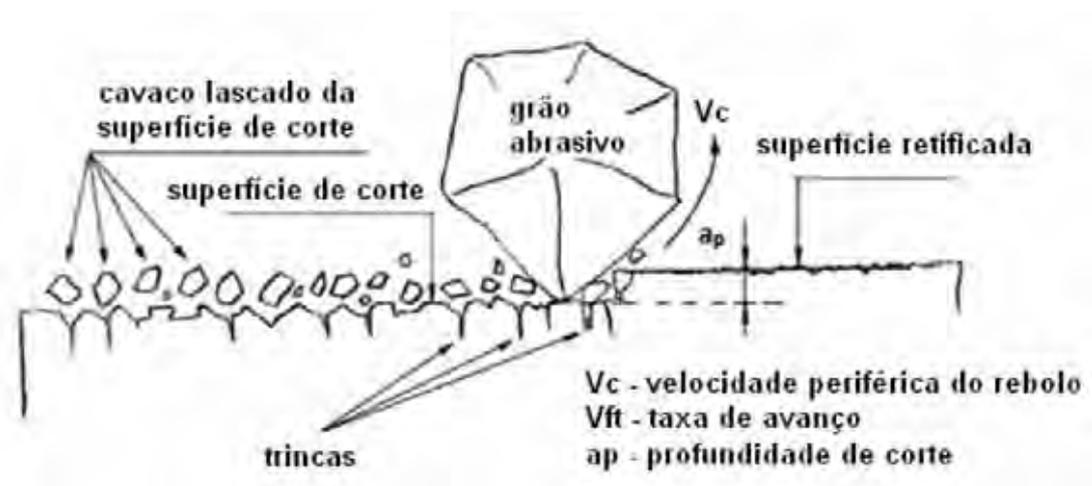


Figura 2.6. Modelo de formação de cavado em retificação de cerâmicas avançadas. (Mamalis *et al.*, 2002)

No presente trabalho os materiais cerâmicos serão retificados com três profundidades de corte diferentes, para fins de comparação. Com isso, espera-se observar variações nos mecanismos de remoção do material e na qualidade superficial do material retificado.

2.2. Retificação cilíndrica externa de mergulho

A retificação é um dos processos de acabamento mais utilizados na fabricação de peças que necessitam de elevada qualidade superficial, dimensional ou geométrica. No caso dos materiais cerâmicos avançados, a retificação é um dos únicos processos para acabamento superficial das peças economicamente viável, pois alia boa qualidade do produto final e alta produtividade. Contudo, os custos envolvidos durante essa etapa de processamento ainda são elevados, caracterizando-se como o componente principal do custo final de peças cerâmicas de precisão. Assim, a viabilidade econômica e a competitividade de cerâmicas de alto desempenho dependem diretamente da eficiência do processo de retificação. (Tawakoli *et al.*, 2010)

Segundo classificação proposta por Oliveira (1988), os processos de retificação, segundo a superfície a ser usinada, podem ser divididos em quatro grupos: cilíndrica externa, cilíndrica interna, plana e rotativa. Dentro desses grupos há uma outra divisão associada à forma de avanço do rebolo, caracterizando as classes: tangencial de mergulho, tangencial de passagem, lateral de mergulho e lateral de passagem. A Figura 2.7 ilustra esses tipos de retificação.

	Cilíndrica Externa	Cilíndrica Interna	Plana	Rotativa
Tangencial de Mergulho				
Tangencial de Passagem				
Lateral de Mergulho				
Lateral de Passagem				

Figura 2.7. Ilustração dos tipos de retificação segundo a superfície a ser usinada e forma de avanço do rebolo (Oliveira, 1988).

Baseado nessa classificação, o processo de retificação deste trabalho pode ser classificado como retificação cilíndrica externa tangencial de mergulho. A operação de retificação cilíndrica externa de mergulho é definida, basicamente, por variáveis relacionadas à forma de processamento, como profundidade de corte a_p , velocidade tangencial do rebolo V_s , velocidade de mergulho (ou velocidade de avanço do rebolo) V_f , frequência de rotação da peça n_w , velocidade tangencial da peça V_w , arco de contato l_c , velocidade do jato de fluido de corte V_j , diâmetro do rebolo d_s , diâmetro da peça a ser retificada d_w , força tangencial de corte F_t e força normal de corte F_n . Na Figura 2.8 estão representadas estas variáveis.

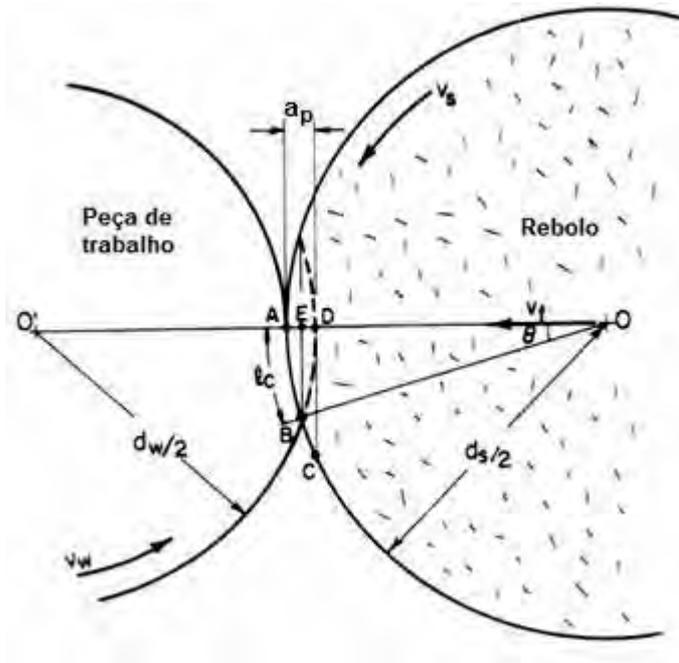


Figura 2.8. Variáveis de uma operação de retificação cilíndrica externa de mergulho (Malkin, 2008).

Segundo Malkin (2008), alguns parâmetros são essenciais para caracterização de um processo de retificação, os quais, além de possibilitarem a comparação entre diferentes ciclos de retificação, permitem também compreender alguns fenômenos que ocorrem, ou são consequência, dos processos de retificação. A seguir é apresentada uma descrição dos referidos parâmetros.

2.2.1. Arco ou comprimento de contato (l_c)

O arco ou comprimento de contato, l_c , define a extensão do contato entre o rebolo e a peça durante o processo de retificação. Pode-se calcular o comprimento de contato, considerando apenas a geometria dos elementos de contato, através da equação:

$$l_c = \sqrt{a_p d_s} \quad (2.2)$$

onde a_p é a profundidade de penetração do rebolo e d_s é o diâmetro do rebolo. (Malkin, 2008)

2.2.2. Diâmetro equivalente (d_e)

O diâmetro equivalente, d_e , estabelece uma relação entre o diâmetro do rebolo e o diâmetro da peça a ser retificada. Essa relação tem influência direta no comprimento de contato. O diâmetro equivalente é dado por:

$$d_e = \frac{d_s}{1 \pm \left(\frac{d_s}{d_w}\right)} \quad (2.3)$$

onde d_s é o diâmetro do rebolo e d_w é o diâmetro da peça. Nessa equação, o sinal positivo representa a operação cilíndrica externa e o sinal negativo, a operação cilíndrica interna. No caso da retificação plana, o diâmetro da peça, d_w , assume valor infinito (Malkin, 2008).

2.2.3. Espessura equivalente de corte (h_{eq})

A espessura equivalente de corte é definida como a relação entre a taxa de remoção de material, a velocidade de movimento relativo da peça e a velocidade de corte (velocidade periférica do rebolo). Para a retificação plana, essa relação é dada por:

$$h_{eq} = \frac{a_p V_w}{V_s} \quad (2.4)$$

onde a_p é a profundidade de penetração do rebolo, V_w é a velocidade periférica da peça e V_s é a velocidade do rebolo. Já para a retificação cilíndrica, a espessura equivalente é

$$h_{eq} = \frac{\pi d_w V_f}{V_s} \quad (2.5)$$

onde V_f é a velocidade de mergulho do rebolo. (Malkin, 2008)

De forma geral, a espessura equivalente, h_{eq} , representa a espessura da camada de material que é removida pelo rebolo em função de sua velocidade periférica. Tal parâmetro

é muito eficiente na caracterização do processo de retificação, uma vez que equaciona três importantes variáveis do processo. A velocidade de corte está associada à denominada dureza dinâmica do rebolo, sendo também diretamente proporcional ao aumento do número de grãos ativos e ao decréscimo na força de corte. Dessa maneira, o controle adequado dessa variável pode proporcionar maior vida útil do rebolo. (Fujita *et. al*, 2006)

2.2.4. Desgaste do rebolo e relação G

Entender os mecanismos de desgaste do rebolo é de relevante importância para o processo de retificação, uma vez que o desgaste excessivo pode diminuir a capacidade de corte da ferramenta. O desgaste se dá de modo bastante complexo em função dos diversos eventos que ocorrem na região de corte durante o processo de retificação. Segundo Malkin (2008), tal complexidade é evidenciada na ineficiência das teorias que objetivam modelar os mecanismos de desgaste de uma ferramenta abrasiva. Isso implica que sua modelagem seja feita, quase que integralmente, de maneira empírica.

Alves *et al.* (2010) afirmam que, durante o processo de retificação, o desgaste do rebolo se dá de duas maneiras distintas: o desgaste associado à perda diametral do rebolo (desgaste volumétrico) e o desgaste associado à a perda da capacidade de corte da ferramenta abrasiva (desgaste abrasivo). Tais fenômenos dependem de diversas variáveis, dentre elas, as mais significativas são: o material do qual o rebolo é constituído, as condições de retificação e de dressagem e a dureza do material a ser retificado. Em processos comuns, os dois tipos de desgaste ocorrem simultaneamente, contudo, observa-se que a intensidade do desgaste abrasivo é normalmente maior que a do desgaste volumétrico. A perda da capacidade de corte da ferramenta abrasiva promove um aumento do atrito na região de corte, podendo ocasionar um aumento de temperatura capaz de danificar tanto o rebolo,

quanto a peça retificada. Além disso, pode diminuir também a eficiência da expulsão dos cavacos dos poros do rebolo, formando um empastamento na região de corte. O desgaste abrasivo excessivo pode provocar ainda a remoção completa de grãos abrasivos. Isso ocorre quando o rebolo é submetido a demasiadas forças de corte.

Segundo Malkin (2008), o desgaste por atrito está diretamente associado à intensidade das forças de retificação e também à taxa de remoção dos grãos abrasivos. Os grãos abrasivos são submetidos a esforços normais e tangenciais durante o processo de retificação. Forças normais (F_n) tendem a gerar tensões compressivas, enquanto forças tangenciais (F_t) provocam o surgimento de tensões de tração. A resistência do rebolo ao desgaste pode ser associada ao parâmetro denominado relação G , definido como sendo a relação entre o volume de material removido (Z_w) e o correspondente volume de rebolo gasto (Z_s), ambos dimensionados em milímetros cúbicos (mm^3). Dessa maneira, a relação G pode ser expressa da seguinte forma:

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (2.6)$$

Através dessa equação nota-se que altos valores da relação G representam baixo desgaste do rebolo, enquanto baixos valores representam grande desgaste. Todavia, se por um lado os valores relativamente baixos da relação G implicam em um desgaste elevado do rebolo, por outro tendem a promover a auto-afiação da ferramenta através da renovação dos grãos abrasivos. Nesse sentido, se o desgaste for baixo, a relação G é relativamente elevada, não havendo troca dos grãos gastos e resultando na perda acelerada da capacidade de corte do rebolo.

Bianchi *et al.* (1996) estudaram o desgaste do rebolo em função da velocidade periférica da peça retificada. Nesse trabalho foi verificado que, dentro dos intervalos

estudados, quanto maior a velocidade periférica da peça (mantendo-se constantes a velocidade de avanço e a rotação do rebolo), menor a profundidade de penetração do rebolo sobre ela, em acordo com a relação proposta na Equação (2.5). Foi verificado também que processos onde a peça porta altas velocidades periféricas promovem grandes impactos entre os grãos abrasivos e a peça, de modo que observa-se, predominantemente, a formação de cavacos curtos. Esse fenômeno reduz o número instantâneo de grãos abrasivos em contato com a peça, aumentando os esforços sobre cada um deles. Sob esforços, os grãos tendem a sofrer fraturas e, desse modo, se auto afiarem, estabilizando as forças de corte. Essa condição, no entanto, provoca um desgaste volumétrico maior do rebolo. Por outro lado, se a velocidade periférica da peça for baixa, observa-se uma maior profundidade de penetração do rebolo durante a retificação. Como consequência, o tempo de contato entre o rebolo e a peça são maiores, de modo que o número de grãos ativos também são maiores, reduzindo os esforços por grão. Nesse caso, observa-se uma tendência à formação de áreas planas na superfície de contato dos grãos, aumentando gradativamente os esforços de corte e resultando em um menor desgaste volumétrico do rebolo.

Segundo descrito no trabalho de Fujita *et al.* (2006), a equação que relaciona a espessura teórica máxima do cavaco à espessura equivalente de corte pode ser escrita da seguinte forma:

$$h_{max} = 2L_a \frac{V_w}{V_s} \sqrt{\frac{a_p}{d_s}} \quad (2.7)$$

onde L_a é o espaçamento médio entre os grãos abrasivos e d_s é o diâmetro do rebolo.

2.2.5. Força tangencial de corte (F_t)

De acordo com Hassui e Diniz (2003), o controle das forças de corte no processo de retificação são de extrema importância, pois estão associadas à qualidade geométrica, dimensional e superficial da peça; à vida útil do rebolo (desgaste volumétrico) e; ao tempo de execução do processo de corte. Os valores médios das forças de corte a serem empregados durante a usinagem também são importantes porque determinam a potência necessária para a máquina retificadora, assim como suas necessidades estruturais. Segundo Bianchi *et al.* (2001), a força tangencial de corte também está relacionada, de maneira proporcional, com a temperatura em uma peça durante um ciclo de retificação e sua rugosidade final. De acordo com Oliveira *et al.* (1992), outro fator relacionado às intensidades das forças de corte é a granulometria do rebolo utilizado.

Para Malkin (2008), há uma relação entre o aumento das forças de corte, tangencial e normal, e o aumento do volume desgastado do topo dos grãos abrasivos, uma vez que o desgaste aumenta a área de contato entre os grãos e a peça de trabalho.

2.2.6. Processo de *spark-out*

O avanço do rebolo em função do tempo nos ciclos de retificação pode ser classificado como teórico ou real. O ciclo apresentado na Figura 2.9 representado pela curva de cor verde é considerado como ciclo teórico, onde o rebolo avança sobre a peça, dotado de uma velocidade de avanço V_f , a qual é denotada pela inclinação da reta, saindo da posição inicial até a posição r_1 no tempo $t = t_1$. Entretanto, em um ciclo real, devido às deformações elásticas envolvidas no processo, as quais dependem da rigidez do conjunto máquina-ferramenta e das próprias características mecânicas do material a ser retificado, existe uma diferença entre as posições teórica e real do rebolo, implicando, dessa forma, em

um avanço nominal diferente do avanço teórico. Na Figura 2.9, o ciclo real é representado pela curva de cor vermelha, sendo que no instante $t = t_1$ a posição real da ferramenta é dada por r'_1 . A diferença entre a posição teórica e a real é representada por Δr . Essa diferença entre as posições deverá ser minimizada ou suprimida durante o período denominado de *spark out*, entre os instantes t_1 e t_2 . Nesse período, o processo de retificação continua, entretanto com avanço teórico nulo do rebolo sobre a peça, promovendo um alívio das deformações elásticas ocorridas durante o processo, quando as deformações elásticas decrescem exponencialmente até próximo de sua nulidade. A diferença final entre o avanço teórico e o avanço real do rebolo é denominada diferença residual, ε . (Malkin, 2008)

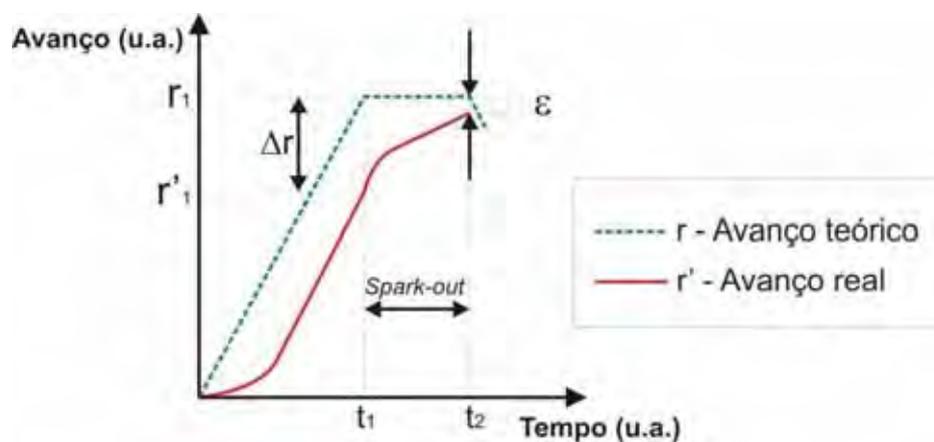


Figura 2.9. Representação esquemática do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho (adaptada de Rowe, 2009).

Com a finalidade de minimizar a diferença residual, nos ensaios do presente trabalho serão realizados processos de *spark out* ao final de cada ciclo de retificação.

2.3. Dressagem e topografia de rebolos

A capacidade de corte da ferramenta abrasiva é sensivelmente reduzida durante o decorrer de uma sequência de processos de retificação. O desgaste natural do rebolo durante a usinagem causa uma considerável deformação da topografia da superfície de corte, prejudicando sua capacidade de remoção de material. Nesses casos se faz necessário executar um processo para recompor a geometria da ferramenta, a fim de restaurar sua capacidade de corte (Malkin, 2008).

A operação responsável pela restauração da face abrasiva do rebolo é chamada de dressagem. Popularmente a dressagem também é denominada como afiação, retificação do rebolo, dressamento ou diamantação. Segundo Oliveira *et al.*, (2002), a dressagem tem como principais objetivos: obtenção de concentricidade da face de trabalho em relação ao seu eixo de giro; restabelecimento de forma e perfilamento da face de trabalho e; retirada de grãos abrasivos gastos de maneira a compor novas arestas cortantes.

A operação de dressagem deve ser feita o mais próximo possível do ponto determinado como o fim da capacidade de trabalho do rebolo, no qual os grãos encontram-se excessivamente gastos e impossibilitados de remover o material de forma adequada. Todavia, deve-se ter extremo cuidado na determinação desse ponto, uma vez que a retificação após esse ponto pode acarretar no surgimento de trincas, queimas superficiais ou ainda a fabricação de peças com elevados índices de rugosidade. Entretanto, caso a dressagem seja executada prematuramente, ela gera um desgaste desnecessário do rebolo, o qual ainda estaria apto a produzir peças dentro das especificações exigidas. Sendo assim, um número excessivo de dressagens é responsável por reduzir o tempo útil de produção, elevando o custo do produto final. (Marinescu *et al.*, 2004)

Malkin (2008) propõe ainda que, ao final do processo de dressagem, sejam executados alguns passes sem avanço do dressador, obedecendo ao princípio de *spark-out*, eliminando, desta forma, deformações elásticas surgidas no sistema máquina-peça-ferramenta durante a operação de dressagem.

De acordo com Graf (2004), as ferramentas de dressagem são divididas fundamentalmente em dois grupos: dressadores estáticos e dressadores rotativos. Dentro da classe dos estáticos, existem os dressadores de ponta única e os multigranulares. Esta última classificação também é denominada *fliese*, na qual grãos homogêneos de diamante são distribuídos uniformemente na superfície do dressador. As principais vantagens da utilização dos dressadores multigranulares frente aos de ponta única são: possibilidade de execução da dressagem em rebolos convencionais e superabrasivos; menor número de substituições; menor possibilidade de quebra e; ausência de manutenção. Para um bom desempenho de dressadores do tipo *fliese*, a operação de dressagem deve ser feita com grande volume de fluido de corte (uma vez que os diamantes são bastante sensíveis ao calor) e; sem interrupções.

Intuitivamente pode-se imaginar que a operação de dressagem deve ser realizada com uma frequência significativamente maior quando a retificação é feita em materiais duros, na qual, naturalmente, é observado um desgaste mais acentuado dos grãos abrasivos do rebolo. Contudo, de acordo com Hassui (2002), a operação de dressagem deve ser mais frequente quando se faz retificação de materiais dúcteis, uma vez que nesse tipo de usinagem são produzidos cavacos longos que aderem à superfície do rebolo, soldando-se aos grãos e diminuindo a capacidade de corte da ferramenta. Nesses casos, a dressagem se apresenta como um método eficiente para a retirada desses cavacos, restaurando a capacidade de corte do rebolo.

2.4. O fluido de corte no processo de retificação

De acordo com Tawakoli *et al.* (2010), uma grande variedade de fluidos de corte são utilizados na indústria de usinagem. O consumo desses fluidos é geralmente elevado, o que está associado ao alto custo de produção, descarte e impactos ambientais.

Segundo Ebbrell *et al.* (1999), as principais funções do fluido de corte são: lubrificação, refrigeração do conjunto peça/ferramenta e retirada do cavaco da zona de corte. A lubrificação pelo fluido reduz as forças envolvidas no processo evitando assim a geração de calor na zona de corte.

Segundo Irani *et al.* (2005), um dos maiores fatores limitantes da qualidade de acabamento das peças no processo de retificação são os danos produzidos pelo excesso da produção de calor, também conhecidos como danos térmicos. Esses danos podem ser reduzidos pela aplicação do fluido de corte que, segundo o autor, tem como uma das suas principais funções remover o calor gerado pela interação entre o rebolo e a peça. Pela utilização do fluido de corte há também uma diminuição de geração de calor decorrente da minimização do atrito entre a peça e a ferramenta, dada pela sua ação lubrificante.

Segundo Attanasio *et al.* (2006), através do fluxo de fluido de corte, pode-se remover os cavacos restantes da zona de corte, reduzindo assim, a possibilidade de dano na peça.

Segundo Monici (2006), a lubri-refrigeração é importante na retificação com rebolos diamantados para impedir a degradação do diamante pelo alto calor gerado, além de inibir a ativação de reações químicas. Dessa maneira, um fluido de corte de boa qualidade deve possuir alto calor específico, elevada condutividade térmica e boa lubricidade. Sendo assim, o uso de fluidos de corte pode aumentar a vida útil do rebolo, contribuindo com uma economia no processo e aumento da eficiência da produção como um todo.

2.4.1. Classificação dos fluidos de corte

Marinescu *et al.* (2004) argumentam que os fluidos de corte utilizados nos processos de usinagem por abrasão podem ser classificados em três principais grupos: gases (ar, dióxido de carbono, ou gases inertes); não miscíveis em água (óleos integrais) e; solúveis ou miscíveis em água. Os fluidos à base de água são os melhores condutores de calor, entretanto tem baixa capacidade de lubrificação. Já os óleos integrais são menos eficientes na condução de calor, contudo, tem excepcional capacidade de lubrificação. A Tabela 2.2 apresenta uma classificação dos fluidos de base líquida, separando-os em classes, subclasses e grupos.

Tabela 2.2. Classificação dos fluidos para processamento de base líquida. (Marinescu *et al.* 2004).

CLASSES	SUB-CLASSES	GRUPOS
Óleos Integrais (óleos não miscíveis em água)	Óleos Naturais	Óleos animais, óleos vegetais óleos de peixe
	Óleos Minerais	Óleos parafínicos, óleos olefínicos óleos aromáticos
	Óleos Sintéticos	Óleos de hidrocarbonetos saturados, óleos de estrutura complexa
Fluidos a base de água	Soluções	Soluções de sais minerais, soluções sintéticas
	Emulsões	Emulsões de óleo (óleos solúveis), Emulsões Sintéticas

Ainda sobre classificação dos fluidos, para Marinsecu *et al.* (2004) há um equívoco no uso do termo “processo de usinagem a seco”, uma vez que, na tribologia, um processo essencialmente a seco ocorreria apenas no vácuo, o que quase nunca ocorre nos processos de usinagem por abrasão. Entretanto, a “abrasão a seco” se faz por meio do ar como fluido.

Irani *et al.* (2005) afirmam que as características da retificação podem ser otimizadas pela escolha correta do fluido de corte. A Tabela 2.3 mostra a classificação elaborada para as duas principais classes de fluido de corte.

Tabela 2.3. Características dos fluidos de corte na retificação. (Adaptado de Irani *et al.*, 2005)

	Fluido a base de água	Óleo integral
Remoção de Calor	4	1
Lubrificação	2	4
Manutenção	1	4
Filtrabilidade	3	1
Preservação ambiental	1	2
Custo	3	1
Vida do rebolo	3	4
1 – pior; 4 – melhor		

De toda a gama de fluidos apresentados na Tabela 2.2, no presente trabalho foram utilizados como fluido de corte: emulsão (para os métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração) e óleo natural (para a técnica MQL). Tal escolha é fundamentada pelas características intrínsecas de cada técnica de lubri-refrigeração, especialmente pela forma como os fluidos são aplicados na zona de corte.

Liang (1992) comenta que os óleos integrais naturais promovem 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 a obtenção de maiores taxas de remoção de material. Segundo Marinescu *et al.* (2004), os óleos integrais naturais são compostos de diferentes ésteres (triglicerídios) de ácidos graxos com solução de aproximadamente 95%. Os 5% restantes são de ácidos graxos livres. A estabilidade, ou o tempo de serviço desses óleos, está associado ao grau de não-saturação dos óleos (índice de iodo), o que é proporcional a sua reatividade. Assim, os óleos a base de vegetais e de peixe,

os quais têm um alto grau de não-saturação, têm um alto índice de iodo e estabilidade muito baixa se comparados aos óleos animais. Ainda segundo Marinescu *et al.* (2004), esses óleos são de fácil oxidação, o que resulta no aparecimento de depósitos e ácidos graxos corrosivos após certo tempo de uso. Contudo, como o presente trabalho estudou a retificação de materiais cerâmicos, os óleos integrais naturais se constituem como uma escolha adequada para o processo de retificação utilizando a técnica de MQL.

Com relação às emulsões, Novaski e Rios (2004) afirmam que, qualquer que seja a origem do óleo, este sempre terá uma natureza apolar, enquanto a água tem natureza fortemente polar. Dessa maneira, esses dois fluidos são naturalmente imiscíveis. Contudo, a adição de agentes emulsificantes na solução permite que pequenas gotas de óleo fiquem uniformemente dispersas em água, formando então, uma emulsão estável. Conforme esquematizado na Figura 2.10, os emulgadores agem dissolvendo o óleo mineral em minúsculas partículas e conferindo-lhes forças repulsivas mútuas, impossibilitando uma nova união das mesmas. A quantidade de óleo e emulsificadores na solução pode variar entre 1% e 20%. Emulsões mais concentradas tem maior capacidade de reduzir os efeitos negativos intrínsecos da água no processo de retificação, como o elevado poder de corrosão.

Marinescu *et al.* (2004) separa a classe das emulsões em três grupos: a das emulsões de óleo concentrado, as emulsões semi-sintéticas e emulsões sintéticas. As emulsões semi-sintéticas, as quais foram utilizadas nesta pesquisa, são produzidas pela substituição parcial do óleo contido nas emulsões por produtos sintéticos que são solúveis em água desde que a concentração de óleo não ultrapasse 60%. Os aditivos são também parcialmente substituídos por aditivos solúveis em água. Pela sua menor quantidade de óleo, a atividade microbacteriana das emulsões semi-sintéticas são controladas com maior facilidade.

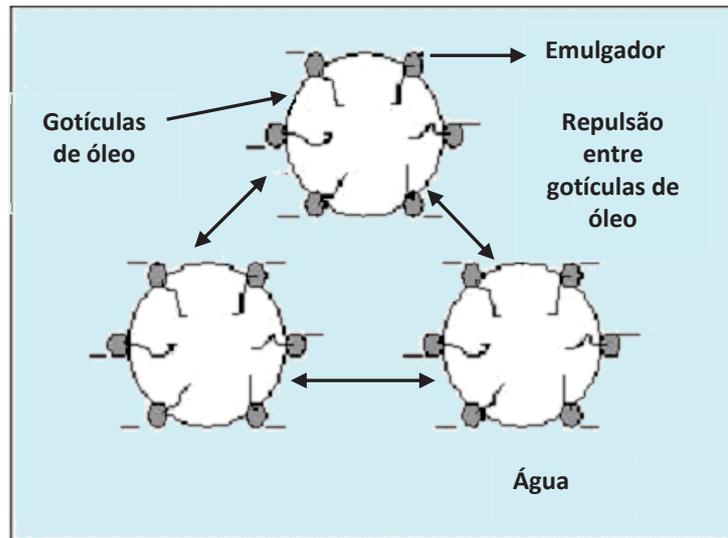


Figura 2.10. Esquemática da ação de emulgadores em uma emulsão (Runge e Duarte, 1990).

Segundo Irani *et al.* (2005), emulsões semi-sintéticas possuem boa capacidade de lubrificação para a retificação, entretanto, necessitam ser dissolvidas em água com alta pureza para evitar a formação de espuma. A espuma pode inibir a transferência de calor, uma vez que limita a quantidade de fluido no contato da peça com o rebolo.

2.4.2. Problemas associados ao uso do fluido de corte

Se por um lado existem muitas vantagens tecnológicas associadas ao uso dos fluidos de corte no processo de retificação, por outro se apresentam algumas desvantagens e potenciais riscos atrelados a tal fato, uma vez que, se manejados de forma incorreta, podem ser nocivos à saúde das pessoas e ao meio ambiente. Ainda há a desvantagem associada ao custo do produto. Na sequência será descrito com mais detalhes o exposto neste parágrafo.

2.4.2.1. Custo do fluido de corte no processo.

Young *et al.* (1997) mostram um típico sistema de custos de envolvendo as despesas gerais de produção e em particular, destacando as despesas com fluidos de corte, conforme

mostrado na Figura 2.11. O trabalho mostra que as despesas advindas da inutilização do fluido de corte após a perda de sua capacidade de trabalho (descrita na Figura 2.11 pelo termo depreciação) representam mais de 50% dos custos com lubri-refrigeração.

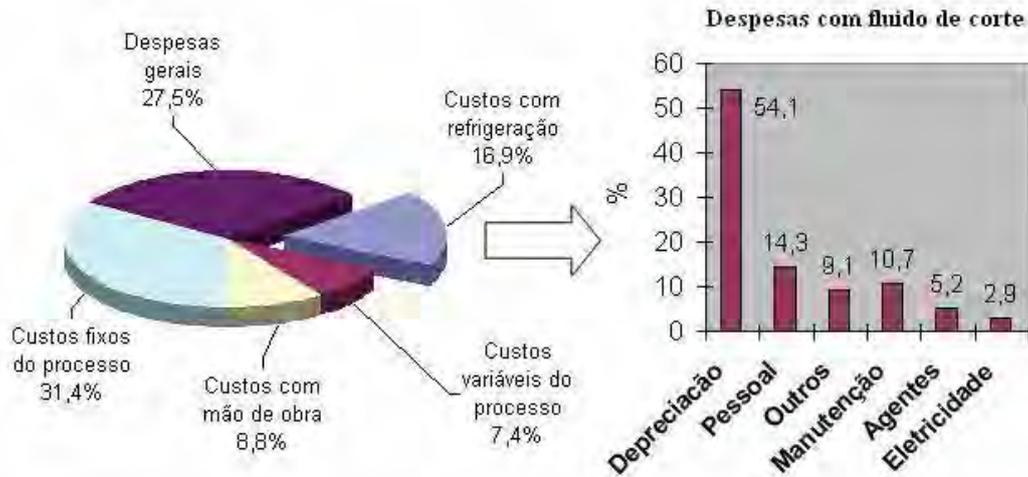


Figura 2.11. Custos com fluido de corte. (Young *et al.*, 1997)

2.4.2.2. Danos à saúde causados pelos fluidos de corte

Segundo Klocke *et al.* (2001), o fluido de corte usualmente é armazenado em reservatórios de grande volume, o que potencializa a proliferação de microorganismos vivos. A erradicação desses, os quais são responsáveis por degradar as propriedades dos fluidos, se dá por meio da adição de bactericidas e fungicidas. No entanto, estes compostos podem combinar-se com outros componentes do fluido produzindo substâncias altamente tóxicas e causadoras de doenças aos trabalhadores.

Segundo Oliveira e Alves (2007), os fluidos de corte podem provocar sérios danos à saúde do operador da máquina quando do contato direto com a pele ou ainda inalação da nevoa gerada no processo. Deve-se citar ainda diversos problemas causados aos operadores

de retificadora por fluidos de corte, como pele ressecada com rachaduras e irritações, irritação dos olhos, problemas respiratórios e distúrbios gastrointestinais.

2.4.2.3. Manutenção e descarte

De acordo com Oliveira e Alves (2007), uma boa manutenção dos fluidos de corte requer uma cuidadosa observação das alterações que ocorrem no sistema de lubri-refrigeração, visando encontrar características que evidenciem sua deterioração. Também se deve ter cuidado especial aos procedimentos periódicos de manutenção, tais como medição do pH, da concentração e contagem de microorganismos.

Sokovic e Mijanovic (2001) apresentam um diagrama de um processo correto para descarte do fluido de corte utilizado em um processo de retificação, conforme ilustrado na Figura 2.12.

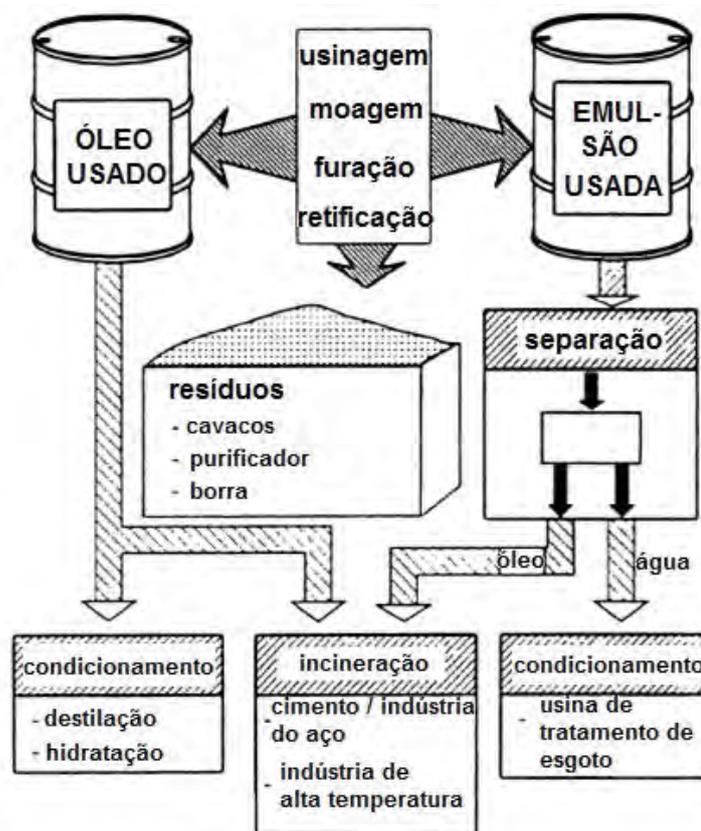


Figura 2.12. Esquematisação do processo de descarte de fluidos de corte usados (Sokovic e Mijanovic, 2001).

2.4.3. Aplicação do fluido de corte

O método de aplicação do fluido na zona de corte, ou seja, na zona onde ocorre o atrito entre o rebolo e a peça a ser retificada, tem influência direta na eficiência da lubrificação e refrigeração do processo. Muitas pesquisas têm sido desenvolvidas nesse campo de pesquisa, estudando as variáveis possíveis na aplicação do fluido de corte.

Segundo Klocke (2009), uma aplicação de fluido eficiente deve ser capaz de formar uma fina camada de fluxo de fluido entre a superfície de corte do grão abrasivo e a face a ser retificada da peça de trabalho, a fim de minimizar a adesão entre essas duas regiões. Para tal, o fluido deve vencer a barreira de ar existente entre o bocal e a peça. A velocidade do jato de fluido deve ser suficientemente alta para que o fluido chegue a zona de corte sem que ocorra a dispersão.

Guo e Chand (1998) citam que o a vazão útil de fluido, ou seja, a vazão através da zona de retificação, tem relação com a profundidade e largura de corte, porosidade e velocidade periférica do rebolo.

Irani *et al.* (2005) citam que a porosidade do rebolo e a posição do bocal que aplica o fluido são os principais parâmetros que influenciam a vazão útil. Em seu trabalho, sugerem ainda 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 sua penetração efetiva na região de corte, de maneira que a velocidade periférica da ferramenta deve ter velocidade comparável à do jato de fluido.

Como pode ser observado, a literatura mostra que as diversas variáveis relacionadas à aplicação do fluido de corte podem promover significativas alterações no processo de retificação. A seguir serão apresentados, com mais detalhes, três métodos de aplicação de fluido de corte, os quais correspondem às técnicas de lubri-refrigeração utilizadas no presente trabalho.

2.4.3.1. A técnica de lubri-refrigeração convencional

A aplicação convencional de fluidos de corte tem sido estudada por vários autores e é a comumente utilizada nas indústrias que trabalham com processos de retificação. Irani *et al.* (2005) apresentaram um trabalho de revisão bastante abrangente sobre essa técnica, onde ficou constatado que o projeto do bocal aplicador e seu posicionamento, além da velocidade de aplicação do fluido, são variáveis de grande relevância para a eficácia do processo de lubri-refrigeração. Entretanto, segundo aponta o trabalho, os fluidos de corte são utilizados frequentemente de forma inadequada no meio industrial, gerando grandes desperdícios. Normalmente, o fluido é aplicado de forma excessiva, com elevadas vazões à baixa pressão. Como foi citado, 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.

2.4.3.2. A técnica de lubri-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 do ponto de vista da preservação ambiental e organização e limpeza do ambiente de trabalho. A lubri-refrigeração otimizada consiste na redução do volume de fluido de corte a ser utilizado. Ela é feita através da utilização de bocais aplicadores mais eficientes; do

melhor posicionamento dos bocais aplicadores e; do aumento da pressão, e consequentemente da velocidade do fluido de corte. (Irani *et al.*, 2005)

A qualidade e custo de produção de peças estão diretamente relacionados com o modo pelo qual o fluido é aplicado na região de corte. Em situações onde o fluido de corte é aplicado incorretamente, o processo de retificação pode causar danos térmicos à peça, ao ponto de até queimar a superfície retificada. A Figura 2.13 apresenta um exemplo de uma aplicação otimizada de fluido de corte, mostrando um dispositivo que faz a otimização da aplicação. Esse dispositivo minimiza a barreira aerodinâmica criada pelo rebolo. Ele consiste em uma lâmina metálica posicionada perto da superfície do rebolo, a uma distância de aproximadamente $30 \mu m$, a qual permite a rotação do rebolo aumentar de 2500 rpm para 3000 rpm , considerando a mesma pressão de fluido de corte. (Monici *et al.*, 2006)

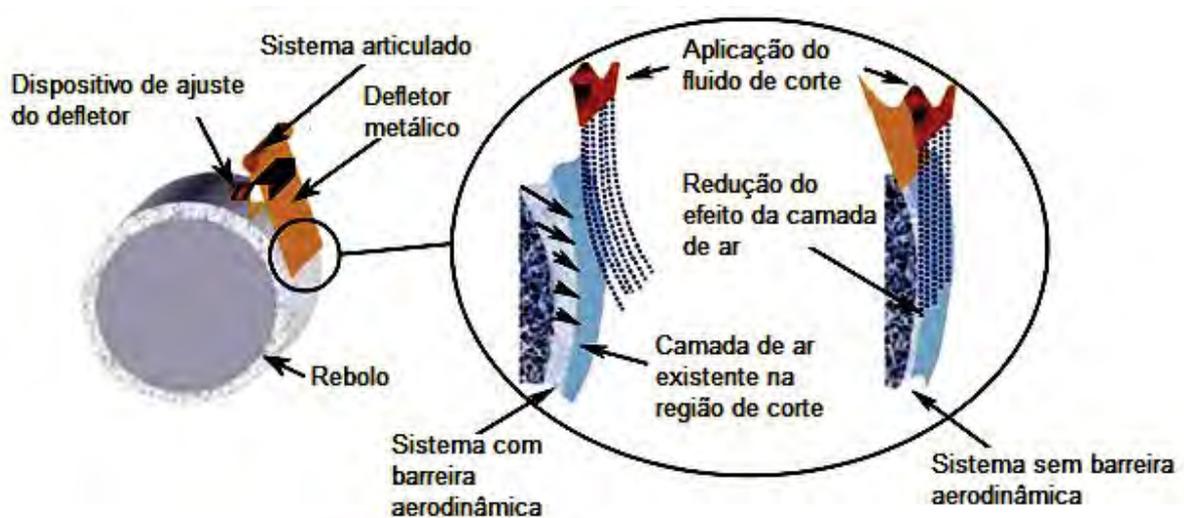


Figura 2.13. Exemplo de um dispositivo utilizado para diminuir a barreira aerodinâmica. (Monici *et al.*, 2006)

Segundo Irani *et al.* (2005), os bocais aplicadores tradicionais não impedem a dispersão do jato de fluido, causando turbulências e diminuindo sua coerência, ou seja, sua

geometria. Como consequência, a condutividade térmica do fluido é alterada, uma vez que o jato passa a ser composto de fluido de corte e ar.

Webster *et al.* (1995) desenvolveram um bocal aplicador (Figura 2.14) que tem demonstrado desempenho superior em diversas condições de retificação. Segundo o autor, a utilização desses bocais pode promover um fluxo mais uniforme de fluido de corte na zona de retificação.

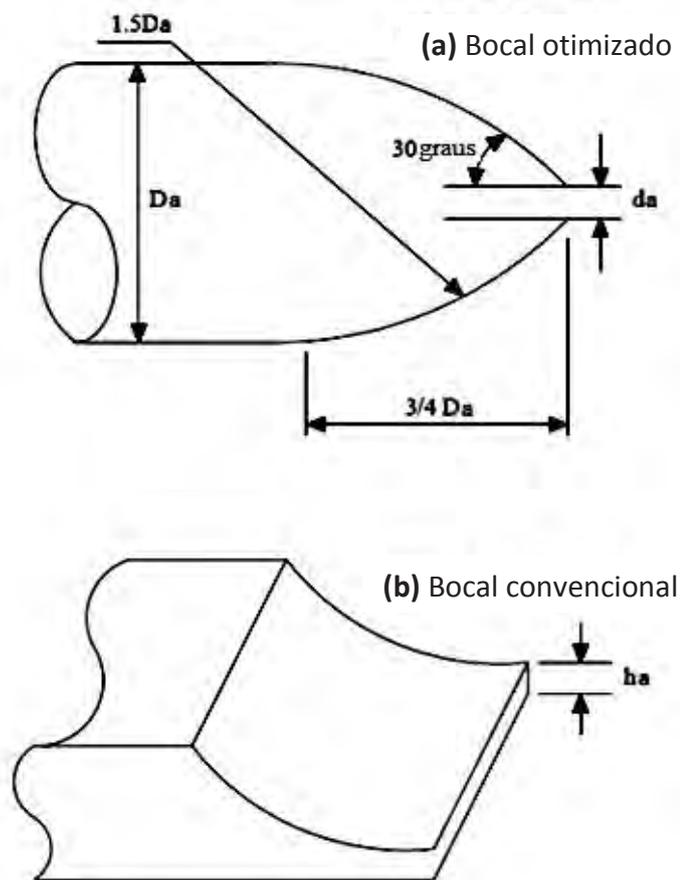


Figura 2.14. Comparação entre o bocal aplicador: (a) otimizado e; (b) convencional. (Webster *et al.*,1995)

Monici *et al.* (2006) ainda concluiu que, para retificação de aços endurecidos, fluidos direcionados na região de corte reduziram as forças de corte tangencial e normal em até

50%, o que evidencia a melhora na lubrificação e refrigeração. Também foi verificada uma diminuição nos valores de rugosidade na peça, após os ciclos de retificação.

2.4.3.3. *A técnica da mínima quantidade de lubrificação (MQL)*

Segundo Alves *et al.* (2010), a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) pode ser considerada uma boa alternativa, do ponto de vista da minimização da quantidade de fluido de corte utilizada na retificação. Essa técnica implica direcionar uma quantidade mínima de fluido pulverizado através de um jato de ar a elevada velocidade na região de retificação.

A mínima quantidade de fluido de corte deve ser suficiente para reduzir o atrito e evitar a aderência de materiais tanto no rebolo, quanto na peça a ser usinada (Pereira *et al.*, 2005).

Hafenbraedl e Malkin (2001) mostraram em seu trabalho a lubrificação eficiente dessa técnica, atingindo níveis de potência de retificação e energia específica comparáveis ao processo tradicional de lubri-refrigeração.

Fernandes (2005) apresenta um conceito de técnica de mínima quantidade de lubrificação semelhante aos previamente citados. Segundo o autor, a técnica 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 a peça e a ferramenta. O óleo lubrificante utilizado na técnica de MQL é responsável por reduzir o atrito que, por sua vez, resulta numa redução do calor gerado, mantendo a temperatura do rebolo e da peça em um patamar que não prejudique o desempenho do processo, ou seja, que não cause queimas superficiais tanto no rebolo, quanto na peça de trabalho.

Segundo Tawakoli *et al.* (2010), MQL é uma técnica alternativa para processos de retificação que utilizam fluido de corte, sendo considerada uma técnica muito próxima da usinagem a seco, do ponto de vista de consumo, mas também próxima à usinagem com técnica convencional de lubri-refrigeração, do ponto de vista de qualidade de acabamento da peça. No processo de MQL, gotículas de óleo são dispersas em um jato de ar, o qual conduz essas gotículas para a zona de corte, a fim de promover os efeitos de lubrificação e refrigeração necessários para o processo.

Dessa maneira, a técnica de MQL apresenta-se como uma alternativa às convencionais para a lubrificação e refrigeração do processo de retificação, com destacadas vantagens como a redução do volume de lubrificante necessário para o processo e a não formação de resíduos líquidos e, conseqüentemente, não necessidade de descarte. (Alves *et al.*, 2010)

De acordo com Klocke (2009) os sistemas que utilizam a técnica de mínima quantidade de lubrificação podem ser divididos em três tipos diferentes. O primeiro consiste em um sistema de pulverização de baixa pressão, em que o fluido é aspirado por uma corrente de ar e levado até a região de corte. Esses sistemas apresentam um fluxo volumétrico de lubrificante entre 0,5 l/h a 10 l/h. O segundo modelo utiliza bombas dosadoras com alimentação pulsante de uma determinada quantidade de lubrificante (de 0,1 ml até 1 ml por pulso) até a região de corte, sem a ação de um fluxo de ar comprimido. A frequência dos pulsos é da ordem de 260 ciclos por minuto, resultando em um fluxo volumétrico de fluido de corte entre 1,56 l/h a 15,6 l/h. O terceiro (e o mais empregado sistema de mínima quantidade de lubrificação) é o de pressão, o qual foi utilizado no presente trabalho. Nesse sistema, o lubrificante e o ar comprimido são levados até o bocal da retificadora através de tubulações distintas. Somente no bocal o óleo lubrificante e o ar

comprimido são misturados e então direcionados à interface de contato entre a peça e o rebolo. Esse modelo é interessante pelo fato de permitir um ajuste independente das vazões de ar e de lubrificante. O consumo de óleo neste método é reduzido, da ordem entre 10 ml/h e 100 ml/h. O modelo esquemático do sistema de mínima quantidade de lubrificação é mostrado a seguir, na Figura 2.15.

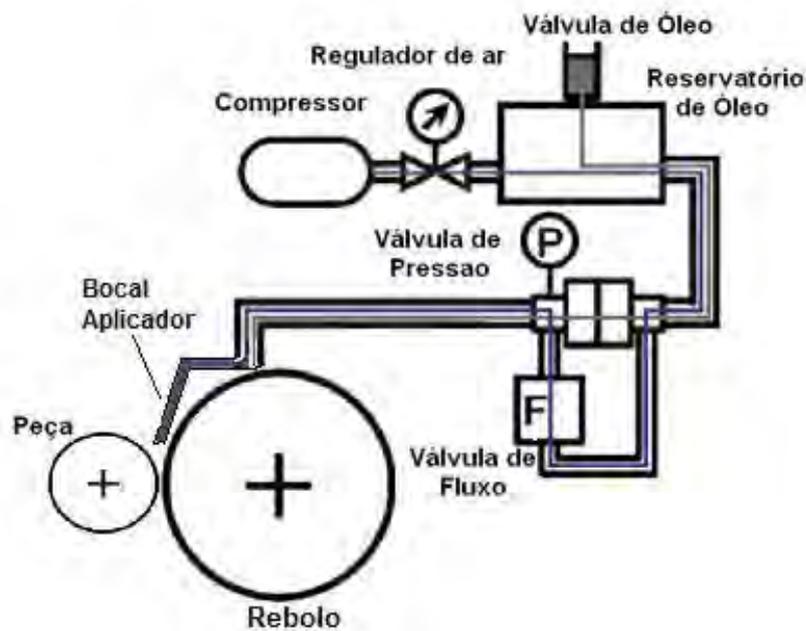


Figura 2.15. Modelo esquemático de um sistema de mínima quantidade de lubrificação por pressão. (Adaptado de Klocke, 2009)

Heisel *et al.* (1998) relatam o fato dos sistemas de mínima quantidade de lubrificação requererem um espaço muito pequeno para sua instalação. Deste modo, o sistema de MQL possui bastante mobilidade, podendo ser aplicado tanto na retificação quanto em outros processos de corte.

Tasdelen *et al.* (2008) relatam também que, para retificação de materiais metálicos, existem muitas vantagens da utilização da MQL se comparado com a lubri-refrigeração

convencional. Dentre elas destaca-se a melhora da qualidade superficial da peça e o menor desgaste do rebolo.

De acordo com Attanasio (2006), há várias vantagens devido à utilização desse método. O autor cita que a técnica de MQL promove a redução de custos na limpeza da peça final e ainda permite a visualização do processo de retificação, já que o local da usinagem não é inundado pelo fluido de corte como na técnica de lubri-refrigeração convencional.

Oliveira e Alves (2007) citam a mínima quantidade de lubrificação como uma das alternativas de um processo mais limpo e menos prejudicial ao meio ambiente. Contudo, apesar de todas as vantagens descritas, ainda são relatados alguns problemas com o uso da técnica de MQL. Segundo os autores, a pulverização gera muitas partículas de óleo no ambiente de trabalho, podendo provocar poluição no ar. Dessa maneira, a técnica exige cuidados especiais antes da implementação do sistema, com máquinas totalmente fechadas, com guardas de proteção e um bom sistema de exaustão com controle de emissão de partículas. Segundo Machado *et. al* (2000), na pulverização, é utilizada uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante todo o processo. Essas linhas de ar geram ruídos que geralmente ultrapassam os limites admitidos pelo ouvido humano. Portanto, além de poder afetar a saúde do trabalhador, o barulho polui o ambiente e prejudica a comunicação.

Segundo Tawakoli *et al.* (2010), é importante destacar que existem variações dos parâmetros da técnica MQL de diversas naturezas. Essas variações estão relacionadas não somente à quantidade de fluido de corte utilizado na retificação, mas também ao tipo de fluido de corte utilizado e o modo de aplicação desse fluido, além das variáveis do processo de retificação, como espessura equivalente de corte e velocidade do rebolo. Essas variações podem alterar significativamente as características do processamento e da qualidade final

da peça retificada. Sendo assim, em um processo de retificação é fundamental o estudo e o controle sistemático dos parâmetros de retificação, a fim de garantir uma maior eficiência da técnica de MQL.

2.4.3.4. Usinagem a seco

Segundo Alves *et al.* (2010), 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 descarte do lubrificante, bem como dos custos envolvidos. No entanto, estas vantagens são contrapostas pelos problemas provenientes da ausência das funções primárias do fluido de corte.

Devido aos problemas causados ao meio ambiente e ao custo de uso dos fluidos de corte, a usinagem a seco seria, segundo Young *et al.* (1997), uma alternativa para os processos de manufatura. Entretanto, segundo Novaski *et al.* (1999), com a não utilização de fluido de corte, suas funções passam também a não existir. Como principais funções, encontram-se: redução do atrito (lubrificação), eliminação do calor (refrigeração) e auxílio ao transporte de cavacos (limpeza). Logo, com a ausência do fluido de corte, tem-se o aumento excessivo do desgaste abrasivo e de adesão de partículas no rebolo, ocasionando, conseqüentemente, uma elevação da temperatura no processo e da precisão dimensional e geométrica das peças.

Zielasko (1996) apresenta um esquema que escalona a possibilidade de utilização da usinagem a seco de acordo com o tipo de processamento a ser empregado, conforme ilustrado na Figura 2.16. Pelo esquema é possível notar que, de acordo com a escala criada

por Zielasko (1996), o processo de retificação caracteriza-se como uma técnica de processamento com baixa possibilidade de usinagem a seco.



Figura 2.16. Necessidade do fluido de corte nos processos de usinagem. (Zielasko,1996)

2.5. Integridade superficial das peças retificadas

Neste item é apresentada uma breve revisão bibliográfica, abordando aspectos teóricos e práticos de parâmetros que permitem avaliar e caracterizar o processo de retificação através da análise da integridade superficial das peças retificadas. Mais especificamente, serão avaliados os parâmetros: rugosidade, microestrutura da superfície retificada por imagens de microscopia eletrônica de varredura e tensão residual superficial através da técnica de difração de raios X.

2.5.1. Rugosidade

Segundo Agarwal e Rao (2005), rugosidades são micro-deformações geométricas decorrentes do processo de fabricação ou de retificação. Sua quantificação é feita pelos parâmetros de altura e largura dessas irregularidades. Sua magnitude está relacionada com

algumas propriedades físicas do material. Dentre elas, as mais importantes são o coeficiente de atrito e a resistência mecânica.

Segundo Klocke e Zunke (2009), a qualidade da superfície da peça após o processo de retificação é capaz de fornecer informações sobre a própria peça e também sobre características da operação, tais como mínimas tolerâncias, eficácia do método de lubri-refrigeração, condições do rebolo, transmissão de calor e vibração da máquina.

Hecker e Liang (2003) afirmam que, do ponto de vista macroscópico, a superfície de uma peça após um típico do processo de retificação é isenta de sinais de corte e ranhuras. Todavia, vários micro-defeitos podem ser constatados fazendo-se uma análise microscópica da superfície do material usinado, sendo os principais deles trincas (ocasionadas por bruscas variações térmicas e pela agressividade do processo abrasivo) e crateras provocadas pelas fraturas dos grãos abrasivos e pela própria porosidade dos materiais cerâmicos. Também afirmam que a rugosidade é um método eficiente de se mensurar a qualidade da superfície, a qual é representada em função das distâncias entre os picos e vales existentes na superfície produzida. Assim, pode-se obter a rugosidade pela média dos valores dessas distâncias (rugosidade R_d), pelo valor quadrático médio dessa distância (rugosidade R_q) ou ainda pelo valor máximo da mesma (rugosidade R_t).

Carpinetti (2000) afirma que a textura de uma superfície é dividida em dois grupos: rugosidade ou textura primária, formada por sulcos ou marcas deixadas pela ferramenta que atuou sobre a superfície da peça e se encontra superposta ao perfil de ondulação e; ondulação ou textura secundária, que é o conjunto das irregularidades repetidas em ondas de comprimento bem maior que sua amplitude por imprecisões de movimento dos equipamentos.

No presente trabalho utilizou-se o parâmetro R_a para determinação dos valores de rugosidade. Segundo Hecker e Liang (2003), esse parâmetro é definido, matematicamente, da seguinte forma:

$$R_a = \frac{1}{L_r} \int_0^L |y - y_{CL}| dl \quad (2.8)$$

onde L_r é a extensão sob a qual a medição é realizada, y corresponde ao desvio a partir de uma linha imaginária de centro que define a superfície de uma peça com geometria perfeita (em outros termos, a altura dos picos ou a profundidade dos vales da superfície rugosa da peça em relação a um valor médio) e y_{CL} é a variável que define o posicionamento da linha de centro ideal e imaginária. Deve-se destacar que, para a validade da equação apresentada, as áreas das porções de material localizadas abaixo e acima dessa linha de centro devem ser numericamente iguais.

Malkin (2008) estudou empiricamente a rugosidade no processo de retificação. Em seu trabalho concluiu que um processo de retificação com *spark-out* completo (também chamado por ele de centelhamento) diminui significativamente, até pela metade, a rugosidade da peça final comparando-se com um processo sem o tempo de *spark-out*. Outra consideração do trabalho é que rebolos menos rugosos tendem a gerar também menor rugosidade nas peças. Concluiu também que a rugosidade da peça retificada pode ser causada por diversos fatores, dentre as quais ressalta-se: as ranhuras feitas pelos grãos abrasivos; os cavacos que são aglutinados ao rebolo (aqueles que não são expelidos pelo fluido de corte) e posteriormente aderem à peça, ou ainda; por partículas abrasivas que se quebram durante o corte e também ficam aderidas à peça.

Sabe-se também que a rugosidade tem relação com o tempo de retificação do material. Em retificações que estendem-se por longos períodos, observa-se um aumento da

área plana do topo dos grãos abrasivos. Com o aumento dessas áreas, os sulcos formados pelo rebolo acabam se tornando mais largos, aumentando a rugosidade da peça. Além disso, o aumento da área de contato dos topos de cada grão causa uma elevação da temperatura na zona de corte, fazendo com que o material da peça se torne mais mole, aderindo-se mais facilmente aos poros do rebolo. Esse material aglutinado à ferramenta abrasiva acaba gerando vários riscos na peça, aumentando assim os valores de rugosidade. (Oliveira *et al.*, 2002)

O acabamento superficial de peças retificadas, segundo King e Hahn (1986), é dependente de sete fatores. São eles: a força de corte normal durante as quatro ou cinco últimas revoluções antes do término do ciclo de retificação (incluindo o *spark-out*); a condição da superfície do rebolo, incluindo o tamanho de grão, o espaçamento efetivo entre os grãos e o desgaste do mesmo; o diâmetro equivalente do rebolo; o tempo de centelhamento (ou *spark-out*); a capacidade do fluido de corte de remover o cavaco e evitar empastamento; a taxa de áreas planas nos grãos abrasivos e; a homogeneidade estrutural do rebolo ao longo de sua face de corte.

A qualidade das superfícies também está associada à rigidez do equipamento, ao uso e método de refrigeração e lubrificação, à velocidade de remoção de material e à granulação dos abrasivos. Nota-se também a relação existente entre rugosidade e velocidade de mergulho. (Malkin e Hwang, 1996)

De acordo com Hecker e Liang (2003), os índices de rugosidade medidos longitudinalmente em relação à direção de corte apresentam valores mais baixos do que os medidos transversalmente. Sendo assim, deve-se destacar que no presente trabalho foi aplicado o método de medição transversal, conforme ilustrado na Figura 2.17.

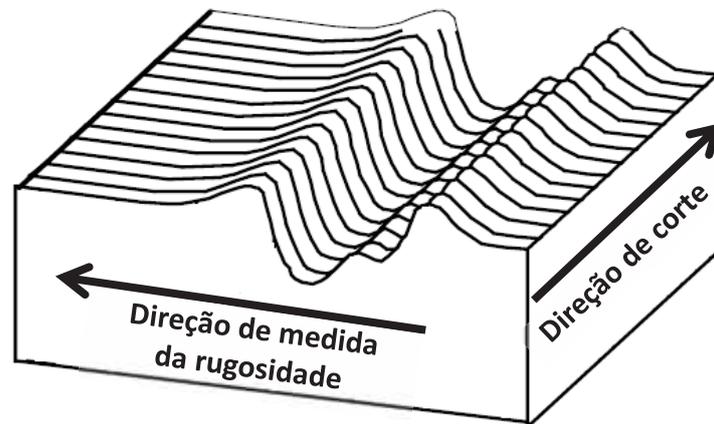


Figura 2.17. Representação do método de medição de rugosidade transversal na superfície de um corpo de prova, onde são indicadas a direção de corte e a direção de medida da rugosidade.

2.5.2. Análise microestrutural da peça através da microscopia eletrônica de varredura (MEV)

Segundo Sikalidis (2011), o microscópio eletrônico de varredura é um instrumento que possibilita a visualização, em alta resolução, da superfície de uma amostra. Devido à maneira com que as imagens são formadas, um equipamento de MEV pode produzir imagens com aparência tridimensional. Esses instrumentos obtiveram rápida e grande aceitação devido à sua ampla gama de utilização e facilidade na preparação das amostras. A técnica de MEV tem sua maior aplicação no exame de superfícies rugosas, uma vez a formação de imagem se dá por contrastes topográficos. A fácil visualização e interpretação das imagens obtidas foram, desde o início de sua concepção, um dos elementos marcantes do sucesso do instrumento.

Esse tipo de equipamento possui diversas vantagens com relação aos tradicionais microscópios ópticos, sendo a principal sua alta resolução, a qual pode chegar à ordem de 1 nm , contra $0,1\ \mu\text{m}$ dos tradicionais microscópios ópticos. Tal capacidade resolutiva

permite ampliações da ordem de 10 a 300.000 vezes. Uma outra vantagem é a profundidade de foco, cerca de 300 vezes maior no MEV em relação a um microscópio óptico. Na área de materiais, a técnica de MEV é utilizada principalmente para análise microestrutural, como precipitados, fases, análise de superfícies fraturadas, determinação do tamanho de grão e porcentagem de fase em microestruturas de materiais. Com o desenvolvimento tecnológico, os microscópios eletrônicos de varredura se tornaram equipamentos mais acessíveis e de fácil operação, de maneira que sua utilização em universidades, centros de pesquisas e até em empresas se tornou mais comum. (Botta e Moreira, 2001)

A Figura 2.18 apresenta uma típica imagem obtida por Malkin (2008), pela técnica de MEV, para uma amostra de aço após o processo de retificação. A imagem da superfície da amostra mostra claramente as ranhuras paralelas produzidas pelos grãos abrasivos do rebolo.

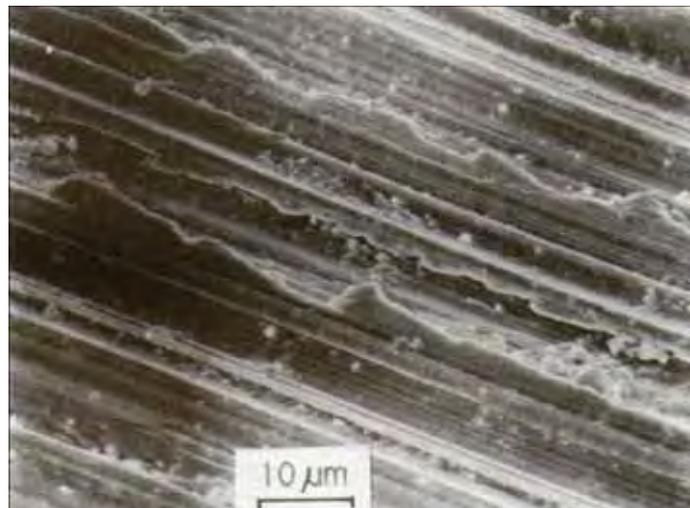


Figura 2.18. Micrografia de microscopia eletrônica de varredura de uma amostra de aço após processo de retificação com rebolo de alumina. (Malkin, 2008)

Segundo Agarwal e Rao (2007), a versatilidade da técnica de microscopia eletrônica de varredura permite avaliar os mecanismos de remoção de material na superfície de um

corpo de prova retificado, revelando as micro-fraturas e os modos de remoção dos grãos que ocorrem em uma amostra. Dessa maneira, é possível compreender a natureza dos danos superficiais causados pelo processo de retificação.

Xu *et al.* (1995) citam ainda que a técnica de MEV permite analisar a morfologia superficial de um corpo de prova retificado. Segundo esses autores, pelas imagens de MEV é possível avaliar parâmetros como rugosidade e as zonas de deformação plástica nas superfícies retificadas.

Pelo exposto, fica evidente a importância da utilização de tal técnica para os objetivos do presente trabalho.

2.5.2.1. Preparação de amostras para MEV

A técnica de MEV permite análises de uma grande variedade de materiais, contudo, os métodos de preparação das amostras são diversificados. Podem ser analisadas amostras polidas, fraturadas, pós, partículas, entre outras. Para que se obtenham bons resultados, é importante que as amostras sejam preparadas de forma adequada. (Askeland e Phulé, 2003)

Um ponto importante para a qualidade da imagem está relacionado à limpeza das amostras, as quais devem estar isentas de poeira, líquidos, óleos, graxas ou qualquer outro tipo de contaminante. Partículas de poeira, por exemplo, ficam carregadas durante o processo e podem provocar aquecimento nos componentes do equipamento de MEV. A presença de óleos e graxas pode contaminar o equipamento, além de poder produzir distorções na imagem produzida. (Botta e Moreira, 2001)

As amostras limpas devem ser alocadas em porta-amostras apropriados, os quais são encaixados no interior da câmara de amostras. Outra consideração fundamental é que a amostra deve permitir que os elétrons do feixe escoem por sua superfície, ou seja, devem

ser condutoras ou possuir superfícies condutoras elétricas. No caso de materiais cerâmicos, os quais são isolantes elétricos à temperatura ambiente, uma preparação diferenciada da amostra deve ser efetuada para permitir o escoamento dos elétrons. Essa preparação pode ser feita através da utilização de fitas condutoras ou de camadas condutoras evaporadas sobre a superfície da amostra. No caso do presente trabalho, foi feita a deposição de uma fina camada de ouro para sobre a superfície da amostra.

2.5.3. Determinação da tensão residual pela técnica de difração de raios X

A tensão residual pode ser definida como qualquer tensão remanescente no volume de um material após cessada a aplicação de uma carga externa (Almen e Back, 1963). A tensão residual, diferentemente das tensões aplicadas externamente em um material, não pode ser diretamente quantificada e sua determinação, muitas vezes, tem um alto grau de imprecisão (Noyan e Cohen, 1987). Contudo, para análises comparativas propostas pelo presente trabalho, onde o objetivo é comparar a qualidade final de um material processado, a determinação da tensão residual mostra-se com uma importante ferramenta de análise.

Existem diferentes métodos para determinação da tensão residual em um material, os quais podem ser classificados como destrutivos (método da amostragem, método da trepanação, método da perfuração e método da remoção de camadas) ou não destrutivos (como difração de raios X, difração de nêutrons e método de ultrassom). No presente trabalho foram utilizadas as medidas de tensão residual por difração de raios X.

Gao *et al.* (2005) citam que a técnica de determinação da tensão residual por difração de raios X em superfícies de cerâmicas retificadas produz excelentes resultados, especialmente para fins de comparação entre métodos de processamento de materiais. Em

seu trabalho mostram que o processo de retificação de cerâmicas de nitreto de silício podem aumentar a tensão residual na superfície desses materiais na ordem de 290 MPa .

Por todo o exposto, nota-se que a técnica de determinação da tensão residual por difração de raios X apresenta características importantes e aplicáveis às finalidades de pesquisa do presente trabalho.

2.5.3.1. *Redes de Bravais e a técnica de difração de raios X*

A técnica de difração de raios X é usualmente utilizada para o estudo e caracterização microestrutural de materiais cristalinos. Materiais cristalinos podem ser definidos como sólidos compostos por átomos arranjados em um padrão periódico tridimensional. Esse espaço periódico pode ser dividido em unidades básicas de arranjo atômico, chamadas de células unitárias da estrutura cristalina, as quais possuem tamanho, forma e orientação idênticas umas às outras. A Figura 2.19 representa uma estrutura atômica de um material cristalino hipotético e sua célula unitária correspondente. Usualmente, nessas representações, os átomos são representados por pontos simples. (Cullity, 1978)

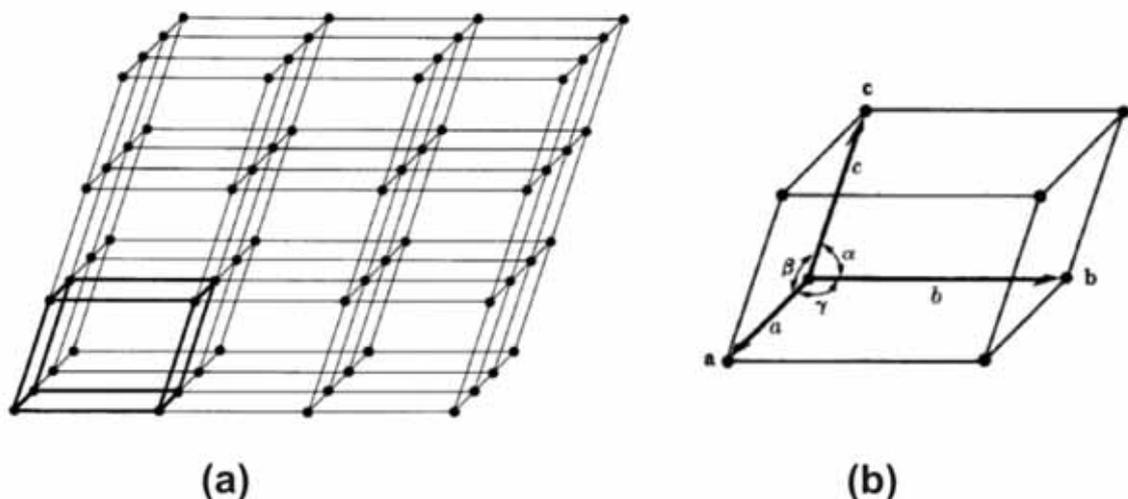


Figura 2.19. Representações: **(a)** de uma estrutura tridimensional de uma rede de átomos de um material cristalino; **(b)** da célula unitária correspondente à estrutura do material cristalino. (Adaptado de Cullity, 1978)

Na Figura 2.19 (b), a , b e c são os três versores que caracterizam o espaço cristalográfico e seus módulos correspondem aos parâmetros de rede da célula unitária. α , β e γ são os ângulos entre os versores a , b e c . Dessa maneira, qualquer ponto ou plano na rede cristalina pode ser escrito como combinação linear dos vetores unitários a , b e c . Como exemplo, para uma estrutura cristalina onde a , b e c tem o mesmo módulo e $\alpha = \beta = \gamma = 90^\circ$, a célula unitária terá a geometria cúbica.

Existem sete grupos diferentes de redes caracterizados pela distribuição geométrica dos átomos na rede cristalina. Essas redes são chamadas de redes de Bravais. A Tabela 2.4 faz uma síntese das informações básicas sobre as redes de Bravais. (Cullity, 1978)

Tabela 2.4. Classificação dos sistemas cristalinos e das redes de Bravais (Adaptado de Cullity, 1978).

Sistema	Características geométricas do sistema	Redes de Bravais
Cúbico	$a = b = c, \alpha = \beta = \gamma = 90^\circ$	Simplex Corpo centrado Face centrada
Tetragonal	$a = b \neq c, \alpha = \beta = \gamma = 90^\circ$	Simplex Corpo centrado
Ortorrômbico	$a \neq b \neq c, \alpha = \beta = \gamma = 90^\circ$	Simplex Corpo centrado Base centrada Face centrada
Trigonal ou Romboedral	$a = b = c, \alpha = \beta = \gamma \neq 90^\circ$	Simplex
Hexagonal	$a = b \neq c, \alpha = \beta = 90^\circ, \gamma = 120^\circ$	Simplex
Monoclínico	$a \neq b \neq c, \alpha = \gamma = 90^\circ \neq \beta$	Simplex Base centrada
Triclínico	$a \neq b \neq c, \alpha \neq \beta \neq \gamma \neq 90^\circ$	Simplex

Qualquer plano cristalográfico em um material cristalino pode ser escrito como uma função dos parâmetros a , b e c . Para sistematizar um simbolismo para descrição dos planos cristalográficos, foram concebidos os índices de Miller, $(h k l)$, os quais são definidos como as coordenadas do plano no espaço recíproco formado pelos vetores da célula unitária.

Dessa maneira, um plano cristalográfico genérico (hkl) intercepta os pontos $(a/h, b/k, c/l)$ de uma célula de uma rede cristalina qualquer, conforme ilustrado na Figura 2.20.

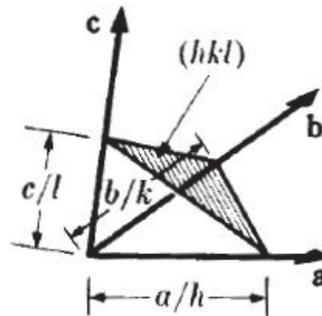


Figura 2.20. Representação de um plano cristalográfico (hkl) em uma célula unitária de parâmetros a , b e c . (Adaptado de Cullity, 1978)

É conveniente lembrar que podem existir diferentes planos paralelos a um plano cristalográfico com índices (hkl) . Essa família de planos paralelos ao plano (hkl) é representada pelos mesmos índices h, k, l , apenas substituindo os parênteses por colchetes, $[hkl]$. (Askeland e Phulé, 2003)

Sendo assim, segundo Cullity (1978), quando um feixe de raios X incide em uma amostra de material de estrutura cristalina, raios X são espalhados em diferentes direções. A maior parte da energia da radiação se dissipa pela interferência destrutiva entre as diversas ondas espalhadas após a colisão. Entretanto, alguns feixes de raios X que incidem em planos cristalográficos bem definidos e em ângulos específicos, sofrem interferência construtiva ao invés de destrutiva. Este fenômeno é chamado de difração. Os raios X são difratados quando existem condições que satisfaçam a Lei de Bragg,

$$\text{sen } \theta = \frac{n\lambda}{2d_{hkl}} \quad (2.9)$$

onde o ângulo θ é metade do ângulo formado entre o feixe difratado e o feixe incidente, n é qualquer número inteiro maior que 0, λ é o comprimento de onda dos raios X e d_{hkl} é o espaçamento interplanar entre os planos cristalográficos do material sobre o qual o feixe de raios X incide e que causam a interferência construtiva desse feixe (ver Figura 2.21).

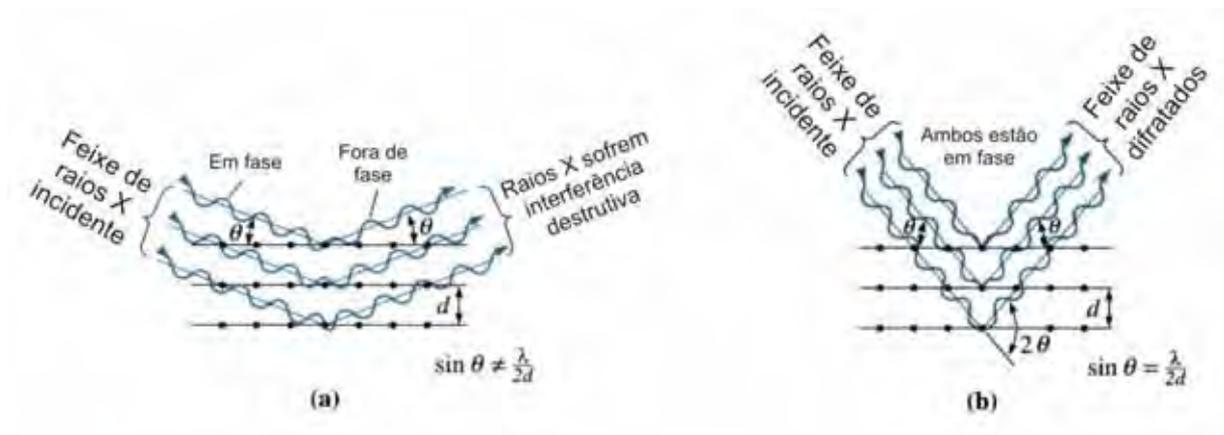


Figura 2.21. Representações de interações: **(a)** destrutivas e; **(b)** construtivas entre os feixes de raios X que incidem sobre um material de estrutura cristalina. A interferência construtiva ocorre apenas para ângulos que satisfaçam a Lei de Bragg. (Adaptado de Askeland e Phulé, 2003)

Quando o material é policristalino, sempre existirão cristais cujos planos $(h k l)$ estarão orientados de forma que a Lei de Bragg seja satisfeita para diferentes ângulos θ . Em um difratômetro convencional, representado na Figura 2.22, um detector de raio X móvel registra a intensidade dos feixes difratados e seus respectivos ângulos 2θ . Se o comprimento de onda dos raios X for conhecido, é possível determinar o espaçamento interplanar e, eventualmente, identificar os planos cristalográficos que causaram a difração.

Em um aparelho de difração de raios X (DRX), os raios X são produzidos pelo bombardeamento de um alvo metálico com um feixe de elétrons de alta energia. Os raios X emitidos pelo cobre, por exemplo, tem comprimento de onda $\lambda \cong 1,54060 \text{ \AA}$. (Barret e Massalski, 1980)

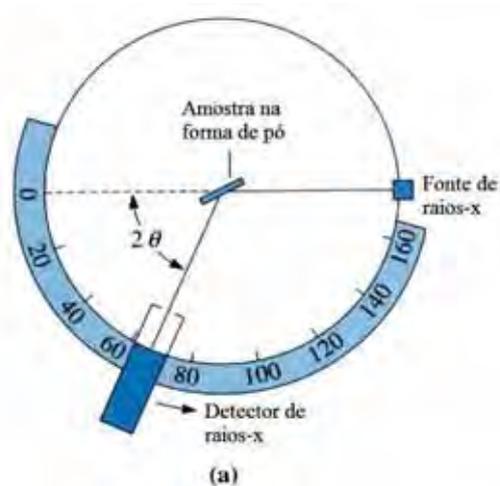


Figura 2.22. (a) Representação de um difratômetro de raios X, mostrando a amostra em forma de pó, e os feixes de raios X incidentes e difratados. **(b)** Fotografia de um difratômetro de raios X. (Askeland e Phulé, 2003)

Para identificar o espaçamento interplanar em um material de estrutura cristalina cúbica simples, por exemplo, é possível se utilizar de um padrão difração do material na forma de pó, o qual corresponde a um gráfico dos valores de intensidade dos feixes de raios X difratados e os respectivos valores dos ângulos 2θ , conforme ilustrado na Figura 2.23. Conhecendo os planos cristalográficos correspondentes a cada pico de difração, pode-se combinar as Equações (2.9) e (2.10) para se determinar a distância entre esses planos. A Equação (2.10) é a que permite calcular o espaçamento interplanar (d_{hkl}) de dois planos atômicos adjacentes e paralelos com os mesmos índices de Miller,

$$d_{hkl} = \frac{a_0}{\sqrt{h^2 + k^2 + l^2}} \quad (2.10)$$

onde a_0 é o parâmetro de rede e h , k e l , os índices de Miller dos planos de um sistema cúbico simples. (Cullity, 1978)

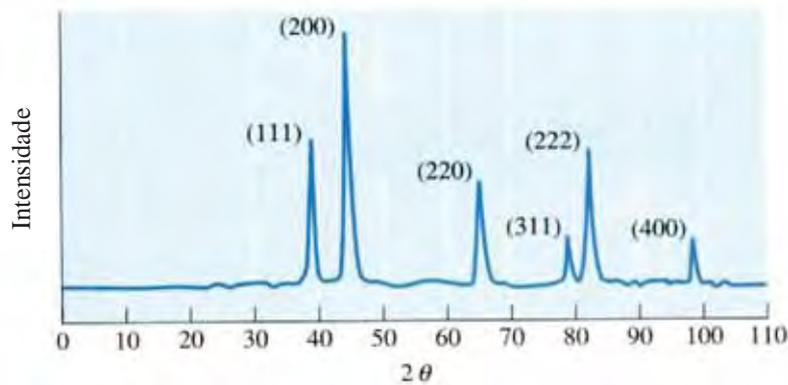


Figura 2.23. Ilustração do padrão de difração obtido de uma amostra de ouro em pó. (Askeland e Phulé, 2003)

2.5.3.2. Fundamentos da determinação da tensão residual por difração de raios X

Segundo Almen e Back (1963), a técnica de determinação de tensão residual por difração de raios X em problemas práticos de engenharia começou a ser desenvolvida em 1950. O advento dos difratômetros de raios X e o desenvolvimento do modelo de tensão residual em planos atômicos permitiu, nessa época, sua aplicação principalmente para sólidos metálicos. Na década de 1960, com o desenvolvimento de difratômetros comerciais, essa técnica passou a ser difundida também nas indústrias, especialmente nas indústrias automotiva e aeroespacial, onde os testes eram corriqueiramente realizados em ligas de níquel e titânio, bem como em alumínio e aço. Hoje, a determinação de tensão residual por difração de raios X também é utilizada para materiais cerâmicos, intermetálicos, compósitos e para qualquer outro tipo de material cristalino composto por pequenos grãos. Apesar de ter sido concebida há um considerável tempo, essa técnica ainda não é amplamente utilizada pelos engenheiros. Talvez isso aconteça pelo fato do método não fornecer diretamente valores para tensão residual. Na verdade, é necessário um tratamento matemático dos resultados obtidos, combinando as equações de elasticidade e tensão residual, da engenharia, com as teorias da Física da Matéria Condensada.

Segundo Cullity (1978), quando um material policristalino é deformado, de maneira que a deformação seja uniforme em distâncias relativamente grandes, o espaçamento dos planos cristalinos que constituem os grãos varia de um valor livre de tensão para outro novo valor proporcional à magnitude da tensão aplicada. Ao analisar esse material por difração de raios X, nota-se que essa macrodeformação pode causar um deslocamento nas linhas de difração, fazendo com que se obtenha novas posições 2θ para os picos de difração característicos da amostra.

Dessa maneira, através dos dados da difração, pode-se determinar a deformação na rede cristalina, o que, por meio do uso apropriado de equações da elasticidade em materiais sólidos, torna possível determinar a tensão residual. Uma descrição mais detalhada do modelo teórico para a determinação de tensão residual por difração de raios X é apresentada na sequência.

Segundo Barret e Massalski (1980), em um material policristalino livre de qualquer tipo de tensão, o espaçamento interplanar, d_0 , para uma determinada família de planos não varia com a orientação desses planos (Figura 2.24).

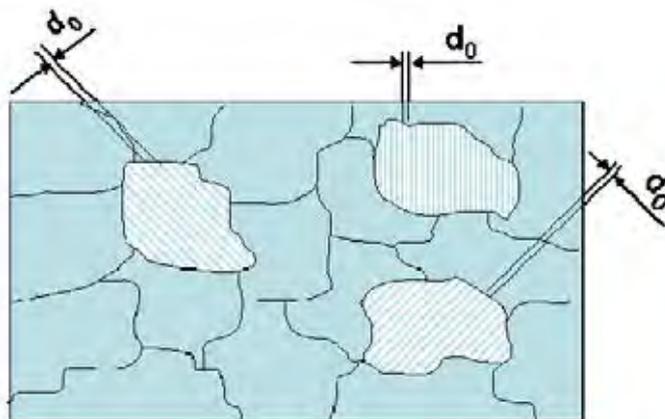


Figura 2.24. O espaçamento interplanar d_0 é o mesmo para todas as famílias de planos, em qualquer direção, quando o material está livre de tensões. (Perini, 2008)

Se esse mesmo material for submetido a um processo de deformação elástica pela aplicação de uma tensão externa, o espaçamento entre os planos cristalográficos irá variar, sendo que essa variação dependerá da relação entre a orientação dos planos e a direção da tensão aplicada. Se os planos forem perpendiculares à direção da tensão aplicada, por exemplo, a distância entre eles irá aumentar. O oposto ocorre se os planos são paralelos à direção da tensão. A Figura 2.25 representa o descrito.

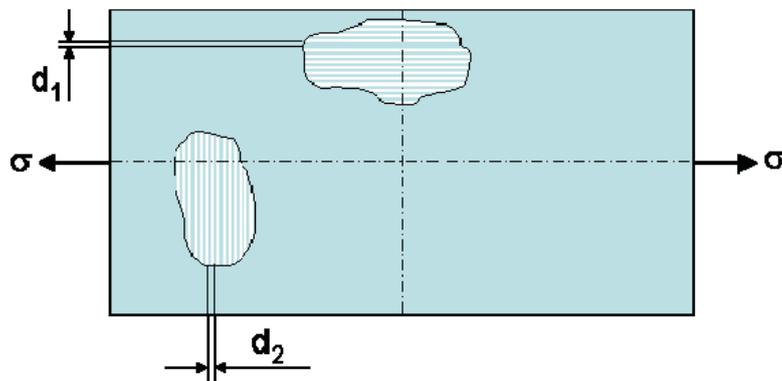


Figura 2.25. Representação da variação do espaçamento interplanar na presença de uma tensão. No caso da figura, $d_1 < d_2$. (Perini, 2008)

Sendo assim, a tensão em um material policristalino pode ser indiretamente determinada pela variação do espaçamento interplanar dos planos cristalinos. Alguns trabalhos utilizam a técnica de difração raios X para determinação da tensão residual na superfície de materiais cristalinos. Como exemplo, Gao *et al.* (2005) utilizaram medidas de difração de raios X como ferramenta de análise da qualidade da superfície de um material retificado, determinando a variação do espaçamento interplanar e quantificando a tensão residual no material após o processo de retificação. Em materiais frágeis, como as cerâmicas, a tensão à qual o material é submetido está diretamente relacionada a possíveis surgimentos de trincas ou quebra do material, como descrito no item 2.1.2.

2.5.3.3. *Desenvolvimento teórico para determinação da tensão residual por difração de raios X*

Segundo Cullity (1978), para determinar a tensão residual na camada superficial da amostra, utiliza-se o modelo elástico de tensão no plano, conhecido também como modelo biaxial de tensão. Por esse modelo é possível determinar uma tensão σ_ϕ associada a uma variação do espaçamento interplanar em função do ângulo denominado ψ , conforme ilustrado na Figura 2.26. ψ corresponde ao ângulo formado entre as normais dos planos cristalográficos (h, k, l) e à superfície da amostra.

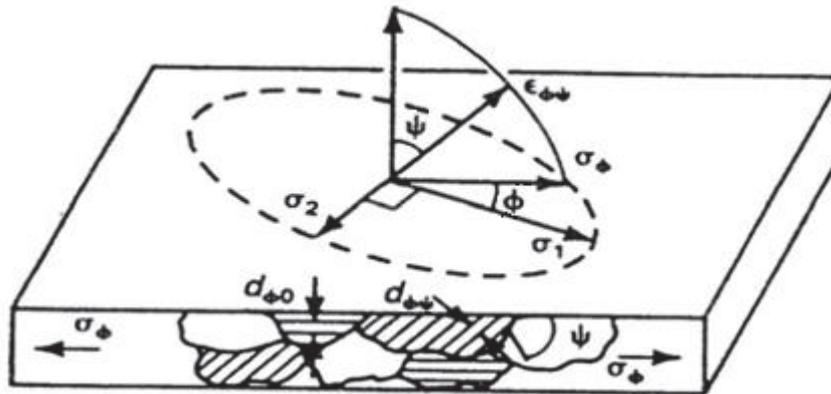


Figura 2.26. Representação da mudança no espaçamento entre os planos cristalinos de um material para uma tensão σ_ϕ em função de uma inclinação ψ . (Prevéy, 1996)

Segundo Noyan e Cohen (1987), para o modelo biaxial de tensão, a distância entre os planos cristalográficos sob uma tensão σ_ϕ é dada por

$$\frac{d_{\phi\psi} - d_0}{d_0} = \frac{1 + \nu}{E} \sigma_\phi (\sin^2 \psi) - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (2.11)$$

onde $d_{\phi\psi}$ é o espaçamento interplanar da família de planos (h, k, l) orientados na direção da deformação $\epsilon_{\phi\psi}$ (representada na Figura 2.26), d_0 é o espaçamento entre os planos de uma amostra livre de tensão, E e ν são constantes elásticas do material e σ_1 e σ_2 são as componentes do tensor.

Em muitas situações práticas, o valor de d_0 não é conhecido, entretanto ele pode ser substituído por d_{ϕ_0} , com boa precisão. Essa aproximação não gera um erro significativamente elevado, pois a diferença entre d_{ϕ_0} e d_0 não é maior que 0,1%. (Noyan e Cohen, 1987)

A Equação (2.11) é a relação fundamental entre espaçamento da rede cristalográfica e a tensão na superfície da amostra. Nela, observa-se que o espaçamento da rede $d_{\phi\psi}$ é uma função linear de $\text{sen}^2 \psi$. Como exemplo empírico dessa relação linear, a Figura 2.27 mostra a variação do espaçamento interplanar na direção (311) em função de $\text{sen}^2 \psi$, para ψ variando de 0° a 45° , em uma amostra de alumínio 5056-O após processo de usinagem, obtidas por Prevéy (1996).

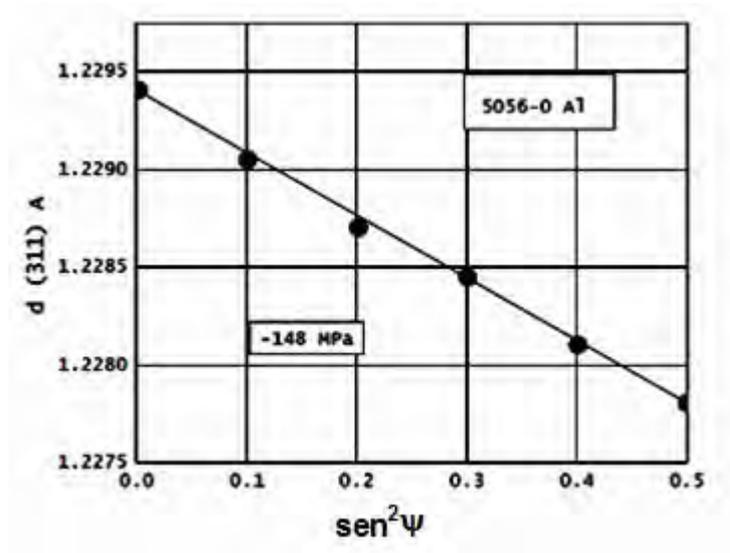


Figura 2.27. Dependência linear de $d(311)$ em função de $\text{sen}^2 \psi$ para alumínio 5056-O. (Prevéy, 1996)

Diante do exposto, segundo Cullity (1978), a tensão residual em um material pode ser obtida através do coeficiente angular da função correspondente à variação da distância interplanar entre os planos cristalográficos e o $\text{sen}^2 \psi$, conforme segue:

$$\sigma_{\phi} = \frac{E}{(1 + \nu)(\sin^2 \psi)} \left(\frac{d_{\phi\psi} - d_{\phi_0}}{d_{\phi_0}} \right) \quad (2.12)$$

É importante destacar que quanto maior o valor do ângulo 2θ , maior será a variação da distância interplanar, conforme relação a seguir obtida pela diferenciação da lei de Bragg:

$$\frac{\Delta d}{d} = -\frac{(\cot \theta)\Delta 2\theta}{2} \quad (2.13)$$

Resultados experimentais apresentados por Noyan e Cohen (1987) mostram que na análise da deformação de um espécime de aço, por exemplo, a variação na posição do pico de difração correspondente ao plano cristalográfico 211 (o qual possui $2\theta = 156^\circ$) é 3,6 vezes maior que a variação na posição do pico de difração correspondente ao plano cristalográfico 200, o qual possui $2\theta = 105^\circ$; e ainda 6,9 vezes maior que a variação na posição do pico de difração correspondente ao plano cristalográfico 110, o qual possui $2\theta = 68^\circ$. Destaca-se ainda que, segundo Cullity (1978), para se obter resultados com melhores precisões, é necessário que as medidas de difração sejam realizadas no maior número possível de inclinações $\psi(\psi_1, \psi_2, \psi_3, \dots, \psi_n)$. Dessa maneira, no presente trabalho tais considerações serão utilizadas para a escolha de parâmetros adequados, a fim de se obter resultados mais precisos.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão descritos os equipamentos, materiais e métodos utilizados nos ensaios para os diferentes tipos de lubri-refrigeração estudados: convencional, otimizado e MQL, além dos métodos de monitoramento do processo de retificação e da caracterização e avaliação da qualidade de acabamento dos corpos de prova.

3.1. Equipamentos e materiais utilizados.

3.1.1. Retificadora cilíndrica externa

Os experimentos foram realizados na retificadora cilíndrica CNC fabricada pela empresa SULMECÂNICA, modelo RUAP 515 H, equipada com comando numérico computadorizado CNC da marca Fagor. A Figura 3.1 apresenta a retificadora descrita.



Figura 3.1. Retificadora cilíndrica CNC utilizada para os ensaios.

No presente trabalho a retificadora foi utilizada tanto para o processo de usinagem, quanto para verificação do desgaste do rebolo. A rotina CNC utilizada para o processo de retificação é mostrada no Anexo A. Já a rotina para a marcação do desgaste do rebolo é apresentada no Anexo B.

3.1.2. Corpo de prova

Os corpos de prova foram cedidos pela empresa Máquinas Agrícolas Jacto S/A, colaboradora neste projeto de pesquisa. Segundo informações fornecidas pela empresa, os corpos de prova são cerâmicas comerciais, compostas por 96% de óxido de alumínio na fase α ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$), popularmente conhecida como α -alumina, e 4% de óxidos fundentes como SiO_2 , CaO e MgO . A densidade deste material é de $3,7 \text{ g/cm}^3$.

Os corpos de prova têm formato anelar, com as seguintes dimensões: 54 mm de diâmetro externo, 30 mm de diâmetro interno e 4 mm de espessura. A Figura 3.2 apresenta o formato do corpo de prova descrito.

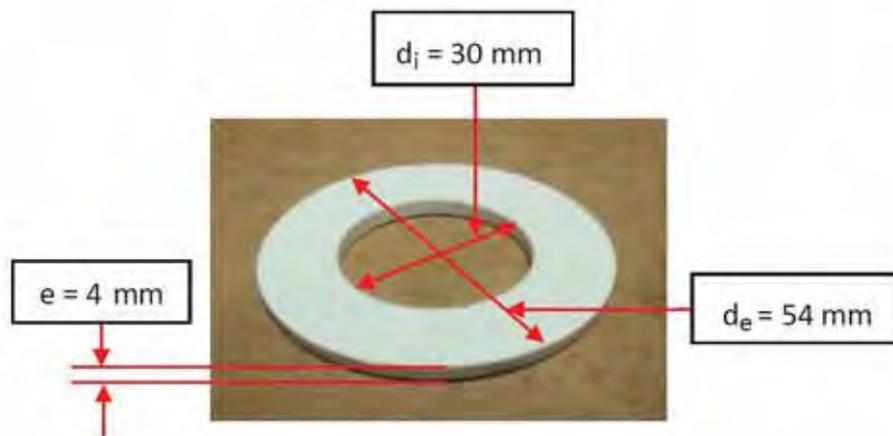


Figura 3.2. Exemplo de corpo de prova utilizado neste trabalho e suas dimensões.

3.1.3. Mandril

O mandril é uma peça desenvolvida para fixação dos corpos de prova na retificadora cilíndrica. No presente trabalho foi projetado um mandril para usinagem do anel cerâmico entre pontas. O croqui do projeto é apresentado no Anexo C.

O projeto foi elaborado de forma a otimizar o tempo de troca dos corpos de prova após cada ciclo de retificação, uma vez que o processamento foi repetido inúmeras vezes. A Figura 3.3 mostra o mandril fabricado para o presente trabalho.



Figura 3.3. Mandril de fixação dos corpos de prova.

3.1.4. Rebolo

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 μm , do fabricante Dinser Ferramentas Diamantadas. A Figura 3.4 mostra o rebolo diamantado utilizado nesta pesquisa.



Figura 3.4. Rebolo diamantado utilizado para a retificação.

3.1.5. Dressador

Para as operações de dressagem, foi utilizado um dressador do tipo conglomerado, de dimensões $15\text{mm} \times 8\text{mm} \times 10\text{mm}$, fabricado pela empresa Máster Diamond Ltda. Esse tipo de dressador foi escolhido, pois, diferentemente do dressador de ponta única, a velocidade de revolução e de avanço do rebolo não interferem nos parâmetros de dressagem, possibilitando, dessa forma, obter parâmetros de dressagem constantes.

3.1.6. Sistemas de lubri-refrigeração

3.1.6.1. Sistema de lubri-refrigeração convencional

O sistema de lubri-refrigeração convencional utilizado no presente trabalho é o mesmo utilizado pela maioria das empresas de usinagem. Ele consiste, essencialmente, em uma caixa reservatória de fluido, uma bomba de sucção, mangueiras de condução de fluido, bocais aplicadores e o fluido de corte. A caixa reservatória utilizada tem capacidade de 80 litros.

O fluido de corte utilizado foi uma emulsão em água com 5% de óleo semi-sintético Rocol 4847 Ultracut 370. Na composição desse óleo já estão diluídas substâncias anticorrosivas, biocidas, fungicidas, alcalinizantes, antiespumantes, tensocitivas não iônicos e alcanolomidas. Contudo, a emulsão foi ainda complementada com um anti-espumante também da marca Rocol, de especificação Ultragurd AF(S).

Foram utilizados dois bocais difusores do tipo fixoflex, da empresa QUIMATIC, com abertura circular para saída do fluido de corte com diâmetro de 6,35 mm. O fluido de corte foi aplicado com vazão de 22 l/min e pressão de $3,92 \cdot 10^{-1} MPa$.

3.1.6.2. Sistema de lubri-refrigeração otimizada

O sistema de lubri-refrigeração otimizada utilizado é composto pelos seguintes equipamentos: caixa reservatória de fluido de corte (de capacidade de 80 litros), bomba centrífuga, medidor de vazão e bocal. Na Figura 3.5 pode-se observar a representação esquemática do sistema e, em detalhe, o medidor de vazão usado nesta pesquisa, cuja especificação é DMY-2030, da marca CONTECH.

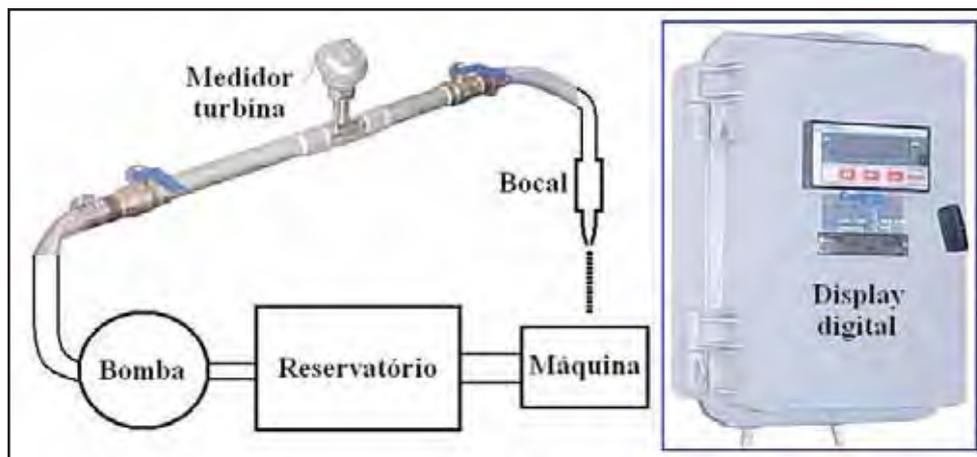


Figura 3.5. Sistema de lubri-refrigeração otimizada.

O bocal utilizado foi especialmente projetado para direcionar o fluxo de fluido somente na zona de corte, evitando desperdícios. O projeto do bocal da técnica de lubri-refrigeração otimizada, que posteriormente foi adaptado para ser utilizado também com a técnica de MQL, é apresentado no Anexo D.

Na Figura 3.6 é mostrada uma foto do bocal fabricado e utilizado para os ensaios com a técnica da lubri-refrigeração otimizada.



Figura 3.6. Bocal fabricado para a técnica de lubri-refrigeração otimizada

A emulsão utilizada como fluido de corte para os ensaios de retificação com sistema otimizado de lubri-refrigeração foi a mesma descrita no item anterior para os ensaios com sistema convencional. O fluido de corte foi aplicado com vazão de 20 l/min e pressão de $5,49 \cdot 10^{-1} \text{ MPa}$.

3.1.6.3. Sistema de mínima quantidade de lubrificação (MQL)

O sistema MQL utilizado no presente trabalho é composto basicamente de: compressor, regulador de pressão, medidor de vazão de ar, dosador e um bocal especialmente projetado para aplicação do lubrificante na zona de retificação. A Figura 3.7 mostra o esquema de montagem do sistema MQL.

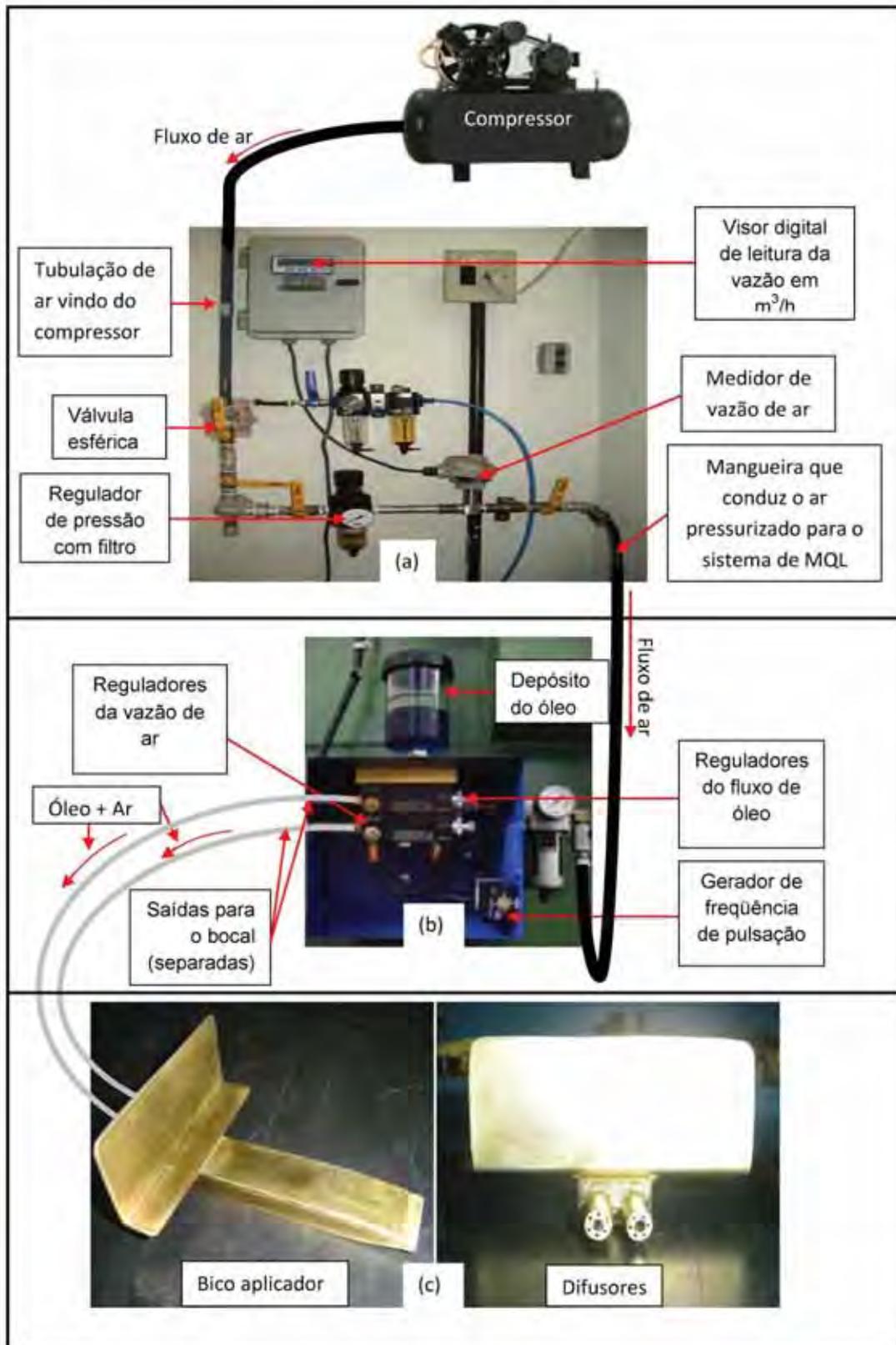


Figura 3.7. Sistema de lubri-refrigeração MQL. **(a)** Compressor e sistema de controle de pressão e vazão de ar. **(b)** Unidade MQL para controle do fluxo de ar e dosagem de óleo. **(c)** Vistas do bocal aplicador utilizado para a técnica de MQL.

O sistema de ar comprimido compõe-se dos equipamentos descritos na Figura 3.7 (a), onde podem ser observados o regulador de pressão, o medidor de vazão e o leitor digital, os quais são utilizados para o controle e da vazão do ar comprimido, que por sua vez imprime a velocidade do jato de ar utilizada nos experimentos do MQL (30 m/s). A unidade de controle de MQL permite uma fina regulagem do volume de óleo e de ar, separadamente, utilizando-se de válvulas tipo agulha. A pressão do fluxo de ar utilizada foi de, aproximadamente, $6,5 \text{ kgf/cm}^2$. A Figura 3.7 (b) mostra a unidade de controle do equipamento de MQL e seus componentes, onde são feitas a dosagem do óleo lubrificante e a regulagem da vazão de ar comprimido. Na Figura 3.7 (c) ilustra-se, em duas vistas, o bocal desenvolvido e utilizado na experimentação da técnica MQL no processo de retificação.

A geometria retangular da saída do bocal desenvolvido e utilizado para a experimentação foi escolhida devido ao seu exato dimensionamento para atuação na zona de corte, além da excelente capacidade de formação de névoa. O detalhe do projeto do bocal pode ser observado no Anexo E.

O fluido de corte utilizado no sistema MQL é próprio para trabalhos em altas pressões. Suas especificações são: Accu-Lube LB 1000 do fabricante ITW Chemical Products Ltda. Esse produto é um óleo vegetal biodegradável que contém antioxidantes como aditivos. Deve-se destacar que o fluido não foi diluído.

Ressalta-se ainda que o lubrificante foi aplicado com vazão de 80 ml/hora , sendo que a distância entre a saída do lubrificante no bocal aplicador à zona de corte é de 22 mm .

3.1.6.4. Medição e controle da concentração da emulsão

Tanto para o sistema convencional, quanto para o sistema otimizado de lubri-refrigeração, as medições e o controle da concentração da emulsão foram feitas através do

monitoramento periódico do fluido por meio de um refratômetro portátil do fabricante *ATAGO*, modelo N-1E.

3.1.7. Ensaios preliminares e parâmetros para os ensaios

Para determinação dos parâmetros utilizados nos ensaios definitivos, foram realizados ensaios preliminares com o objetivo de se determinar as melhores condições de usinagem, dentro do contexto da presente pesquisa. Esses parâmetros foram então mantidos constantes em todos os ensaios definitivos. A Tabela 3.1 apresenta os referidos parâmetros e os respectivos valores que representam as melhores condições de usinagem.

Tabela 3.1. Parâmetros utilizados em todos os ensaios de retificação.

Descrição	Parâmetro
Velocidade de mergulho (V_f)	0,75 mm/min, 1 mm/min e 1,25 mm/min
Velocidade de corte (V_s)	30 m/s
Rotação da peça (n_w)	204 rpm
Penetração do rebolo na peça (a_p)	36,76 μ m, 49,02 μ m e 61,27 μ m
Tempo de centelhamento (t_s)	5 s
Largura de retificação (b)	4 mm
Profundidade de dressagem (a_d)	0,04 mm
Quantidade de peças cerâmicas por ensaio	13 peças
Velocidade de saída do fluido no bocal para lubri-refrigeração convencional, otimizada e MQL	30 m/s

Desses parâmetros, vemos que o único que foi variado foi a velocidade de mergulho do rebolo. Essa variação foi feita para caracterização de processos com três espessuras equivalentes de corte diferentes. As três velocidades de avanços escolhidas foram: 0,75 mm/min, 1 mm/min e 1,25 mm/min . Desse modo, de acordo com a Equação (2.5),

as três espessuras equivalentes de corte, denominadas por h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} foram, respectivamente, $0,0707 \mu m$, $0,094 \mu m$ e $0,118 \mu m$.

Com os parâmetros apresentados, foi então elaborada a matriz dos ensaios, a qual está descrita na Figura 3.8. Para cada espessura equivalente de corte de cada técnica de lubri-refrigeração foram feitos três ensaios de retificação, sendo que, em cada ensaio, ($E_{01}, E_{02}, \dots, E_{27}$), foram retificados 13 corpos de prova.

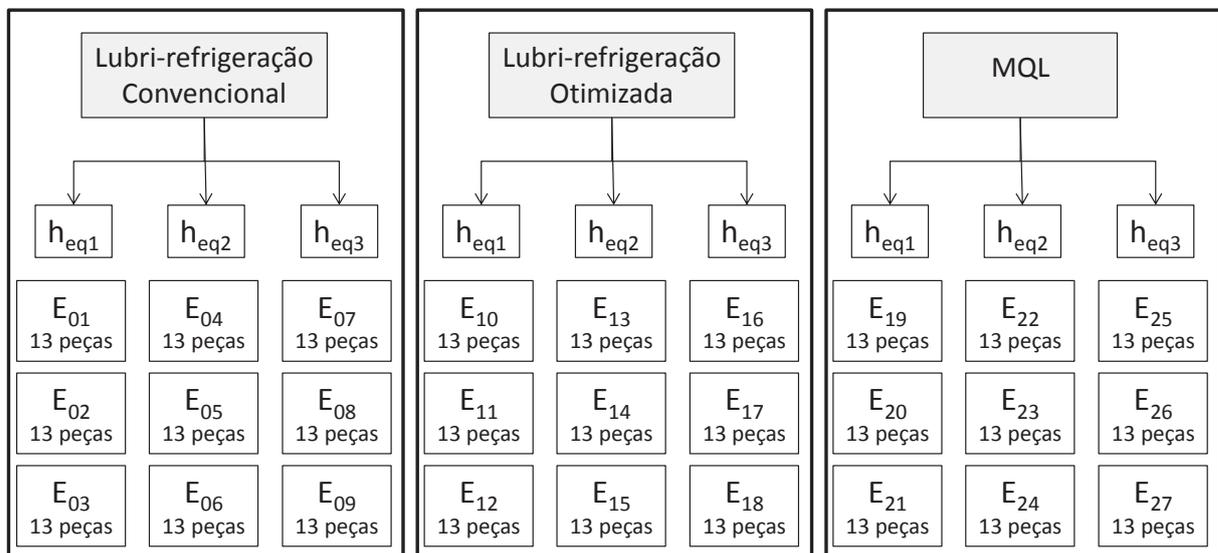


Figura 3.8. Matriz de ensaios realizados.

Durante a realização de todos os ensaios de retificação por método de lubri-refrigeração convencional e lubri-refrigeração otimizada, foi feito um controle cuidadoso da concentração da emulsão utilizada como fluido de corte. Nos casos em que não estava nas condições adequadas, o teor da concentração da emulsão foi corrigido até que se atingisse o valor estipulado para os ensaios: emulsão em água de 5% de óleo, conforme já exposto. Ressalta-se o uso de bactericidas e anti-espumantes diluídos no fluido de corte.

É importante destacar também que a cada dois ensaios foram sempre realizados processos de dressagem do rebolo. O intervalo de dois ensaios foi escolhido, pois a largura

da face de corte do rebolo (15 mm) é maior que o dobro da largura de retificação (4 mm). Dessa maneira, deslocando a posição do corpo de prova em relação ao rebolo, foi possível realizar dois ensaios consecutivos com as mesmas condições de capacidade de corte do rebolo, ou seja, condições iniciais para todos os ensaios. Na operação de dressagem do rebolo, a camada retirada de material teve profundidade aproximada de $0,2\text{ mm}$, até que a ferramenta abrasiva não apresentasse nenhuma marca referente à usinagem. A operação de dressagem é mostrada na Figura 3.9. Destaca-se que, para todos os ensaios, a técnica de lubri-refrigeração utilizada no processo de dressagem foi a convencional.



Figura 3.9. Operação de dressagem do rebolo utilizando a técnica de lubri-refrigeração convencional.

3.2. Monitoramento do processo de retificação

3.2.1. Equipamento para aquisição de dados

Para monitoramento do processo de retificação, foi desenvolvido um sistema para aquisição de dados em tempo real. O sistema consiste em um microcomputador equipado

com uma placa de aquisição de dados gerenciada por uma aplicação desenvolvida na plataforma do software LabView, versão 7.1, do fabricante *National Instruments*. A placa de aquisição coleta instantaneamente os sinais de tensão elétrica (V) do motor que gira o rebolo, os quais são posteriormente tratados pela mencionada aplicação LabView. A metodologia de tratamento desses dados será melhor descrita no próximo item. Também foi utilizado um modulador (ou circuito condicionador) de sinais para que esses não chegassem saturados ou atenuados na referida placa. Na Figura 3.10 é mostrada a montagem dos equipamentos para a aquisição dos dados.

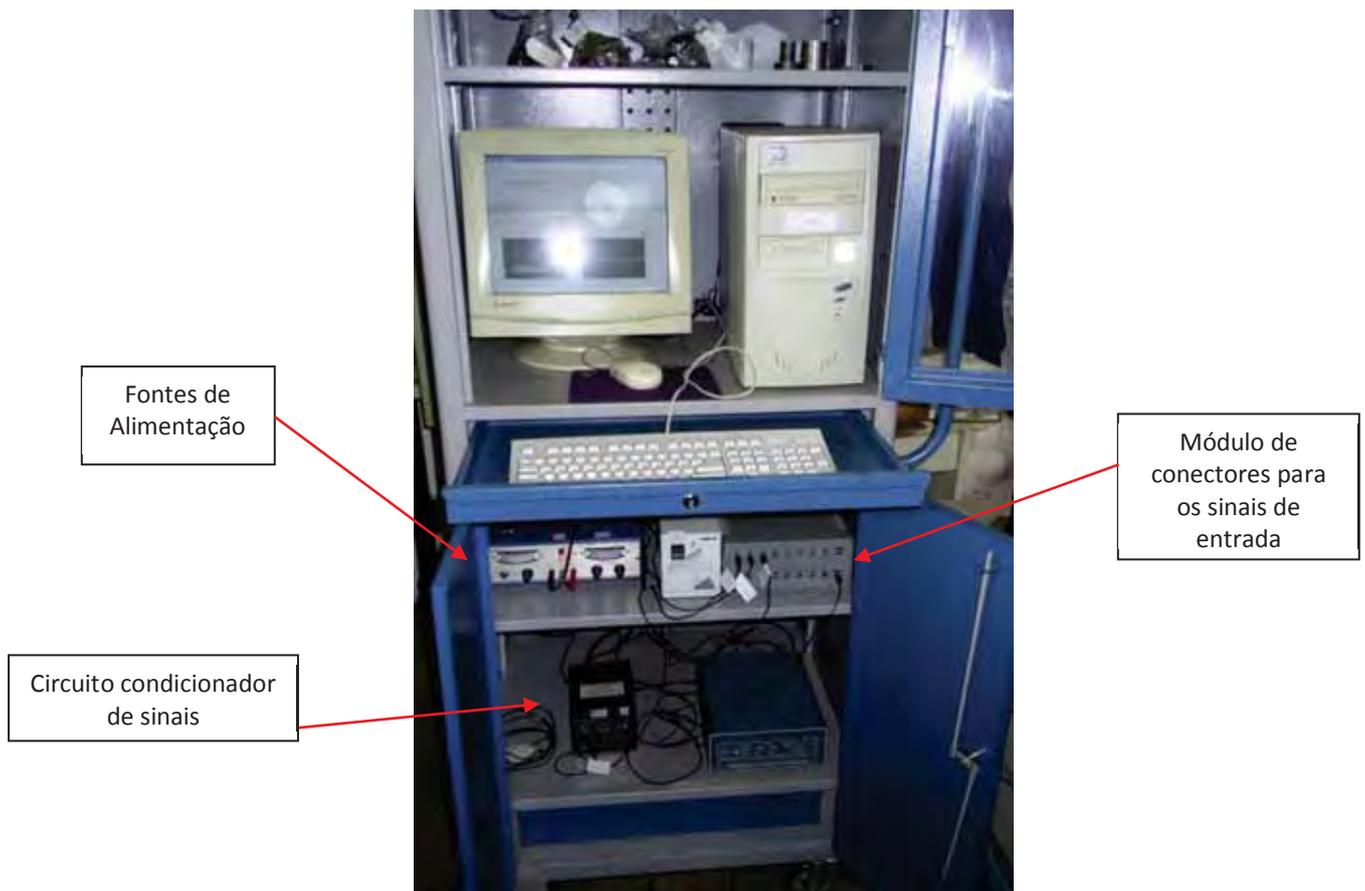


Figura 3.10. Montagem dos equipamentos para aquisição dos dados

3.2.2. Força tangencial de corte

A força tangencial de corte, F_t , foi obtida pela determinação da potência elétrica instantânea do motor de acionamento do eixo árvore do rebolo, calculada pela aplicação LabView a partir dos sinais de tensão e corrente elétrica provenientes do motor elétrico.

O processo de calibração do sistema de medição de potência elétrica foi feito por um potenciômetro analógico do fabricante LIER, com fundo de escala de 1200 W e precisão de 25 W . Os valores encontrados são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2. Valores de potência elétrica e tensão para obtenção da curva de calibração da potência elétrica

Potências (W)	Tensão correspondente (mV)
0	10,4
100	125,6
200	243,8
310	367,5
425	488
530	606
625	713
725	811
850	892
925	958
975	986
1125	1051

Com os valores da Tabela 3.2, construiu-se o gráfico da potência em função da tensão de saída do módulo condicionador de sinal (Figura 3.11).

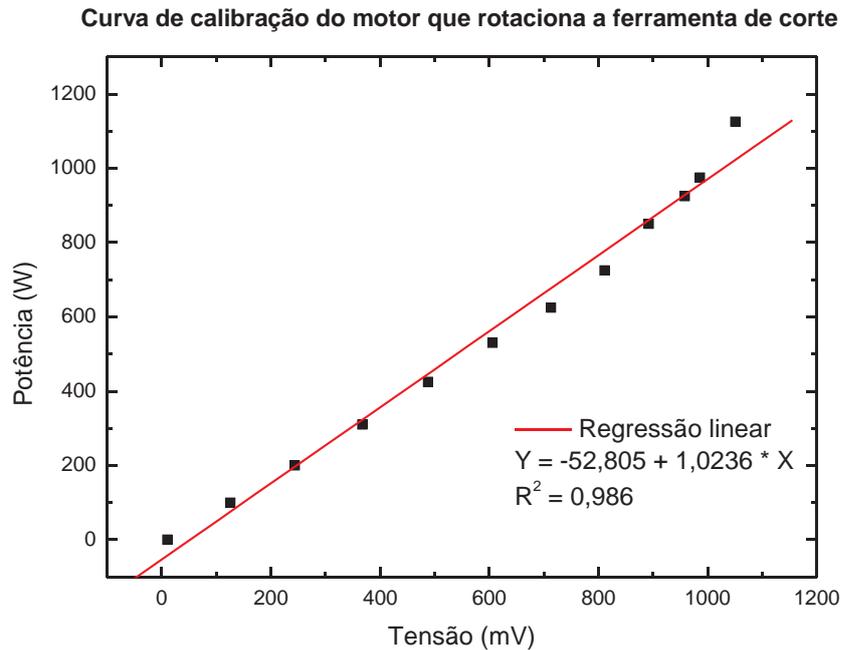


Figura 3.11. Curva de calibração da potência elétrica em função da tensão no motor que gira o rebolo.

A curva de calibração mostra que a relação entre a potência medida e a tensão no motor é aproximadamente linear. Dessa maneira, através de uma regressão linear, foi possível determinar a equação de calibração, conforme segue:

$$P_{elet} = 1,0263 \cdot V - 52,805 \quad (3.1)$$

onde P_{elet} é potência elétrica do motor e V é a tensão na saída do circuito condicionador de sinais. O coeficiente de determinação apresentado na Figura 3.11, R^2 , mostra que a equação de calibração se ajusta, com boa precisão, a uma função linear.

Com base na curva de rendimento do motor fornecida pelo seu fabricante, a qual descreve a porcentagem de potência elétrica que é efetivamente convertida em potência mecânica, obteve-se a Equação (3.2), que relaciona a potência elétrica do motor e a potência mecânica, P_{mec} .

$$P_{mec} = -2,3196 \cdot 10^{-8} \cdot P_{elet}^3 + 1,6659 \cdot 10^{-4} \cdot P_{elet}^2 + 5,3593 \cdot 10^{-1} \cdot P_{elet} - 28,961 \quad (3.2)$$

Já para a calibração da rotação do rebolo foram utilizados um tacômetro (Figura 3.12) e um multímetro, ambos digitais. Nesse processo, variou-se a frequência de rotação do rebolo em seis valores distintos, as quais foram mensuradas pelo tacômetro. Com a utilização do multímetro foram encontrados os valores de tensão correspondentes a cada frequência de rotação. Os valores de frequência de rotação e tensão são apresentados na Tabela 3.3.



Figura 3.12. Calibração da rotação do rebolo com tacômetro digital

Tabela 3.3. Valores de frequência de rotação e tensão utilizados para a calibração da curva de rotação do rebolo.

Rotação (rpm)	Tensão (V)
568	2,03
838	3,05
1156	4,08
1414	5,05
1754	6,09
1978	7,07

Com os dados apresentados na Tabela 3.3, obteve-se, também por regressão linear, a curva de calibração da rotação do rebolo. A Figura 3.13 apresenta a respectiva curva.

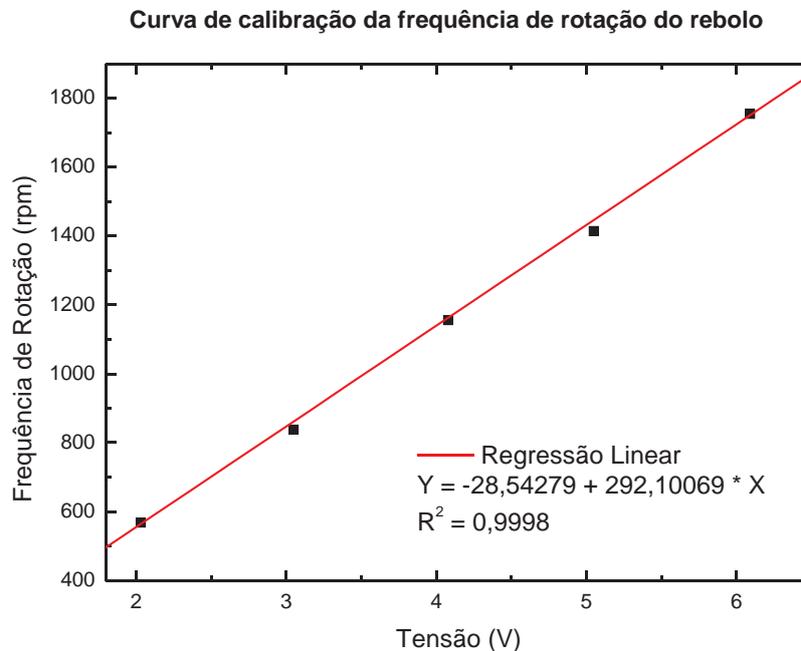


Figura 3.13. Curva de calibração da rotação do rebolo.

Dessa maneira, a curva de calibração da frequência de rotação do motor em função da tensão elétrica é dada pela equação:

$$n_s = 292,10069 \cdot V - 28,54279 \quad (3.3)$$

onde n_s é a frequência de rotação do rebolo, medida em rotações por minuto (rpm). Nota-se novamente que a curva de calibração tem boa precisão, pois coeficiente de determinação é aproximadamente igual a 1.

As medidas de rotação do rebolo durante os ensaios foram realizadas por meio de um *encoder* industrial analógico, fabricado pela Abraf Indústria e Comércio Ltda., modelo TH

10 R 3000, com capacidade de medição de até 3000 *rpm*. O *encoder* foi acoplado ao eixo do motor da retificadora conforme apresentado na Figura 3.14.



Figura 3.14. Foto do *encoder* acoplado no eixo do motor da retificadora

Com a obtenção da potência mecânica e da rotação do rebolo, pôde-se calcular a força tangencial de corte pela equação:

$$F_t = \frac{60P_{mec}}{d_s n_s \pi} \quad (3.4)$$

onde F_t é a força tangencial de corte e d_s é o diâmetro do rebolo. (Malkin, 2008)

Deve-se destacar que essa variável de caracterização do processo foi determinada em tempo real durante os ciclos de retificação. Contudo, os resultados das forças tangenciais de corte são apresentados na forma de gráficos, nos quais cada ponto corresponde a uma média aritmética dos valores máximos de solicitação do rebolo, para cada ciclo de retificação, obtidos para os três ensaios efetuados sob as mesmas condições de usinagem.

3.3. Caracterização do corpo de prova após o processo de retificação

3.3.1. Limpeza dos corpos de prova

Antes da caracterização dos corpos de prova após a retificação, foi executada a limpeza dos mesmos. Para tal foram utilizados produtos comuns de limpeza de peças em ensaios metalográficos, a saber: querosene, tiner, álcool etílico e tetracloreto de carbono. No processo de limpeza, os corpos de prova foram mergulhados e cuidadosamente agitados em béqueres contendo as referidas substâncias, separadamente, na ordem apresentada. Após isso, os corpos de prova foram secos e armazenados.

3.3.2. Circularidade

A circularidade foi obtida através da utilização de um circularímetro modelo *Tayround 31C*, marca *Taylor Hobson*.

Esse equipamento possui um braço móvel com uma ferramenta denominada apalpador. O apalpador possui uma ponta de diamante com liberdade para movimento tridimensional, a qual efetua o contato com a peça para obtenção da circularidade. O detalhe da ponta de diamante pode ser visto na Figura 3.15.

A mesa giratória do circularímetro é alimentada através de um sistema de ar comprimido para que o movimento de rotação seja constante e suave. Antes da entrada no circularímetro, o ar comprimido passa por um registro e um filtro de ar que permitem regular a pressão no sistema.

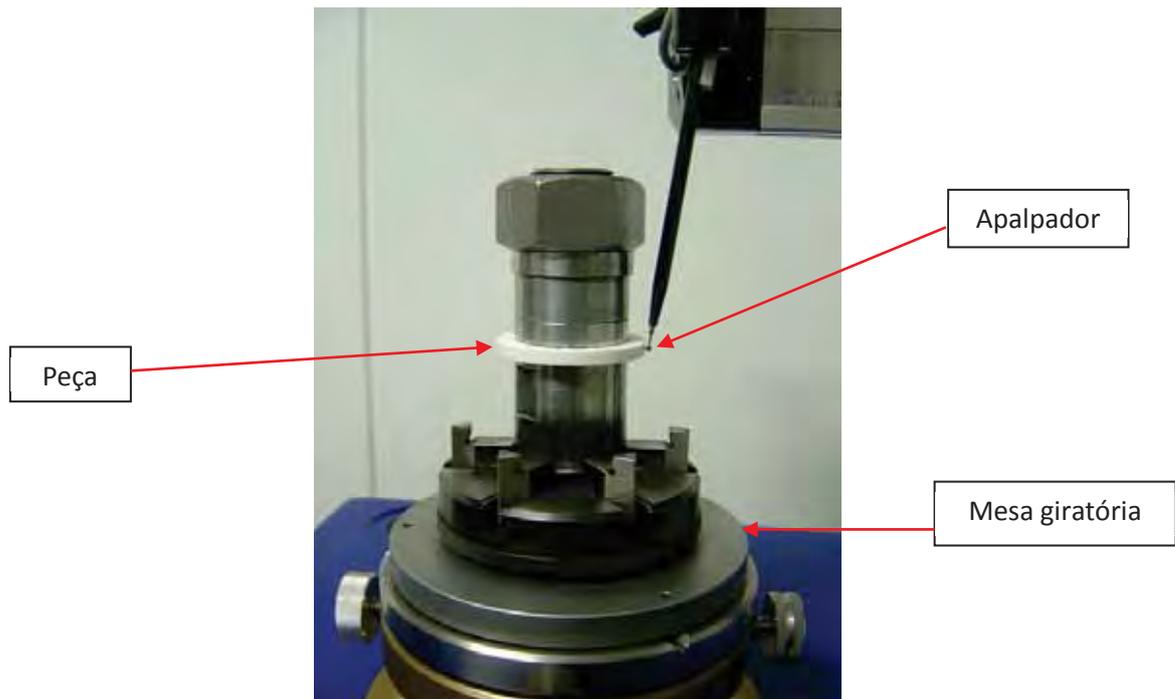


Figura 3.15. Detalhe da ponta diamantada do circularímetro.

Os resultados referentes aos desvios de circularidade a serem apresentados no presente trabalho correspondem às médias aritméticas dos três ensaios com as mesmas condições de usinagem, medidas nos mesmos pontos de evolução. Cada ensaio foi realizado com treze corpos de prova diferentes. Foram tomados então os corpos de prova denominados pelos números 1, 4, 7, 10 e 13, correspondentes à ordem de retificação, obtendo assim, a evolução dos desvios de circularidade em cinco pontos do ensaio, igualmente espaçados. Em cada corpo de prova foram realizadas cinco medições de desvio de circularidade.

3.3.3. Rugosidade

Para a medição da rugosidade média das peças utilizou-se um aparelho da marca *Taylor Hobson*, modelo *Surtronic 3+*.

As medidas foram feitas na direção perpendicular à superfície de retificação, ou seja, no sentido axial da peça. A Figura 3.16 mostra a operação de medição de rugosidade. O rugosímetro foi ajustado para efetuar as medidas, através de seu braço medidor de deslocamento, com um comprimento de medição (*cut-off*) igual a 0,25 mm. Foram realizadas cinco medições em posições distintas na região retificada da peça.



Figura 3.16. Operação de medição de rugosidade.

3.3.4. Desgaste diametral do rebolo

O desgaste diametral do rebolo é um bom indicativo para a avaliação e comparação de diferentes métodos de lubrificação e refrigeração em processos de retificação com mesmos parâmetros ou condições de usinagem. A análise do desgaste diametral do rebolo

foi possível devido à não utilização da largura total de corte do rebolo. Neste trabalho, conforme já exposto, a largura da face de corte do rebolo foi de 15 mm, enquanto a largura dos corpos de prova foi 4 mm. Dessa maneira, após os ciclos de retificação, foram criados degraus na face de corte da ferramenta, cuja altura representa o desgaste causado durante os ciclos. A Figura 3.17 representa o exposto.

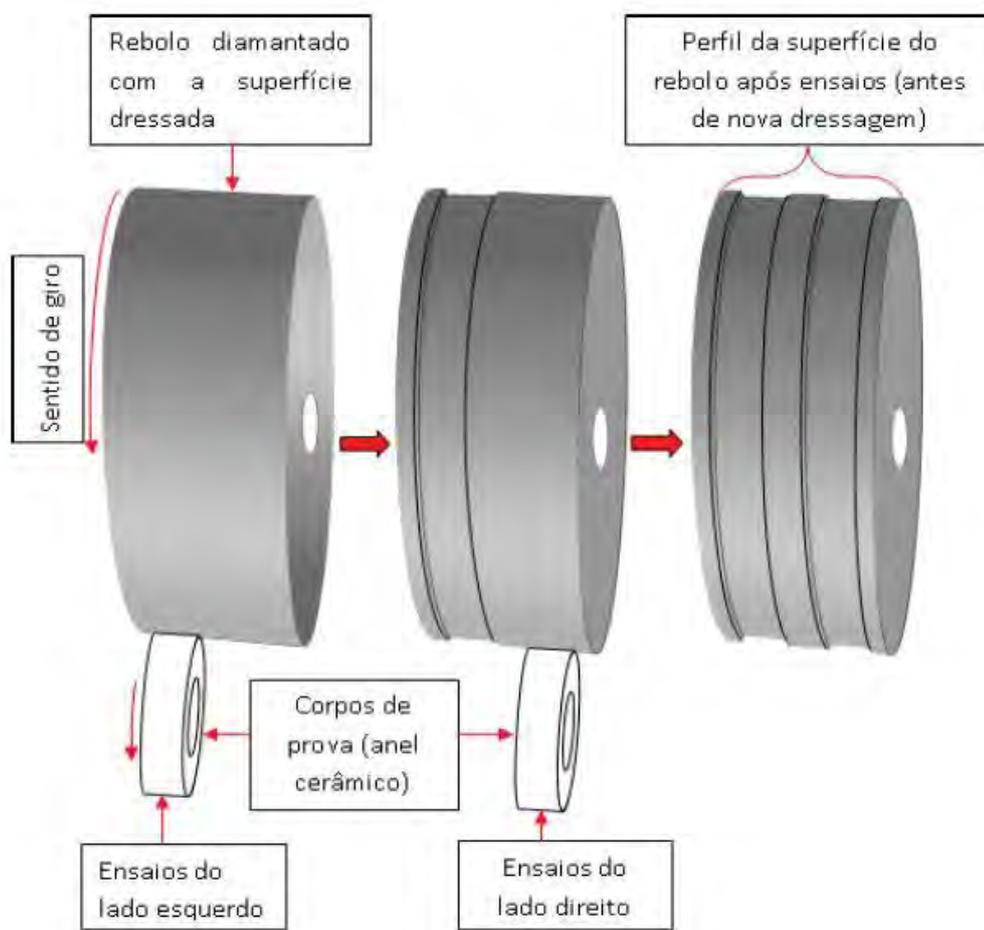


Figura 3.17. Esquema da medição do desgaste do rebolo.

Os padrões de desgaste foram copiados para um outro corpo de prova (em aço ABNT 1020) para posterior medição da altura dos referidos degraus de retificação. O processo de marcação do rebolo é mostrado na Figura 3.18.

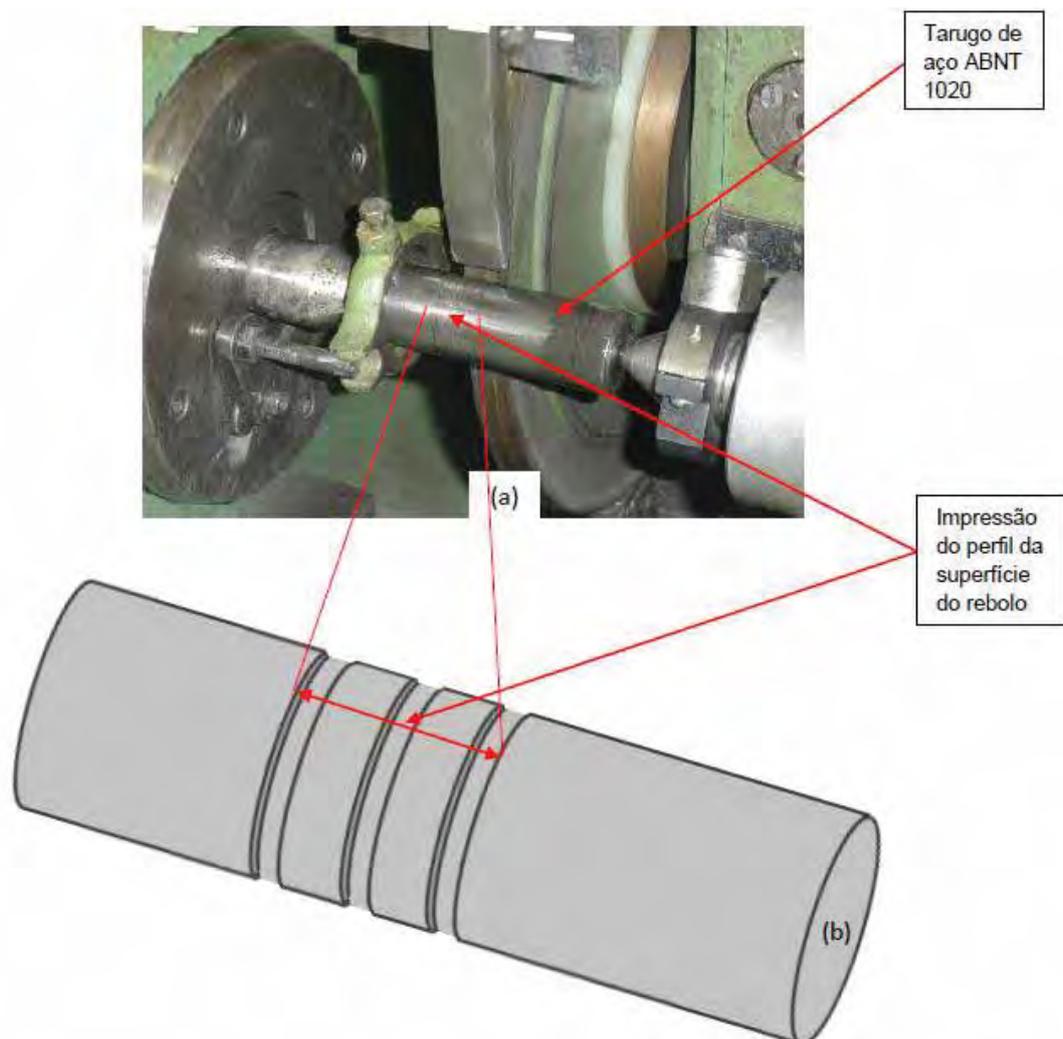


Figura 3.18. Processo de marcação do desgaste do rebolo no corpo de prova em aço ABNT 1020: **(a)** real; **(b)** representação ampliada.

O desgaste, representado pelos degraus no corpo de prova em aço, foi medido com medidor de deslocamento digital marca TESA, modelo TT10. Para se medir o deslocamento, foi determinada uma linha referencial entre as duas extremidades, de modo que qualquer deslocamento em relação a essa linha é acusado e quantificado pelo medidor, conforme mostra a Figura 3.19.



Figura 3.19. Medição de desgaste do rebolo através da altura dos degraus do corpo de prova em aço.

3.3.5. Análise de microscopia eletrônica de varredura

3.3.5.1. Preparação das amostras para análise de microscopia eletrônica de varredura

Após a realização dos ensaios de retificação, uma amostragem dos corpos de prova para cada condição de retificação foram preparados para análise de microscopia eletrônica de varredura (MEV). Como o material deve ter dimensões restritas para análise em um equipamento de MEV, foram cortadas amostras dos corpos de prova em um equipamento policorte, com um disco de corte diamantado para metalografia, de dimensões: 235 mm de diâmetro externo, 1 mm de espessura e 22 mm de diâmetro interno. O processo de corte destas peças foi efetuado com muito cuidado, devido à fragilidade do disco e dos próprios corpos de prova cerâmicos.

Após o corte, foi novamente efetuado o processo de limpeza das amostras descrito no item 3.3.1. Para finalizar a preparação, as amostras foram fixadas em suportes de alumínio preparados especificamente para uso no microscópio eletrônico de varredura. A fixação foi feita com o adesivo bicomponente Araudite, da marca Brascola.

As análises de microscopia eletrônica de varredura foram realizadas no Centro de Pesquisa em Óptica e Fotônica do Instituto de Física de São Carlos (IFSC) e na Central de Análises Químicas e Instrumentais do Instituto de Química de São Carlos (IQSC), ambos da Universidade de São Paulo – USP, campus de São Carlos. Como os materiais cerâmicos são isolantes elétricos, foi necessária uma prévia deposição de uma fina camada de ouro sobre a superfície das amostras. Essa deposição foi feita através de um equipamento de *sputtering*, modelo SCD 050, da marca Balzers, no próprio Instituto Física de São Carlos. A Figura 3.20 apresenta um corpo de prova já preparado para análise de MEV.

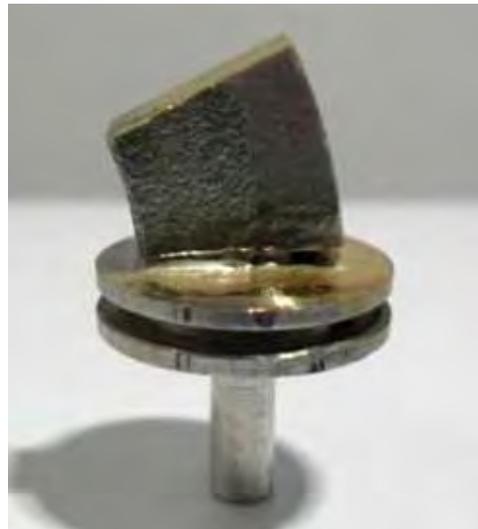


Figura 3.20. Amostras preparadas para o MEV, com deposição de ouro.

3.3.5.2. Microscopia eletrônica de varredura – MEV

A microscopia eletrônica de varredura foi efetuada com microscópio modelo DSM 960 da Carl Zeiss Jena, mostrado na Figura 3.21.



Figura 3.21. Microscópio eletrônico de varredura utilizado.

O objetivo da realização dos ensaios de MEV foi observar as alterações microestruturais na superfície do material e possíveis surgimentos de trincas devido às diferentes condições de usinagem utilizadas nos ensaios realizados. As amostras dos corpos de prova retificados foram analisadas na superfície retificada, conforme ilustra a Figura 3.22.



Figura 3.22. Representação do corte da amostra do corpo de prova e das duas superfícies analisadas por microscopia eletrônica de varredura.

3.3.6. Tensão residual por difração de raios X

As medidas de difração de raios X foram realizadas em nove corpos de prova, sendo uma amostra para cada método de lubri-refrigeração (convencional, otimizado e MQL) sob cada condição de usinagem (espessura equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3}).

Além desses nove corpos de prova, para fins de comparação, foram ainda realizadas análises de difração de raios X dos corpos de prova não retificados.

Essas medidas, assim como as de MEV, foram realizadas 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, utilizando um difratômetro da marca Rigaku, modelo D/MAX 2A, equipado com uma fonte de radiação de $\text{Cu-K}\alpha$, cujo comprimento de onda é $\lambda \cong 1,54060 \text{ \AA}$, com filtro de Ni. A Figura 3.23 mostra o difratômetro utilizado.



Figura 3.23. Difratômetro de raios X utilizado para medidas de tensão residual.

O ângulo 2θ foi variado de 20° a 140° , em passos de $0,02^\circ$. O ângulo ψ foi variado de 0° a 75° , em passos de 25° . A Figura 3.24 ilustra a montagem do corpo de prova em duas inclinações ψ diferentes.

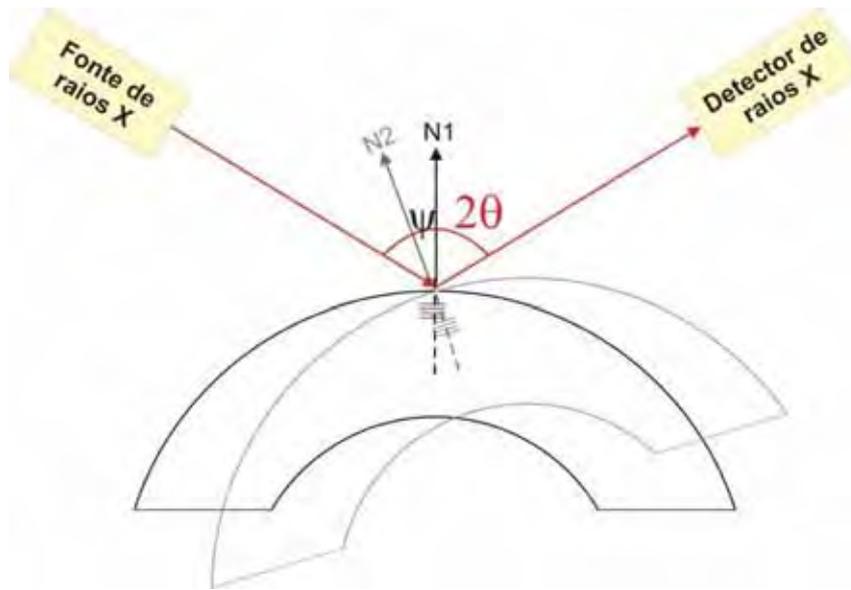


Figura 3.24. Ilustração da montagem utilizada para medidas de difração de raios X.

Para determinação da tensão residual com maior precisão possível, foi escolhido, dentro do intervalo medido, o pico de difração com elevado valor de ângulo 2θ e alta intensidade relativa.

A ficha cristalográfica #88 – 0826 da base de dados JCPDF apresenta o padrão de difração para a α -alumina, conforme pode ser observado na Figura 3.25. Essa ficha contém os dados de difração de uma amostra de pó de α -alumina obtidos por de Liu *et al.* (1997).

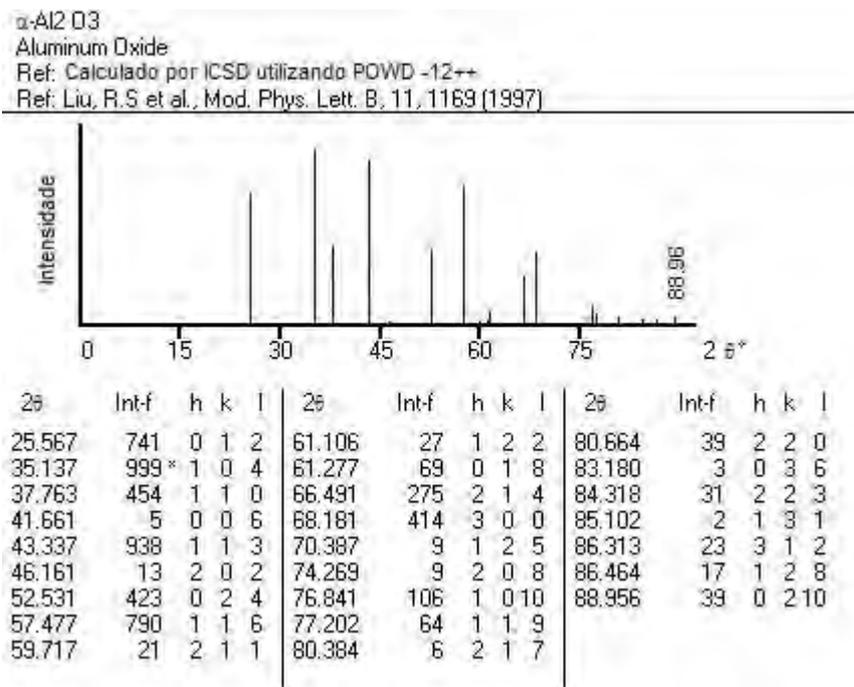


Figura 3.25. Ficha catalográfica #88-0826 da base de dados JCPDF, correspondente ao padrão de difração da α -alumina. (Liu *et al.*,1997)

Contudo, a varredura dessa ficha para o ângulo 2θ varia apenas de 20° a 90° . Como os dados experimentais do presente trabalho possuem uma varredura mais extensa (20° a 140°), foi simulado um padrão de difração utilizando o *software* PowderCell 2.3[®] com os mesmos parâmetros da ficha catalográfica #88-0826. O padrão de difração obtido é apresentado na Figura 3.26, que apresenta os picos de difração para o ângulo 2θ variando de 20° a 150° .

Pela Figura 3.26, é possível notar que, entre os ângulos de 20° a 150° , existe um pico de difração com alta intensidade relativa e alto valor 2θ , o qual é indicado pela seta. Esse pico corresponde aos planos cristalográficos de orientação $hkl = 146$, cujo ângulo $2\theta = 135,96^\circ$.

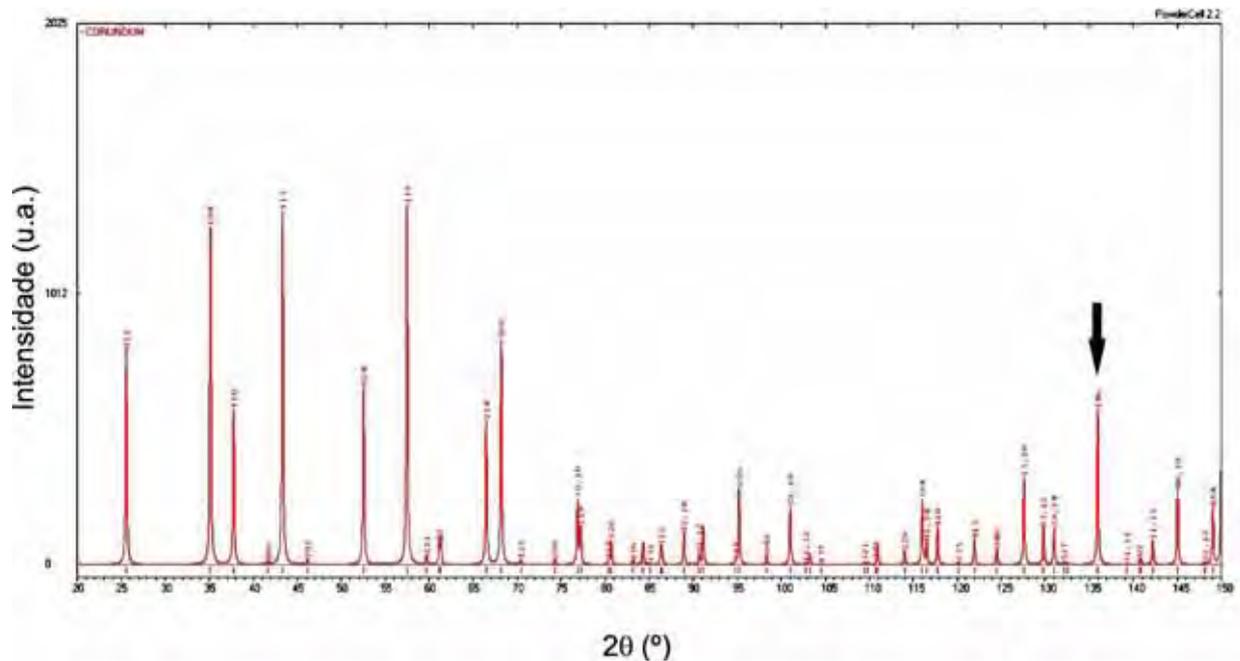


Figura 3.26. Padrão de difração para α -alumina calculado com o *software* PowderCell 2.3[®] que detalha os picos de difração para o ângulo 2θ variando de 20° a 150° . A seta indica o pico de difração correspondente aos planos cristalográficos de orientação $hkl = 146$, cujo ângulo $2\theta = 135,96^\circ$.

A partir dessa referência, foi determinada a variação do ângulo $2\theta = 135,96^\circ$, representada por $\Delta 2\theta$, em função da variação de $\text{sen}^2 \psi$, onde os ângulos ψ_1, ψ_2, ψ_3 e ψ_4 correspondem às inclinações de $0^\circ, 25^\circ, 50^\circ$ e 75° da superfície do corpo de prova. Conhecendo o coeficiente de Poisson e o módulo de elasticidade da α -alumina que, segundo Richerson (2005), são 0,26 e 380 *GPa*, respectivamente, foi possível determinar a tensão residual na superfície do corpo de prova através da Equação (2.12). Destaca-se que os valores de tensão obtidos são relativos, uma vez que para se obter valores absolutos é necessário realizar medidas de difração de raios X em uma amostra livre de tensões, na forma de pó, a fim de descartar os efeitos de deslocamento dos picos de difração eventualmente causados por imprecisões do próprio equipamento de difração.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos e discussões para as variáveis que correspondem ao monitoramento do processo de retificação (força tangencial de corte e relação G), assim como para a caracterização da qualidade de acabamento dos corpos de prova (microscopia eletrônica de varredura, desvio de circularidade, rugosidade e tensão residual na superfície usinada).

Deve-se destacar que o objetivo do presente trabalho é comparar e avaliar os três métodos de lubri-refrigeração propostos: convencional, otimizado e MQL. Sendo assim, a diagramação das figuras privilegia a apresentação dos resultados para desses três métodos em um mesmo espaço gráfico, de forma a facilitar a comparação entre eles.

4.1. Força tangencial de corte

Neste item são apresentados os resultados de média da força tangencial de corte em função do número de peças retificadas para cada uma das técnicas de lubri-refrigeração e condições de usinagem.

A Figura 4.1 representa, graficamente, a comparação entre os valores de força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, otimizado e MQL, para os ensaios realizados com espessura equivalente de corte denominada h_{eq1} .

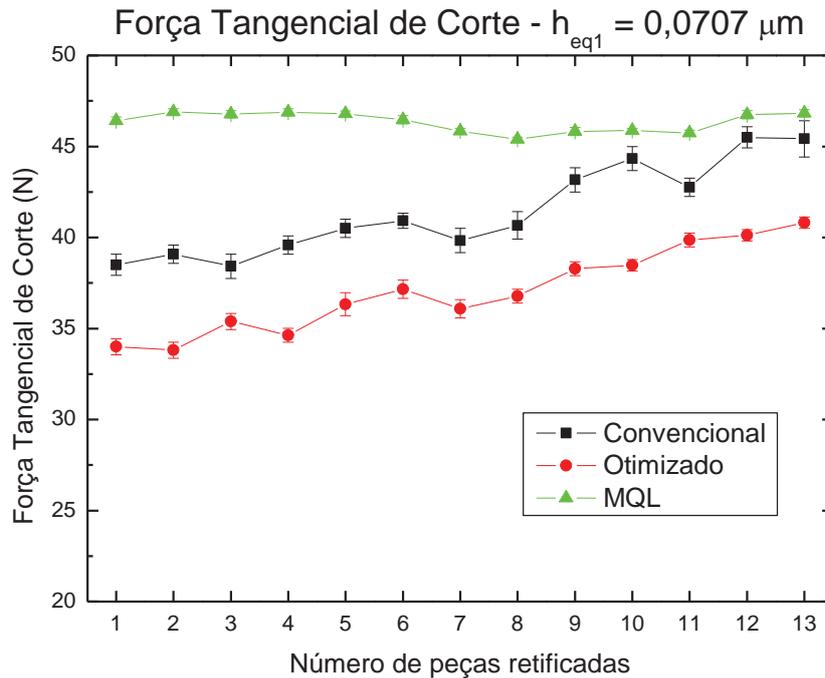


Figura 4.1. Força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado para ensaios com espessura equivalente de corte h_{eq1} , em função do número de peças retificadas.

Pode-se notar que, para a espessura equivalente de corte h_{eq1} , houve diferenças significativas entre as três técnicas de lubri-refrigeração analisadas. A média da força tangencial no processo de retificação utilizando a técnica da lubri-refrigeração otimizada foi, em todo o período analisado, ligeiramente menor dentre os três métodos estudados.

A técnica MQL apresentou os maiores valores de força de corte, contudo, é interessante observar que o módulo da força para essa técnica se manteve mais uniforme durante a sequência de ensaios, enquanto que para as técnicas convencional e otimizada, a força tangencial de corte apresentou um ligeiro aumento no decorrer dos ciclos de retificação. Tal fato pode ser explicado pela possibilidade de reavivamento do rebolo durante os ciclos de retificação utilizando a técnica de MQL, o que não ocorre para as

técnicas convencional e otimizada. Em outras palavras, a severidade do processo (que é proporcionalmente relacionada à força tangencial de corte) pode provocar a auto-afiação dos grãos abrasivos do rebolo durante os ciclos de retificação, mantendo a força tangencial de corte constante, mas, por outro lado, aumentando o desgaste do rebolo. Tal fenômeno também foi observado por Bianchi *et al.* (1996) para retificação de materiais metálicos.

Na Figura 4.2 é apresentada a comparação entre os valores de força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, otimizado e MQL, para os ensaios realizados com espessura equivalente de corte denominada por h_{eq2} .

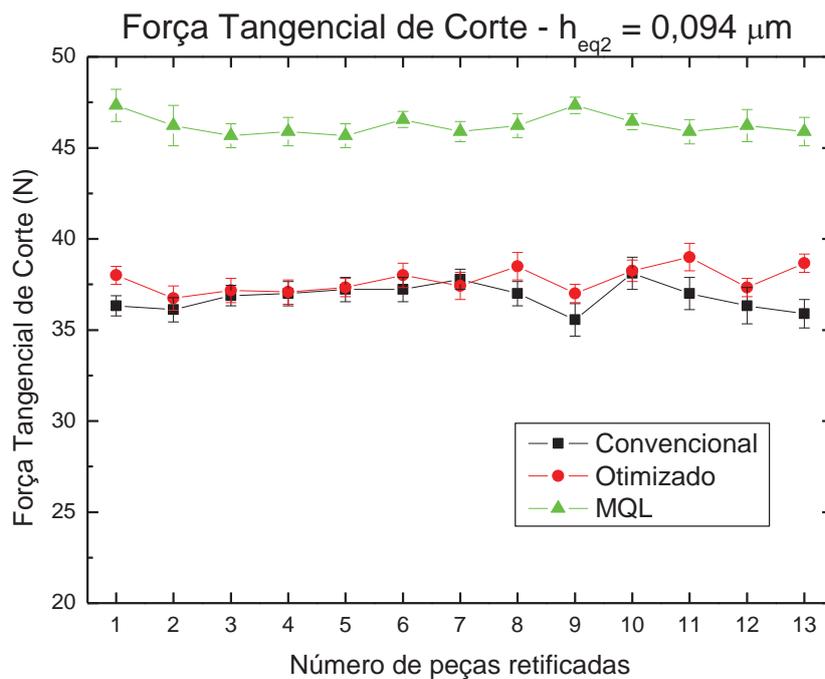


Figura 4.2. Força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado para ensaios com espessura equivalente de corte h_{eq2} , em função do número de peças retificadas.

Para a espessura equivalente de corte h_{eq2} não houve diferenças significativas entre as técnicas de lubri-refrigeração convencional e otimizada. Diferentemente dos resultados

para espessura equivalente de corte h_{eq1} , os valores de força tangencial não apresentaram tendência de aumento durante os ciclos de retificação. A técnica MQL apresentou novamente os maiores valores de força de corte, mantendo-se novamente constante durante os ensaios.

Para finalizar este item, são apresentados na Figura 4.3 os valores da força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, otimizado e MQL, para os ensaios realizados com espessura equivalente de corte denominada por h_{eq3} .

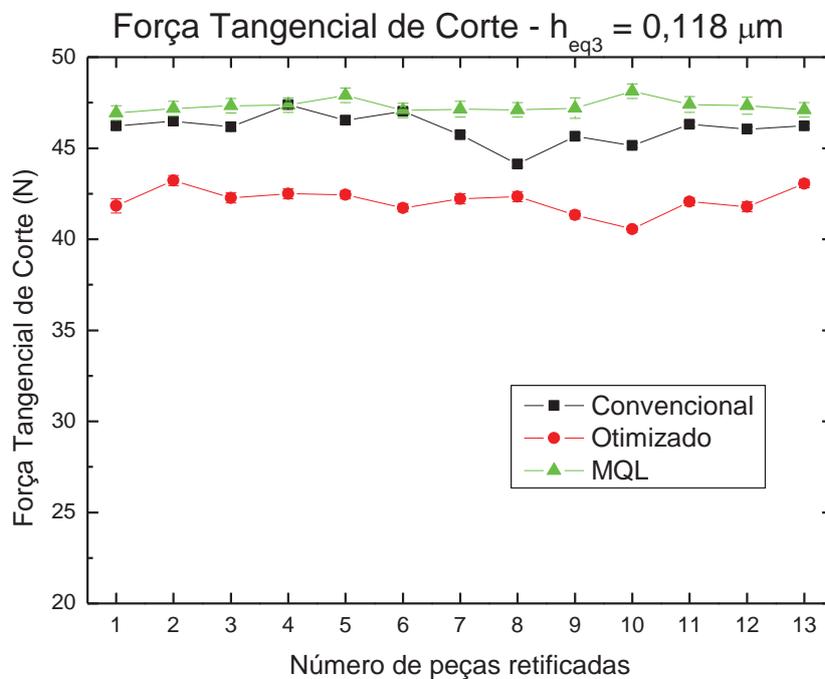


Figura 4.3. Força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado para ensaios com espessura equivalente de corte h_{eq3} , em função do número de peças retificadas.

Através da Figura 4.3, percebe-se que, para espessura equivalente de corte h_{eq3} , os valores de força tangencial de corte para os métodos de lubri-refrigeração convencional e otimizado aumentam significativamente em relação aos resultados para espessura

equivalente de corte h_{eq1} e h_{eq2} , enquanto que, para a técnica MQL, os valores não apresentam grandes alterações. Tal fato denota que a capacidade de lubrificação do fluido para a técnica de MQL se mantém praticamente constante em função da espessura equivalente de corte, enquanto que, para as técnicas convencional e otimizada, perde eficiência com o aumento da espessura equivalente de corte.

Analisando de forma geral, os resultados mostram que o método otimizado foi, relativamente, mais eficiente para o parâmetro em questão. Como a força de corte está diretamente relacionada ao desgaste do rebolo, pode-se inferir que a utilização da técnica otimizada de lubri-refrigeração contribuiu para o aumento da vida útil do rebolo. Tal hipótese pode ser comprovada associando os resultados apresentados com as análises de desgaste diametral do rebolo.

O fato do processo otimizado apresentar os menores valores para força tangencial de corte pode ser explicado pela geometria com a qual o jato de fluido sai do bocal para essa técnica, a qual favorece sua penetração na zona de corte e, por consequência, diminui as forças de corte.

Comparando a técnica otimizada com a convencional, nota-se que, mesmo o volume de fluido de corte utilizado pelo processo otimizado ser menor, a quantidade de fluido que efetivamente penetra na zona de corte é relativamente maior, promovendo melhor lubrificação, refrigeração e remoção do cavaco durante a usinagem.

Pode-se ainda notar que mesmo sendo a técnica de MQL a menos favorável dentre os três métodos de lubri-refrigeração para a variável em questão, os valores de força de corte não apresentam grandes variações entre as três espessuras equivalentes de corte analisadas. Percebe-se também que, para a espessura equivalente de corte h_{eq3} , os valores de força tangencial de corte para a técnica de MQL não apresenta diferenças significativas

quando comparados aos da técnica convencional e estão bem próximos aos valores para a técnica otimizada.

Os resultados ainda revelam que a força tangencial de corte tende a aumentar em função do aumento da espessura equivalente de corte para todas as técnicas de lubri-refrigeração. Tal fato já foi observado por diversos autores na retificação de materiais metálicos e, mais especificamente, por Kim *et al.* (2005) para retificação de alumina.

4.2. Relação G

Neste item são apresentados os resultados para a relação G obtida em função das espessuras equivalentes de corte para cada uma das condições de lubri-refrigeração. Como exposto anteriormente, a determinação do desgaste do rebolo foi possível devido à não utilização da largura total do rebolo para a retificação.

Na Figura 4.4 são apresentados os valores da relação G, evidenciando a influência da espessura equivalente de corte e o tipo de lubri-refrigeração nessa variável.

Através da análise dos dados da Figura 4.4, é possível notar que os maiores valores para a relação G foram obtidos para a lubri-refrigeração otimizada, seguida pela lubri-refrigeração convencional, e, na sequência decrescente, para a técnica de MQL. A variável relação G está diretamente associada à dissipação térmica na região de corte, que, caso seja ineficiente, pode ocasionar a perda de resistência do ligante e, conseqüentemente, provocar maior desgaste do rebolo. Sendo assim, pode-se inferir que pelo fato da técnica de MQL apresentar os menores valores de relação G, ela pode ser considerada a menos eficiente na dissipação de calor.

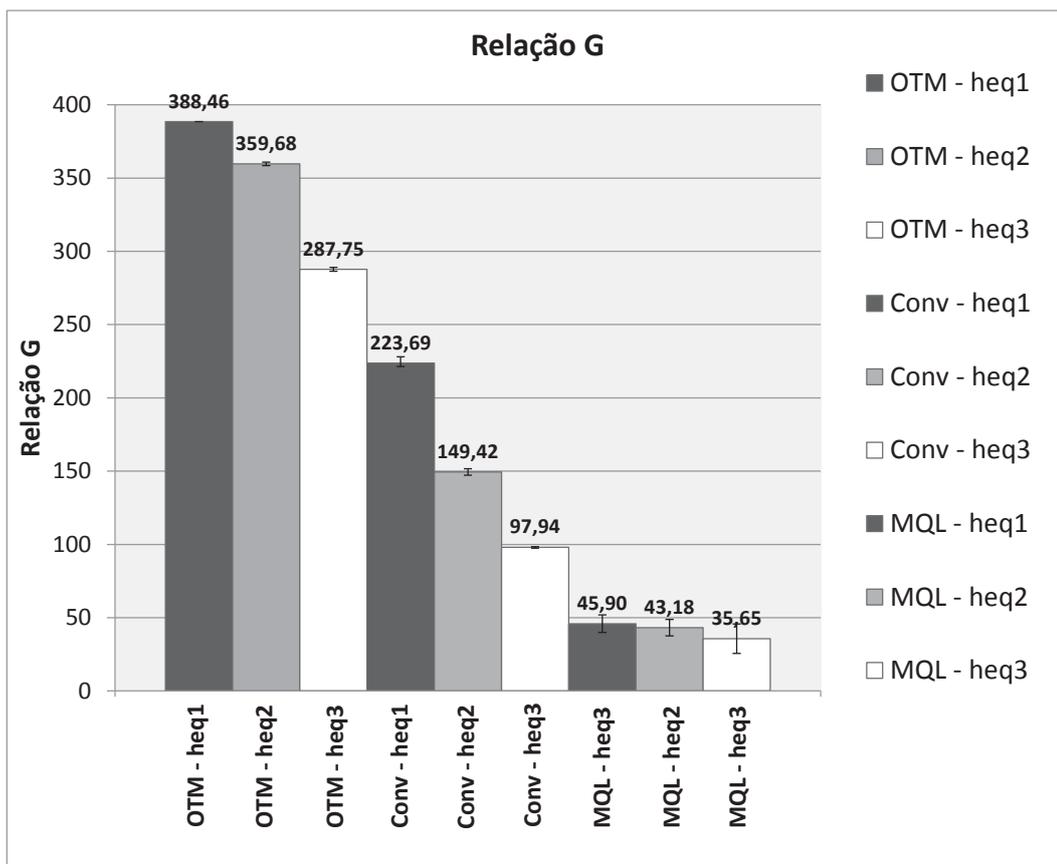


Figura 4.4. Razão entre o desgaste diametral do rebolo diamantado e da peça retificada para os métodos de lubri-refrigeração convencional, MQL e otimizado.

De maneira oposta, mas análoga, na lubri-refrigeração otimizada a dissipação térmica é mais eficiente dentre os três métodos, fazendo com que o ligante não perca sua resistência e, por consequência, o rebolo apresente menor desgaste. Pode-se notar também que, para as técnicas de lubri-refrigeração otimizada e lubri-refrigeração convencional, a espessura equivalente de corte possui considerável influência no desgaste do rebolo quando comparadas à técnica de MQL. Apesar desse comportamento diferenciado da técnica de MQL, de maneira geral, pode-se notar que quanto maior a espessura equivalente de corte, maior o desgaste do rebolo e, conseqüentemente, menor a relação G.

4.3. Desvio de circularidade

Conforme já exposto, os resultados referentes aos desvios de circularidade correspondem às médias aritméticas dos três ensaios com as mesmas condições de usinagem, medidas nos mesmos pontos de evolução do material retificado. Foram tomados os corpos de prova denominados pelos números 1, 4, 7, 10 e 13, correspondentes à ordem de retificação de cada ensaio, sendo que, em cada corpo de prova, foram realizados cinco medições de desvio de circularidade.

A seguir são apresentados os resultados comparativos entre os três métodos de lubri-refrigeração. As Figuras 4.5, 4.6 e 4.7 apresentam dos desvios de circularidade para espessuras equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente.

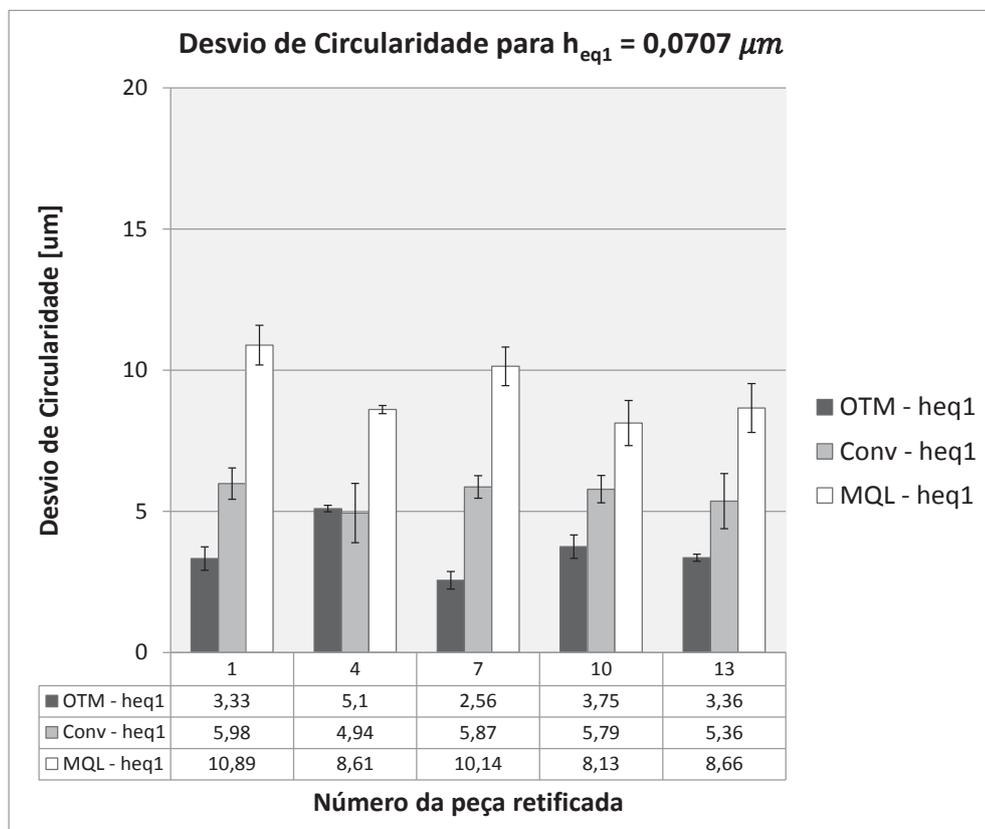


Figura 4.5. Análise de desvio de circularidade comparativo entre os três métodos de lubri-refrigeração para espessura equivalente de corte h_{eq1} .

Pode-se verificar por meio da Figura 4.5 que os corpos de prova retificados pela técnica de MQL apresentaram os maiores desvios de circularidade para todos os ensaios realizados para espessura equivalente de corte h_{eq1} . Também houve diferenças significativas entre as técnicas de lubri-refrigeração convencional e otimizada, exceto para o corpo de prova do ensaio número 4. Dessa maneira, é possível afirmar que os corpos de prova usinados pela técnica da lubri-refrigeração otimizada obtiveram melhores resultados, seguidos pelos da técnica da lubri-refrigeração convencional e da técnica de MQL.

A partir da Figura 4.6, para espessura equivalente de corte h_{eq2} , pode-se notar um aumento relativo do desvio de circularidade para os corpos de prova retificados pela técnica convencional. Esse aumento fez com que os valores de desvio de circularidade para a técnica convencional se aproximasse dos valores correspondentes para a técnica de MQL, tanto que para os corpos de prova números 1 e 10 não há diferença significativa entre essas duas técnicas. Também observa-se pela Figura 4.6 a tendência já mencionada para a espessura equivalente de corte h_{eq1} , isto é, os melhores resultados foram obtidos pela lubri-refrigeração otimizada, seguidos da lubri-refrigeração convencional e MQL, na sequência.

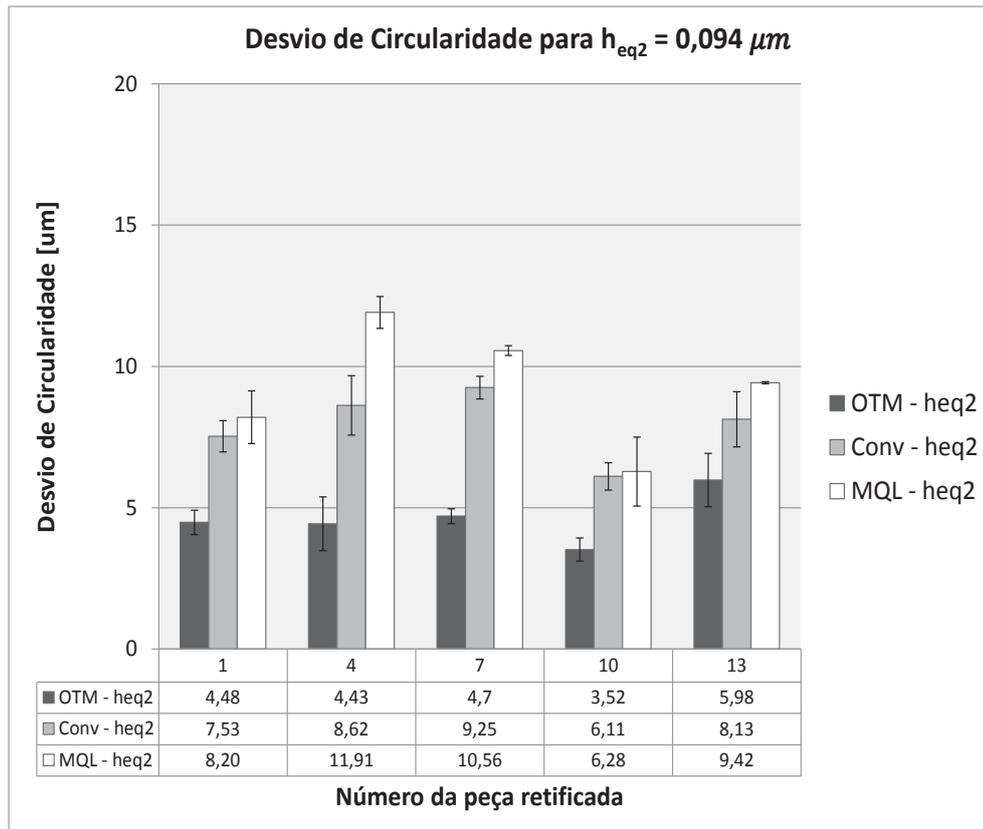


Figura 4.6. Análise de desvio de circularidade comparativo entre os três métodos de lubri-refrigeração para espessura equivalente de corte h_{eq2} .

Observando o gráfico da Figura 4.7 para a condição de usinagem mais severa, com espessura equivalente de corte h_{eq3} , pode-se notar claramente a diferença para o desvio de circularidade entre as três técnicas propostas, obedecendo a mesma tendência de eficiência já citada. Também nota-se um aumento do desvio de circularidade mais acentuado para a técnica de MQL quando comparado às espessuras equivalentes de corte anteriores.

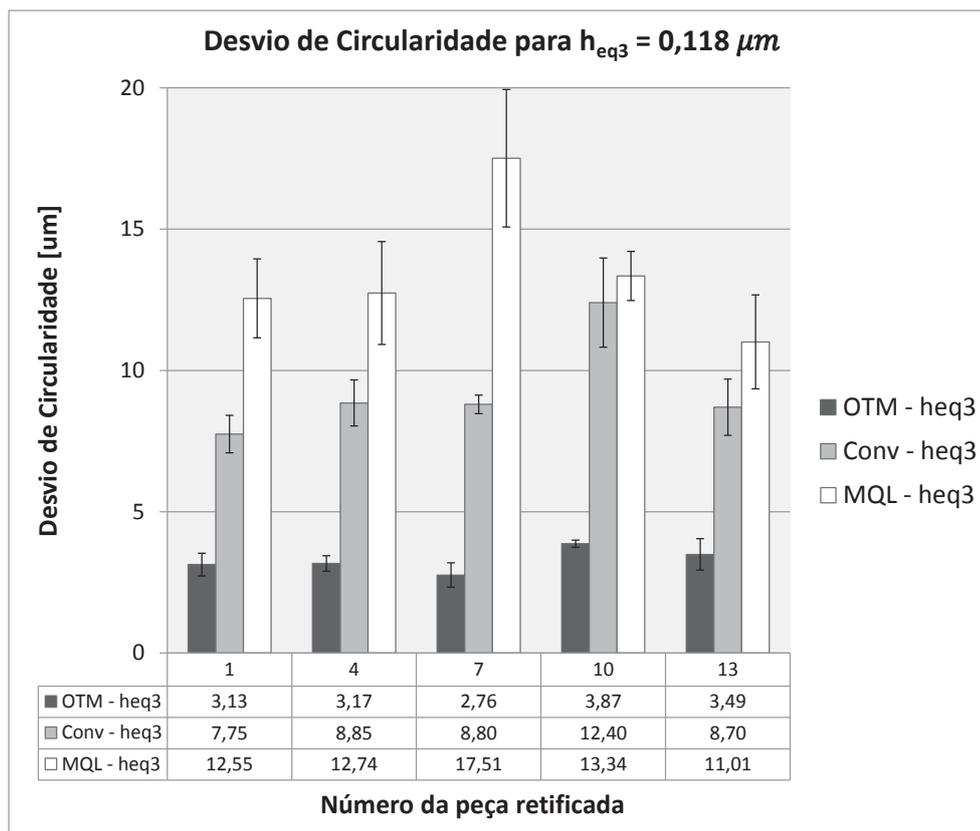


Figura 4.7. Análise de desvio de circularidade comparativo entre os três métodos de lubri-refrigeração para espessura equivalente de corte h_{eq3} .

Analisando de maneira geral os resultados de desvio de circularidade obtidos, observa-se que, para todas as espessuras equivalentes de corte, a técnica de lubri-refrigeração otimizada apresentou os melhores resultados. Verifica-se também que, apesar da técnica de MQL apresentar claramente tendência aos maiores valores de desvio de circularidade, os resultados não são tão divergentes dos apresentados para a técnica de lubri-refrigeração convencional, sendo que inclusive não há diferenças matematicamente significativas entre esses dois métodos para peças retificadas com espessura equivalente de corte h_{eq2} (peças 1 e 10) e h_{eq3} (peças 10 e 13).

4.4. Rugosidade

As Figuras 4.8, 4.9 e 4.10 apresentam gráficos que sintetizam os resultados obtidos para a rugosidade média para as condições de lubri-refrigeração: convencional, otimizada e a técnica da MQL. Os valores de rugosidade apresentados são médias de cinco medidas de rugosidade em posições diferentes, para cada um dos 3 ensaios de repetibilidade realizados com cada condição de lubri-refrigeração, com seus respectivos desvios padrões. As Figuras 4.8, 4.9 e 4.10 apresentam os referidos resultados para espessura equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente. Destaca-se que a rugosidade, R_a , para um corpo de prova não retificado é de $1,52 \mu m \pm 0,7 \mu m$.

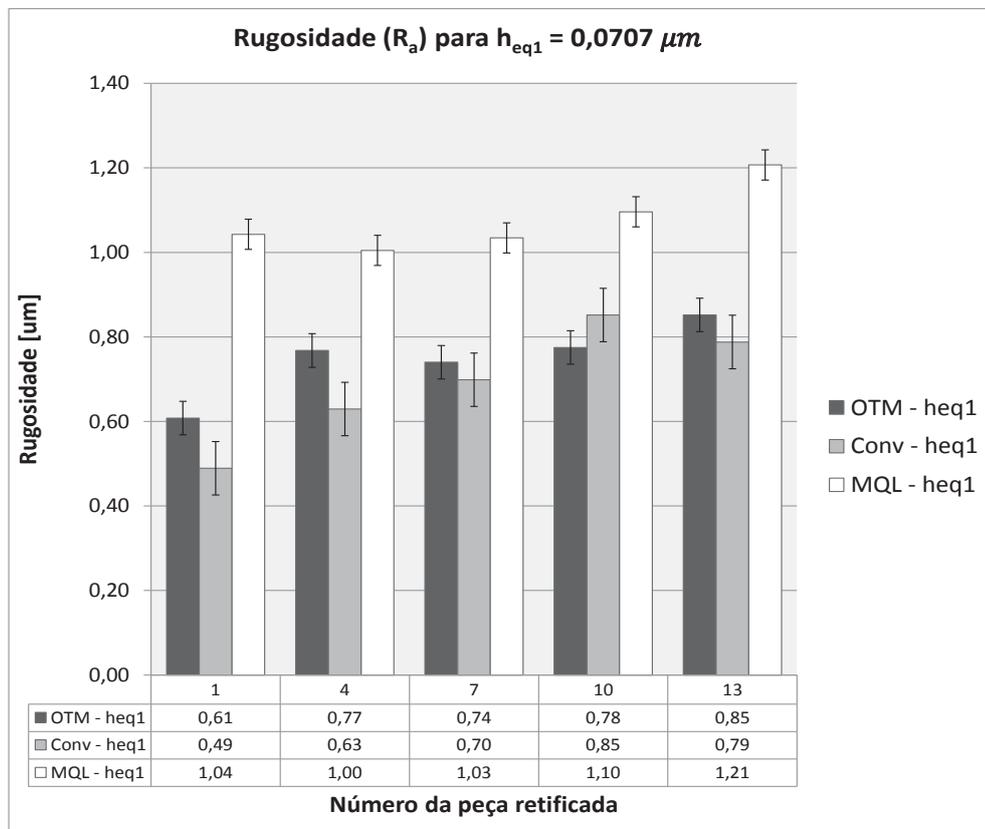


Figura 4.8. Rugosidade para os três métodos de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte h_{eq1} .

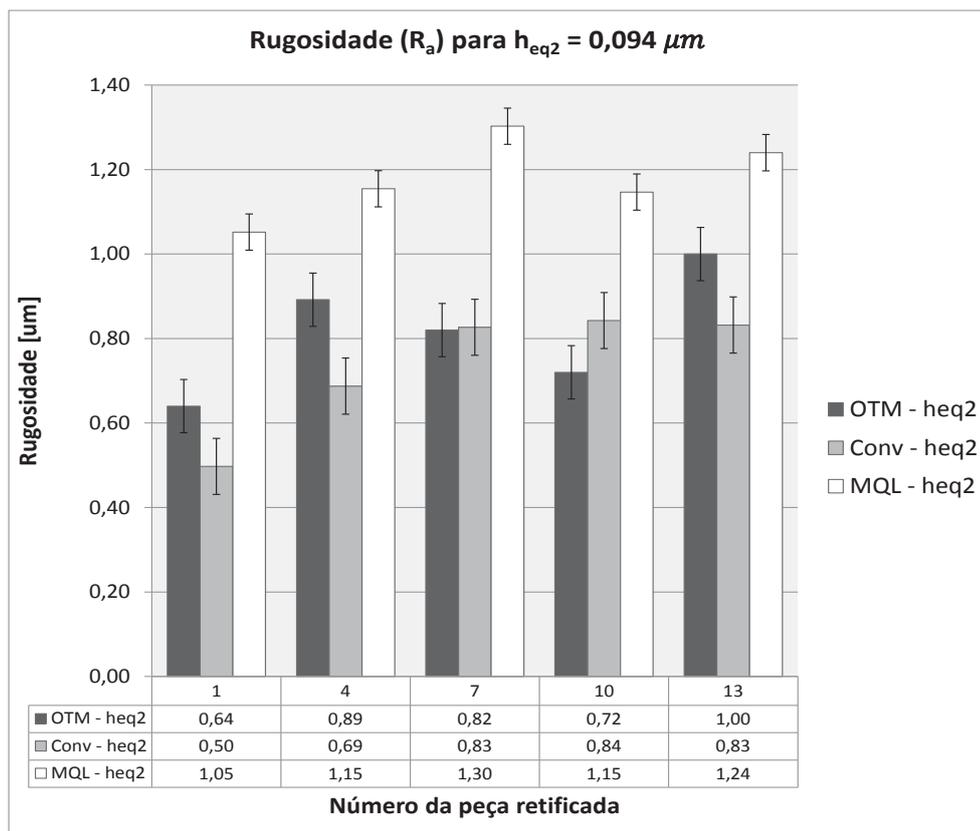


Figura 4.9. Rugosidade para os três métodos de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte h_{eq2} .

Analisando conjuntamente os resultados para as três espessuras equivalentes de corte diferentes, observa-se comportamentos semelhantes, sendo que os valores de rugosidade foram sempre menores para as técnicas de lubri-refrigeração convencional e otimizada em comparação com a técnica de MQL. Esse fato foi possivelmente provocado pela melhor remoção de cavaco da zona de corte nos dois métodos com valores menores de rugosidade. No caso da técnica de MQL, o empastamento e formação de borra composta por lubrificante e cavacos torna menos eficiente a retirada da zona de corte do material removido do corpo de prova. Essa borra remanescente na zona de corte afeta consideravelmente os valores de rugosidade da peça.

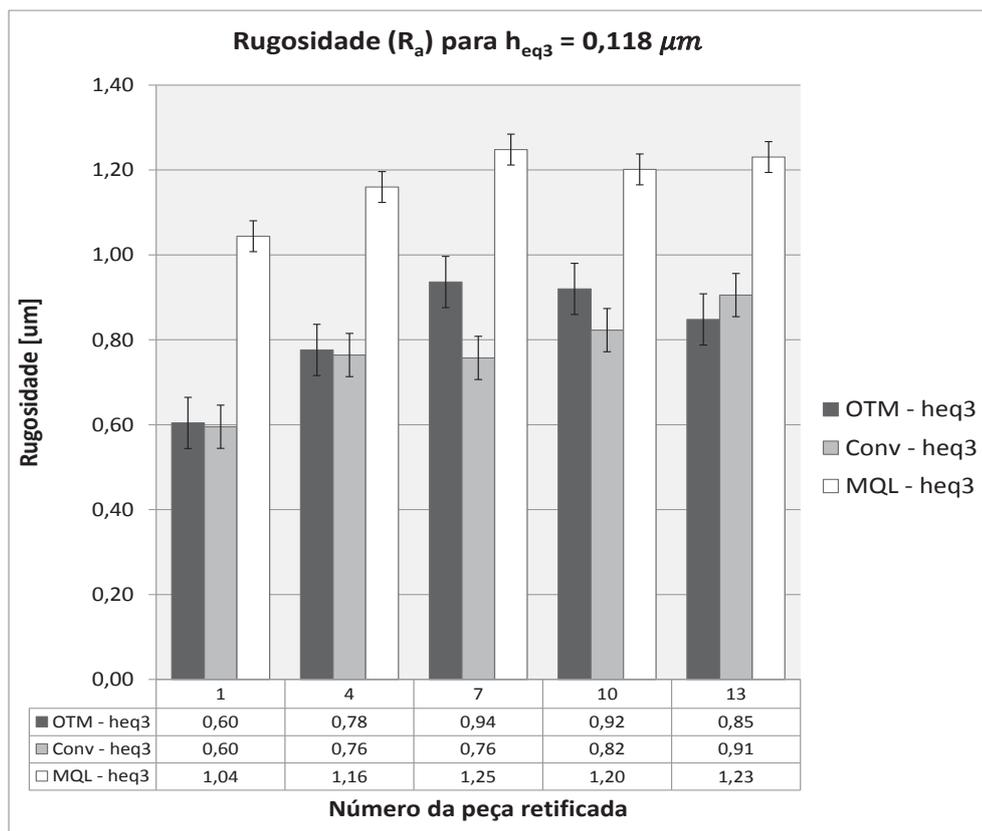


Figura 4.10. Rugosidade para os três métodos de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte h_{eq3} .

4.5. Morfologia superficial analisada por imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV)

A integridade superficial de uma peça é de extrema importância para preservação das propriedades mecânicas do material. Danos causados à superfície de um material podem afetá-lo de forma significativa, causando alterações na resistência ao desgaste, nucleação e propagação de trincas e aceleração do processo de fadiga da peça. A técnica de MEV é uma poderosa ferramenta de avaliação microestrutural, possibilitando análises da morfologia de superfícies do material após a usinagem.

Para comparação entre os processos de retificação, serão inicialmente apresentadas as imagens de microscopias eletrônicas de varredura da superfície das amostras dos corpos de prova antes do processo de retificação. A Figura 4.11 apresenta as imagens obtidas com aumento de 350 e 3000 vezes, respectivamente.

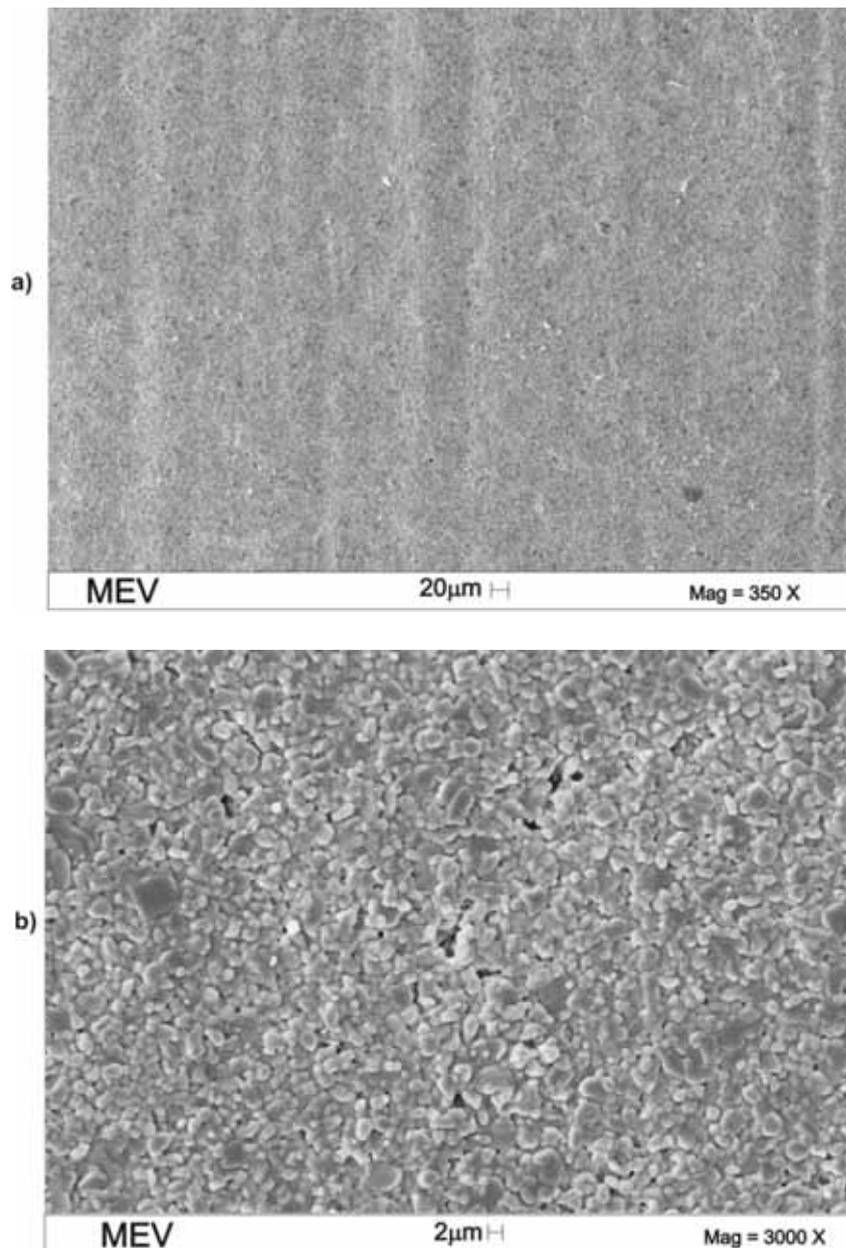


Figura 4.11. Microscopia eletrônica de varredura da superfície de amostras de corpos de prova ainda não retificados com aumento de: **(a)** 350 vezes e **(b)** 3000 vezes.

Pela Figura 4.11 nota-se uma homogeneidade microestrutural na superfície dos corpos de prova ainda não retificados. Pode-se observar uma uniformidade na distribuição de grãos, com porosidades características da própria cerâmica. Os grãos têm dimensões e contornos bem definidos.

Após o processo de retificação essas características são alteradas. Sendo assim, serão apresentadas a seguir as microscopias eletrônicas de varredura para as amostras dos corpos de prova após o processo de retificação sob cada condição de usinagem estudada no presente trabalho.

A Figura 4.12 apresenta os resultados obtidos para a microscopia eletrônica de varredura da superfície dos corpos de prova retificados pela técnica de lubri-refrigeração convencional, com espessuras equivalentes de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente, com aumento de 1000 vezes.

Analisando a Figura 4.12(a), a qual corresponde à espessura equivalente de corte h_{eq1} , nota-se que o processo de fratura ocorreu de maneira uniforme na extensão da superfície da amostra, denotando que o modo frágil de remoção de material predominou para essa espessura equivalente de corte. Já para as Figuras 4.12(b) e 4.12(c), correspondente às espessuras equivalentes de corte h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente, é possível notar duas regiões distintas: regiões de modo frágil de remoção de material e regiões com estrias lineares, características do modo dúctil de remoção de material. Apesar das duas regiões estarem bem caracterizadas, as regiões fraturadas são relativamente maiores, indicando que o modo frágil de remoção de material também predominou para as espessuras equivalentes de corte h_{eq2} e h_{eq3} .

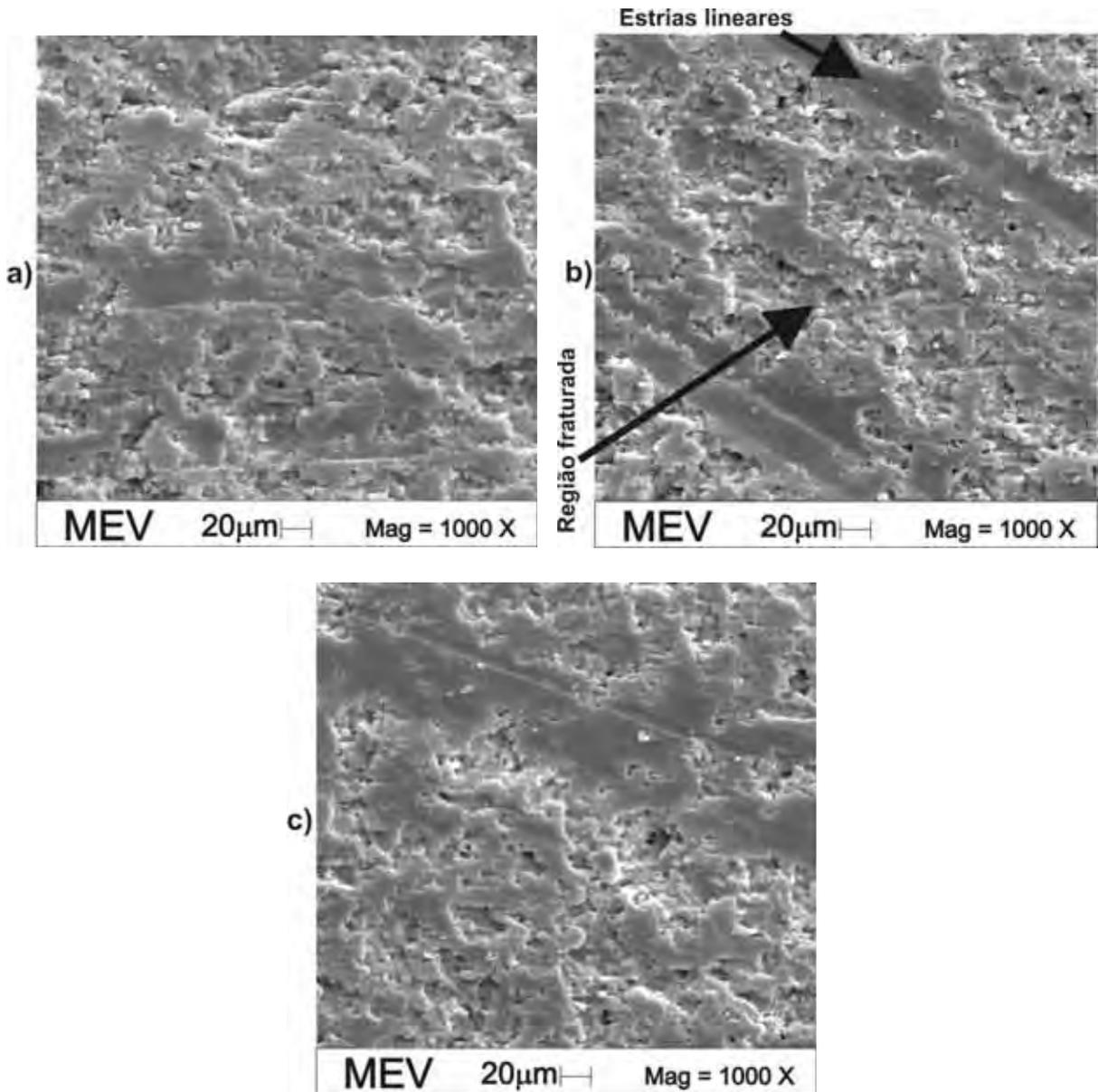


Figura 4.12. Microscopia eletrônica de varredura da superfície dos corpos de prova retificados com a técnica de lubri-refrigeração convencional, com espessura equivalente de corte: **(a)** h_{eq1} ; **(b)** h_{eq2} e; **(c)** h_{eq3} .

A Figura 4.13 mostra os resultados para a microscopia eletrônica de varredura obtidos para as condições de lubri-refrigeração otimizada, com espessuras equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente, também com aumento de 1000 vezes.

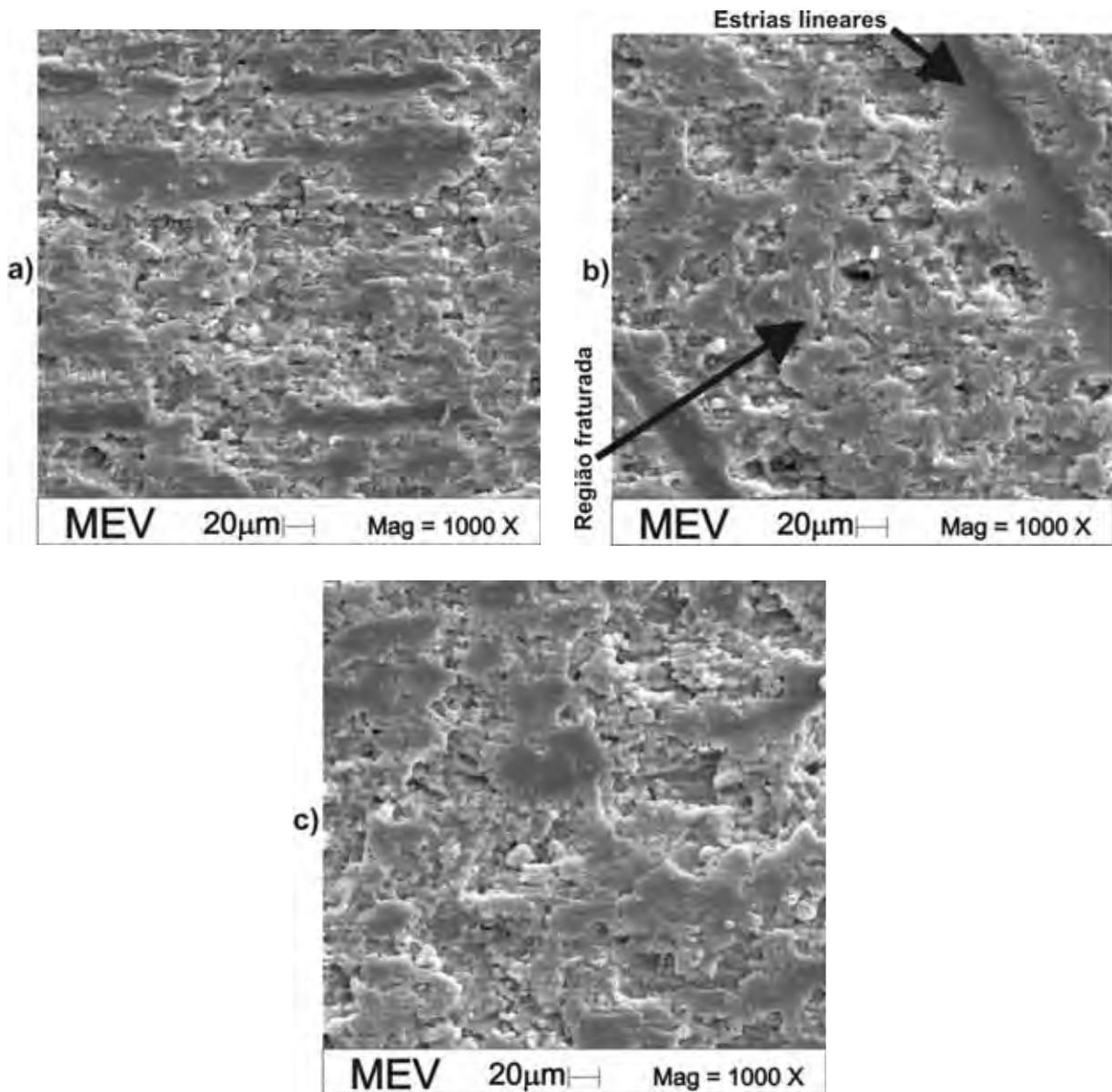


Figura 4.13. Microscopia eletrônica de varredura na superfície dos corpos de prova retificados com a técnica de lubri-refrigeração otimizada, com espessura equivalente de corte: **(a)** h_{eq1} ; **(b)** h_{eq2} e; **(c)** h_{eq3} .

Analisando a Figura 4.13, nota-se que as superfícies dos corpos de provas retificados utilizando a técnica otimizada de lubri-refrigeração apresentam morfologia similar às observadas para a técnica convencional, indicando que o modo frágil de remoção do material também predominou nesse processo.

A Figura 4.14 apresenta as imagens de microscopia eletrônica de varredura obtidas para as amostras retificadas pela técnica de MQL, com espessuras equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente, também com aumento de 1000 vezes.

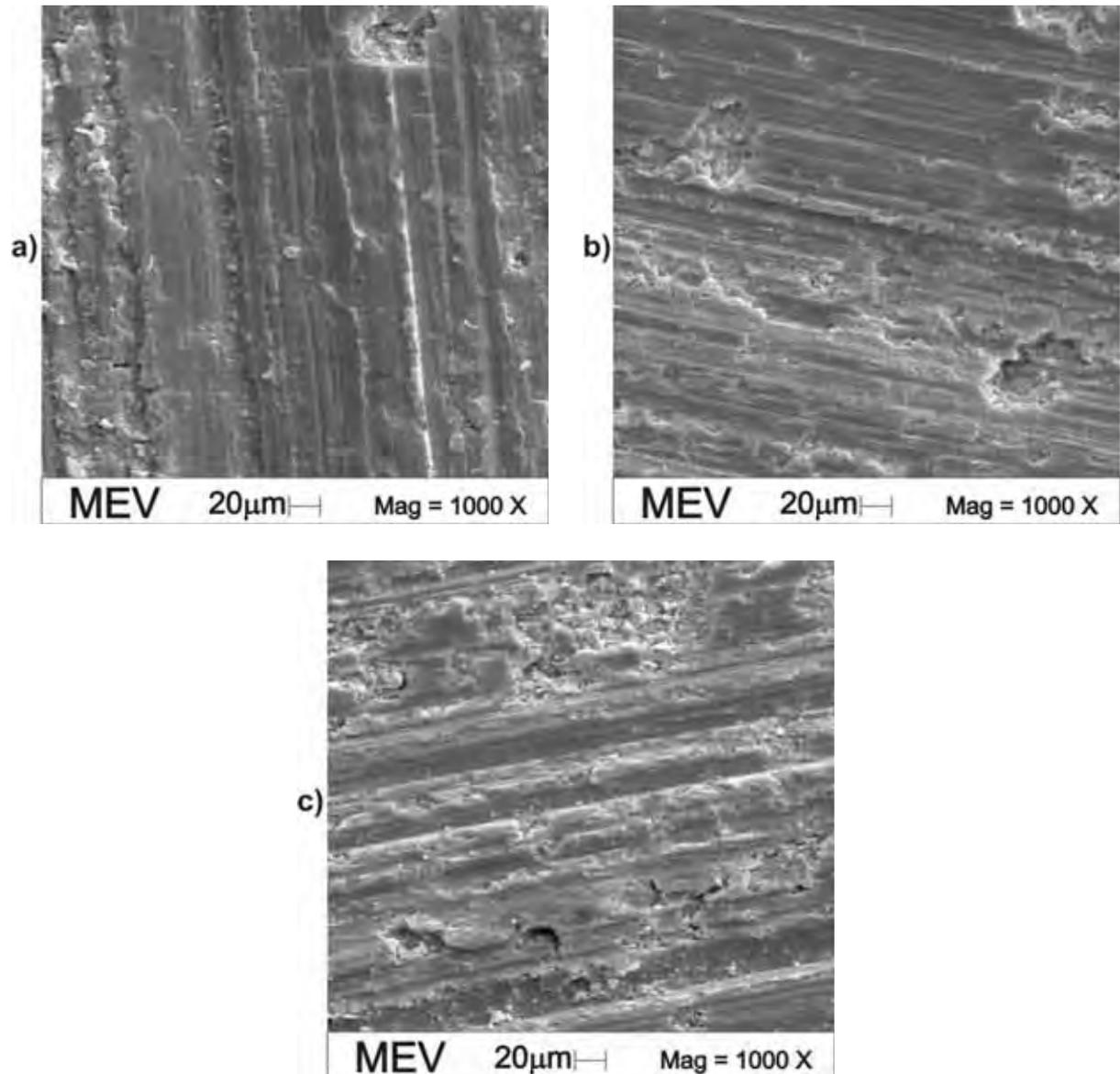


Figura 4.14. Microscopia eletrônica de varredura na superfície dos corpos de prova retificados com a técnica de lubri-refrigeração MQL, com espessura equivalente de corte: **(a)** h_{eq1} ; **(b)** h_{eq2} e; **(c)** h_{eq3} .

A Figura 4.14 mostra que as superfícies dos corpos de prova retificados utilizando a técnica de MQL, para todas as espessuras equivalentes de corte analisadas, apresentam

morfologia notoriamente diferentes das apresentadas anteriormente para as técnicas de lubri-refrigeração convencional e otimizada. Podem ser observadas ranhuras ocasionadas pelas partículas abrasivas do rebolo em praticamente toda a extensão da superfície das amostras. Tais ranhuras indicam que o modo de remoção de material predominante nos corpos de prova retificados utilizando a técnica de MQL foi o dúctil. A diferença das características superficiais dos corpos de prova retificados utilizando a técnica de MQL pode ser entendida pela diferente capacidade de lubrificação do óleo integral (utilizado na técnica de MQL) em relação à emulsão (utilizada para as técnicas convencional e otimizada). Fato semelhante foi observado por Toenshoff *et al.* (1999), que compararam o desempenho de um óleo integral e uma emulsão também para a retificação de alumina, conforme ilustrado na Figura 4.15.

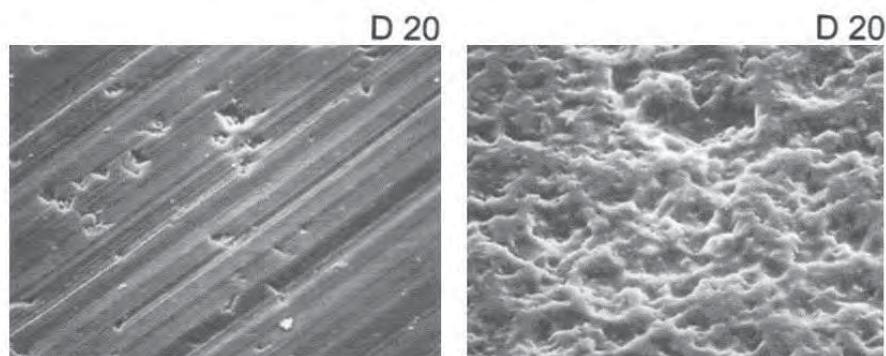


Figura 4.15. Microscopia eletrônica de varredura comparando a superfície de alumina retificada utilizando como fluido de corte: óleo mineral (esquerda) e emulsão (direita) (Toenshoff *et al.*, 1999).

Os resultados obtidos por microscopia eletrônica de varredura ainda apresentam características similares aos de outros autores que pesquisaram condições diferentes de usinagem de cerâmicas avançadas. Como exemplo, pode-se citar o trabalho publicado por Huang e Liu (2003), no qual foram observados modos diferentes de remoção de material para retificação de diferentes tipos de cerâmicas avançadas, mais especificamente, as

cerâmicas Al_2O_3 , $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiO}_2$ e Y-TZP, conforme apresentado na Figura 4.16. Nota-se pela figura que os mecanismos de remoção de material são similares aos descritos no presente trabalho.

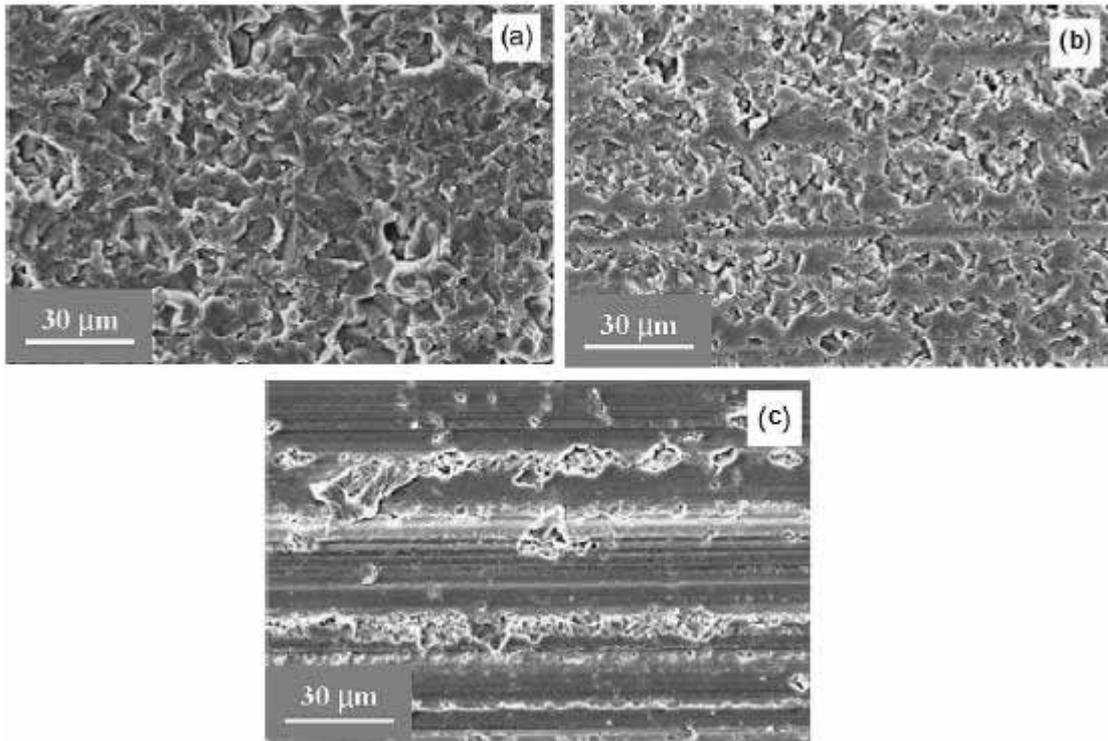


Figura 4.16. Superfície retificada sob mesmas condições de usinagem das seguintes cerâmicas avançadas: **(a)** Al_2O_3 ; **(b)** $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiO}_2$ e; **(c)** Y-TZP. (Huang e Liu, 2003)

4.6. Tensão residual por difração de raios X

Neste item serão apresentados os resultados de determinação de tensão residual por medidas de difração de raios X. Os padrões de difração de raios X obtidos para os três métodos de lubri-refrigeração, convencional, otimizado e MQL, com os ângulos de inclinação $\psi_1 = 0^\circ$, $\psi_2 = 25^\circ$, $\psi_3 = 50^\circ$ e $\psi_4 = 75^\circ$ e espessura equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} são apresentados no Anexo F do presente trabalho. Também são apresentados os

padrões de difração para um corpo de prova não retificado, o qual terá sua tensão residual determinada para fins de comparação.

As regressões lineares correspondentes aos pontos obtidos pela variação das distâncias interplanares dos planos de orientação (146) em função de $\text{sen}^2 \psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte são apresentadas a seguir. As Figuras 4.17, 4.18 e 4.19 apresentam os referidos resultados para espessura equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} , respectivamente.

A Figura 4.20 apresenta ainda a variação da distância interplanar em função de $\text{sen}^2 \psi$ para um corpo de prova não retificado.

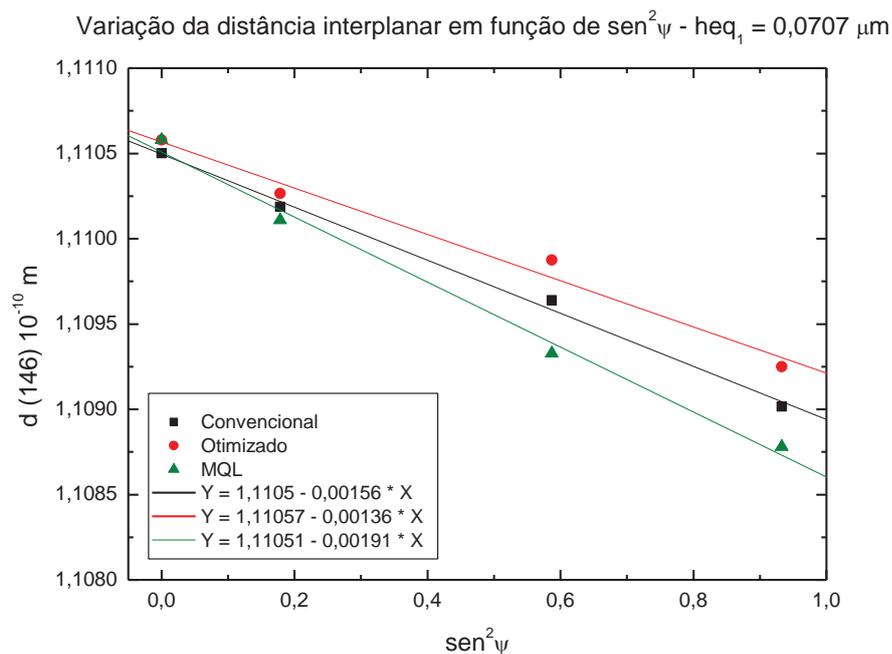


Figura 4.17. Variação da distância entre os planos de orientação (146) em função de $\text{sen}^2 \psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte h_{eq1} .

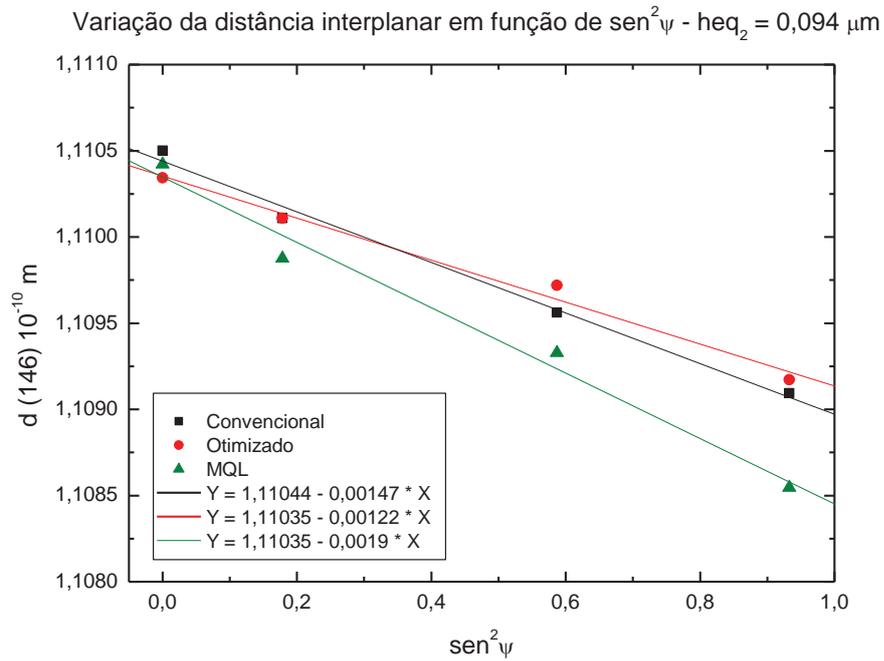


Figura 4.18. Variação da distância entre os planos de orientação (146) em função de $\text{sen}^2 \psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte h_{eq2} .

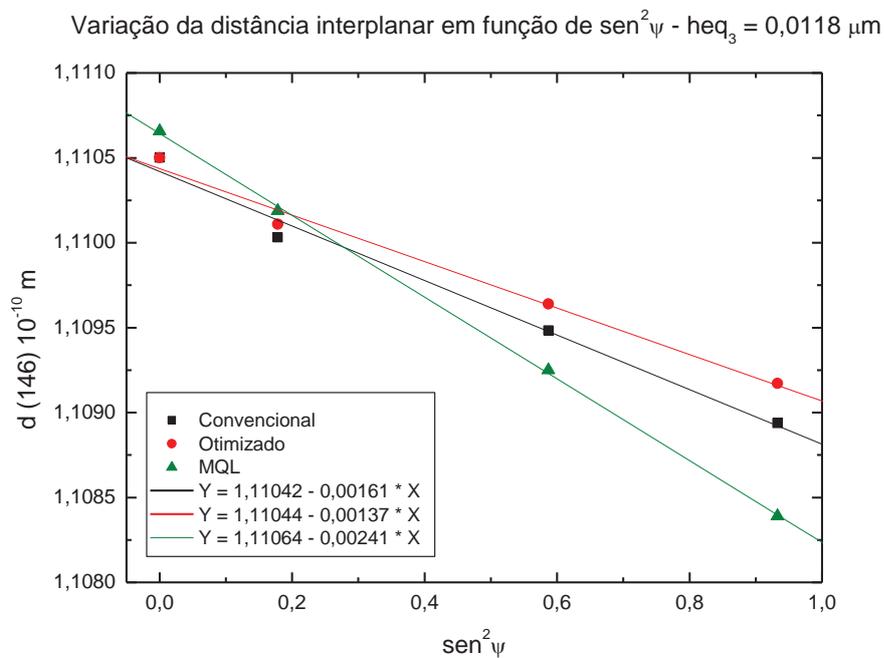


Figura 4.19. Gráfico da variação da distância entre os planos de orientação (146) em função de $\text{sen}^2 \psi$ para cada método de lubri-refrigeração e espessura equivalente de corte h_{eq3} .

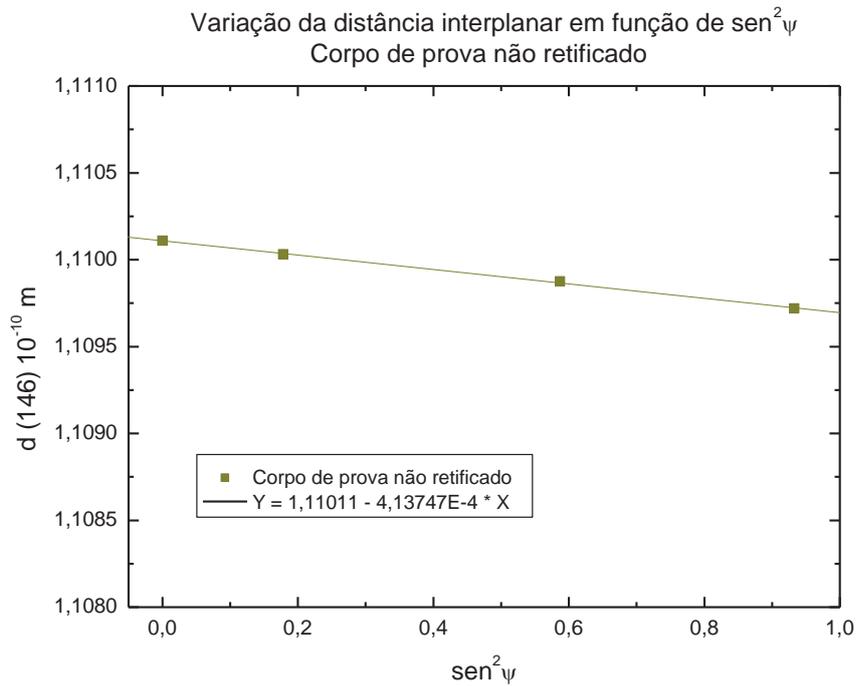


Figura 4.20. Variação da distância entre os planos de orientação (146) em função de $\text{sen}^2 \psi$ para um corpo de prova não retificado.

As figuras mostram, para todas as condições de usinagem, inclusive para o corpo de prova não retificado, que a distância interplanar diminui com o aumento do ângulo ψ . Através do coeficiente angular da regressão linear correspondente ao termo $\Delta d/d$ em função do $\text{sen}^2 \psi$, é possível determinar a tensão residual para cada condição de usinagem utilizada no processo de retificação, conforme dados apresentados pela Tabela 4.1.

Pela Figura 4.21 é possível fazer uma comparação gráfica dos dados apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1. Cálculo da tensão residual para cada método de lubri-refrigeração.

MÉTODO DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO	ESPESSURA EQUIVALENTE DE CORTE	PLANO	2θ PADRÃO (°)	COEFICIENTE ANGULAR REGRESSÃO LINEAR $(\Delta d/d) \times (\text{sen}^2 \psi)$	TENSÃO RESIDUAL (MPa)
Não retificado	-	146	135,96	-0,00037	-112
Convencional				-0,00140	-422
Otimizado	h_{eq1}	146	135,96	-0,00122	-368
MQL				-0,00172	-519
Convencional				-0,00132	-398
Otimizado	h_{eq2}	146	135,96	-0,00110	-332
MQL				-0,00171	-516
Convencional				-0,00145	-437
Otimizado	h_{eq3}	146	135,96	-0,00123	-371
MQL				-0,00217	-654

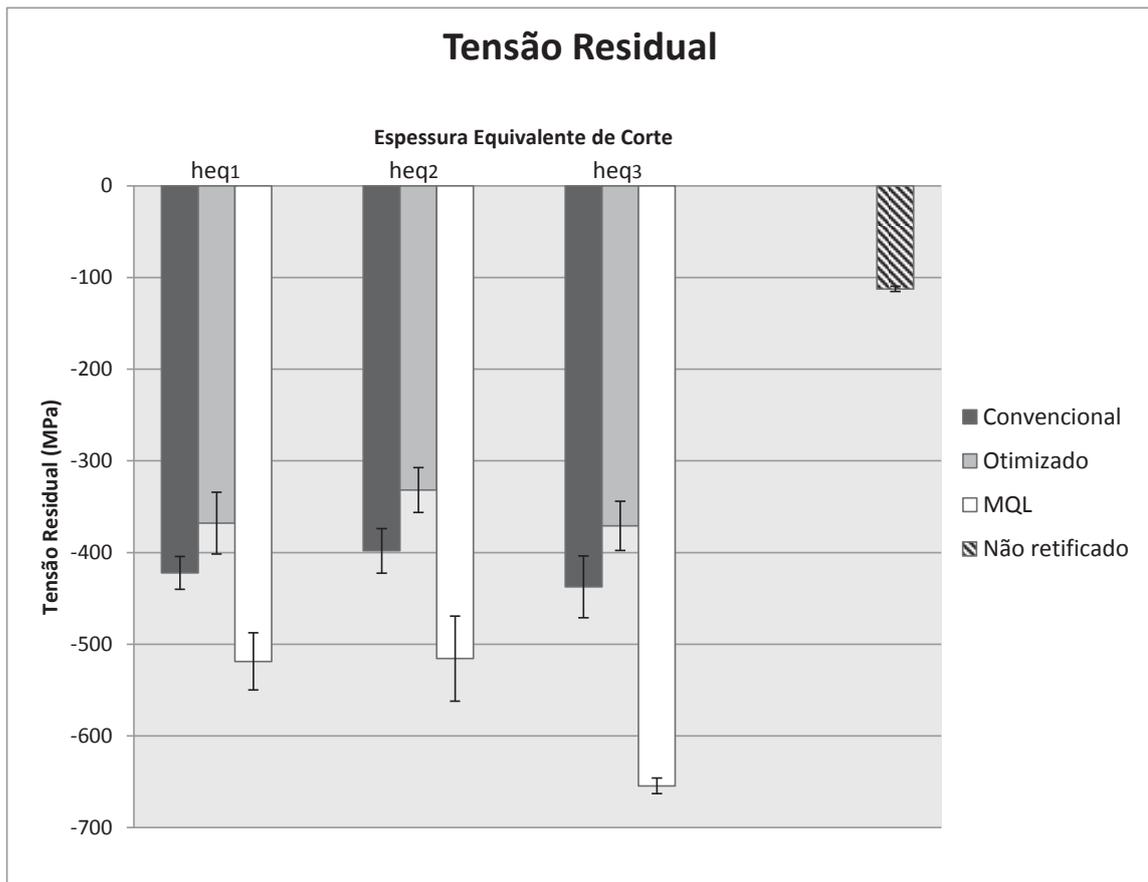


Figura 4.21. Tensão residual para os três métodos de lubri-refrigeração: convencional, otimizado e MQL com espessura equivalente de corte h_{eq1} , h_{eq2} e h_{eq3} ; e tensão residual para um corpo de prova não retificado.

Os resultados mostram uma diferença significativa para tensão residual nas peças retificadas pela técnica de MQL. Tal fato está associado aos maiores valores de força de corte para os corpos de prova retificados sob essa condição de usinagem. Já a diferença entre os resultados obtidos para os métodos otimizado e convencional de lubri-refrigeração é menor, sendo estatisticamente não significativas para as espessuras equivalentes de corte h_{eq1} e h_{eq3} . Ainda é importante destacar que todos os valores de tensão residual obtidos foram negativos, o que indica que, para todas as técnicas de lubri-refrigeração, a tensão residual produzida nos corpos de prova foi sempre de compressão.

Pela Figura 4.21 ainda é possível observar que o corpo de prova não submetido ao processo de retificação também acumula tensão residual, entretanto, com módulo menor que os apresentados após a usinagem. O surgimento desse tipo de tensão pode ocorrer durante os processos térmicos e mecânicos aos quais os materiais são submetidos durante sua fabricação.

5. CONCLUSÕES

Este item apresenta uma análise conclusiva dos resultados obtidos nos ensaios de retificação cilíndrica externa de mergulho com rebolo diamantado, realizados em corpos de prova de formato anelar, compostos essencialmente por α -alumina, utilizando os métodos de lubri-refrigeração convencional, otimizado e MQL para três espessuras equivalentes de corte diferentes, $h_{eq1} = 0,0707 \mu m$, $h_{eq2} = 0,094$ e $h_{eq3} = 0,118 \mu m$. A análise é fundamentada nos resultados obtidos no presente trabalho para os parâmetros: força tangencial de corte, rugosidade, desvio de circularidade, relação G, morfologia superficial e tensão residual. Tais parâmetros permitem avaliar as referidas condições de usinagem segundo o desgaste do rebolo e a qualidade de acabamento da peça retificada, dos pontos de vista dimensional, morfológico e mecânico.

De maneira geral, pode-se concluir que a retificação realizada com a técnica de lubri-refrigeração otimizada é a que proporciona melhores resultados do ponto de vista dimensional e morfológico da peça retificada, seguida, em sequência, pelas técnicas de lubri-refrigeração convencional e MQL. Essa mesma sequência classificatória é observada quando se analisa o desgaste da ferramenta corte. Tais classificações são fundamentadas nos resultados obtidos para rugosidade, desvio de circularidade, morfologia superficial, força tangencial de corte e relação G. Analisando a qualidade dos corpos de prova do ponto de vista da tensão residual superficial, pode-se afirmar a técnica de lubri-refrigeração MQL apresentou os melhores resultados.

Os resultados indicam que técnica otimizada apresenta maior eficiência na lubri-refrigeração do processo de retificação devido ao maior volume de fluido que efetivamente penetra na região de corte. Tal fato contribui para a redução do atrito entre a peça de

trabalho e o rebolo, reduzindo a força de corte e, conseqüentemente, o desgaste do rebolo. O maior fluxo de fluido na zona de corte também proporciona melhor remoção do cavaco, o que, além de diminuir os esforços sob o rebolo, proporciona um acabamento superficial de maior qualidade da peça de trabalho.

O processamento utilizando a técnica de MQL, no entanto, produziu peças com maiores valores de tensão residual superficial compressiva. Por essas tensões serem, em todas as condições de usinagem, tensões residuais de compressão, pode-se afirmar que a técnica de MQL produziu peças com maior resistência mecânica.

A partir de uma visão geral dos resultados é possível concluir também que o aumento da espessura equivalente de corte provoca o aumento da agressividade do processo para todas as técnicas de lubri-refrigeração. Tal fato é caracterizado pelo aumento do desgaste do rebolo e da força tangencial de corte. Também pode ser observado que quanto maior a espessura equivalente de corte, menor a qualidade de acabamento dimensional da peça retificada. Todavia, há de se considerar que uma maior profundidade de corte remove um determinado volume de material em menor tempo.

Do ponto de vista conceitual, o cálculo da tensão residual por difração de raios X mostrou-se uma importante ferramenta para auxílio na avaliação da qualidade de acabamento das peças retificadas, tendo seus resultados concordantes e complementares a todas as outras variáveis analisadas, em especial à microscopia eletrônica de varredura e à força tangencial de corte.

Com base em todo o exposto, pode-se concluir que a técnica de lubri-refrigeração otimizada pode ser utilizada para melhoria da eficiência do processo de retificação, contribuindo para a diminuição da força tangencial, do desgaste do rebolo e do consumo de fluido de corte, além de proporcionar um melhor acabamento geométrico e dimensional nas

peças retificadas quando comparado à técnica convencional. Conclui-se ainda que a técnica de lubri-refrigeração pelo método de MQL caracteriza-se como uma alternativa viável para a substituição da lubri-refrigeração convencional, em especial para casos em que a usinagem requeira tolerâncias maiores que as apresentadas neste trabalho, reduzindo em grande escala o consumo de fluido de corte e eliminando a necessidade de seu descarte.

6. BIBLIOGRAFIA

ALMEN, J. O.; BACK, P. H. **Residual stresses and fatigue in metals**. New York: McGraw-Hill, 1963. p. 61-62.

ALVES M. C. S.; NETO L. D.; BIANCHI E. C.; AGUIAR P. R.; FUJITA H.; SILVA E. J. **Retificação da alumina com rebolo diamantado utilizando-se diferentes métodos de lubri-refrigeração**. Revista Cerâmica, v. 56, nº 338, p. 105-111. 2010.

AGARWAL, S.; RAO, P. V. **A probabilistic approach to predict surface roughness in ceramic grinding**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 45, nº 6, p. 609-616. 2005.

AGARWAL, S.; RAO, P. V. **Experimental investigation of surface/subsurface damage formation and material removal mechanisms in SiC grinding**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 48, nº 6, p. 698-710. 2007.

ASKELAND, D.R.; PHULÉ, P.P. **The science and engineering of materials**. 4ª ed. Pacific Grove: Thomson Brooks/Cole, 2003. 1003 p.

ASTAKHOV, V. P. **Metal cutting theory foundations of near-dry (MQL) machining**. International Journal of Machining and Machinability of Materials, v. 7, nº 1/2, p. 1-16. 2010.

ATTANASIO, A.; GELFI, M.; GIARDINI, C.; REMINO, C. **Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear**. Tribology in Manufacturing Processes, v. 260, nº 3, p. 333-338. 2006.

BARRETT, C. S.; MASSALSKI, T. B. **Structure of Metals: Crystallographic Methods, Principles and Data**. 3ª ed. Columbus: McGraw-Hill Book Company, 1980. 567 p.

BIANCHI, E. C.; DIAS, A. C. P.; BORTOLOTO, R. G.; JÚNIOR, C. E. S.; SANCHEZ, L. E. A.; JÚNIOR, M. V. **A otimização da agressividade de rebolos pelas condições de usinagem e dressagem**. Revista Máquinas e Metais, nº 364, p. 70-83, Maio. 1996.

BIANCHI, C. E.; VALARELLI, I. D.; AGUIAR, P. R.; SILVA, E. J.; MONICI, R. D.; SOUZA, G. F. **A contribuição dos rebolos de CBN para a melhoria da competitividade e qualidade**. Revista Máquinas e Metais, nº 423, p. 170-197, Abril. 2001.

BOTTA, W.J.F.; MOREIRA, A. Jr. **Uso da microscopia analítica em análise microestrutural**. Universidade Federal de São Carlos: Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais. São Carlos, 2001. v. 1, 123 p.

BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; WITTMANN, M. **Friction, cooling and lubrication in grinding**. Annals of the CIRP, v. 48, nº 2, p. 581-598. 1999.

CARPINETTI, L. C. R. **Planejamento e análise de experimentos**. Universidade de São Paulo: Escola de Engenharia de São Carlos. São Carlos, 2000. v. 1, 205 p.

CULLITY, B. D. **Elements of x-ray diffraction**. 2ª ed. Phillipines: Addison-Wesley Publishing Company Inc., 1978. 555 p.

EBBRELL, S.; WOOLLEY, N. H.; TRIDIMAS, Y. D.; ALLANSON, D. R.; ROWE, W. B. **The effects of cutting fluid application methods on the grinding process**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 40, nº 2, p. 209-223. 1999.

FERNANDES, U. B. **Análise da influência do tempo de centelhamento para diferentes métodos de refrigeração na retificação**. Universidade Estadual Paulista: Dissertação de Mestrado. Bauru, 2005. 92 p.

FLORIANO, E. A.; SCALVI, L. V. A. ; SAMBRANO, J. R. **Determinação de diagramas de bandas de energia e da borda de absorção em SnO₂, depositado via sol-gel, sobre quartzo**. Revista Cerâmica, v. 55, nº 333, p. 88-93. 2009.

FUJITA, H.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R.; SANCHEZ, L. E.; DA SILVA JR. L. E. **Contribuição ao estudo da retificação abrasiva de materiais cerâmicos**. Revista Cerâmica, v. 52, nº 324, p. 269-275. 2006.

GAO, L.; YANG, H.; DU, D.; ZHAO, S.; LI, H.; YUAN, R. **Effect of Grinding and Polishing on the Residual Stress and Bending Strength of a Silicon Nitride Ceramic**. Journal of Wuhan University of Technolog, v. 20, nº 1, p. 46-48. 2005.

GONG, J.; WANG, J.; GUAN, Z. **Indentation toughness of ceramics: A modified approach**. Journal of Materials Science, v. 37, nº 4, p. 865-869. 2002.

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

GUO, C.; CHAND, R.H. **A ceramic machining primer: (diamond grinding of ceramics)**. Ceramic Industry, v. 4, p.71-78, abril. 1998.

HAFENBRAEDL, D.; MALKIN, S. **Environmentally-conscious minimum quantity lubrication (MQL) for internal cylindrical grinding**. Society of Manufacturing Engineers, v. 28, p. 149-154, Novembro. 2001.

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

HASSUI, A.; DINIZ, A. E. **Correlating surface roughness and vibration on plunge cylindrical grinding of steel**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 43, nº 8, p. 855-862. 2003.

- HECKER, R. L.; LIANG S. Y. **Predictive modeling of surface roughness in grinding.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 43, nº 8, p. 755–761. 2003.
- HEISEL, U.; LUTZ, D.; WASSMER, R.; WALTER, U. **The Minimum Quantity Lubricant technique and its application in the cutting process.** Machines and Metals Magazine, nº 386, p. 22-38, Fevereiro. 1998.
- 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, v. 43, nº 8, p. 811–823. 2003.
- HUBERTUS, R. **Current Classification of Ceramic Materials.** In: Extrusion in Ceramics. Mühlacker: Springer Berlin Heidelberg, 2007. p. 35-57.
- IGNÁCIO, E. A. **Caracterização da legislação ambiental brasileira voltada para a utilização de fluidos de corte na indústria metal-mecânica.** Universidade Federal de Santa Catarina: Dissertação de Mestrado em Engenharia de Produção. Santa Catarina, 1998. 180 p.
- IRANI, R. A.; BAUER R. J.; WARKENTIN, A. **A review of cutting fluid application in the grinding process.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 45, nº 45, p. 1696–1705. 2005.
- IRANI, R. A.; BAUER R. J. **Dual cutting fluid application in the grinding process.** Mechanical Engineering Research Conference, 4ª ed. Dalhousie University. 2011. 1p.
- KIM, H.; MATSUMARU, K.; TAKATA, A.; ISHIZAKI, K. **Reduction of Ceramic Machining Defects by Regulated Force Feeding Grinding System.** Azojomo Journal of Materials, v. 126, nº 1, p. 1-12. 2005.
- KING, R. I. E.; HAHN, R. S. **Handbook of Modern Grinding Technology.** 1ª ed. New York: Springer, 1986. 360 p.
- KLÖCKE, E. F.; EISENBLÄTTER, G. **Dry cutting.** Annals of the CIRP, v. 46, nº 2, p. 519-526. 1997.
- KLÖCKE, E. F.; BECK, T.; EISENBLÄTTER, G.; FRITSCH, R.; LUNG, D.; PÖHLS, M. **Applications of Minimal Quantity Lubrication – Motivation, Fundamentals.** 12th Int’l Colloq. Ind’l & Automotive Lub’n: Institute of Machine Tools and Production Engineering, 2001. 112p.
- KLÖCKE, E. F. **Manufacturing process 2: grinding, honning, lapping,** RWTH ed. Springer, 2009. 433 p.
- KLÖCKE, F.; ZUNKE, R. **Removal mechanisms in polishing of silicon based advanced ceramics.** CIRP Annals Manufacturing Technology, v. 58, nº 1, p. 491-494. 2009.

LAWN, B. R.; EVANS, A. G. **Elastic/Plastic indentation damage in ceramics: The Median/Radial Crack System**. Journal of American Ceramic Society, v. 63, nº 1-2, p. 574-581. 1980.

LAWN, B. R.; WILSHAW, T. R. **Indentation Fracture: Principles and Applications**. Journal of Materials Science, v. 10, p. 1049-1081. 1975

LAWN, B. R.; SWAIN, M. V. **Microfature Beneath Point Indentations in Brittle Solids**. Journal of Materials Science, v. 10, p. 113-122. 1975.

LIANG, S.X. **Grinding of ceramics: mechanisms, forces and coolant evaluation**. University of Connecticut: Master Degree. Connecticut, Estados Unidos, 1992. 113 p.

LIU, R. S.; SHI, W. C.; CHENG, Y. C.; HUANG, C. Y. **Crystal Structures and Peculiar Magnetic Properties of α - and γ -Al₂O₃ Powders**. Modern Physics Letters B, v. 11, nº 26-27, p. 1169-1174. 1997.

MACHADO, A. R.; DINIZ, A. E. **Advantages and disadvantages of the use of the cutting fluids**. Machining Congress, São Paulo. 2000.

MALKIN, S. **Grinding Mechanisms e Grinding Temperatures and Thermal Damage**, In: MALKIN, S. **Grinding Technology: Theory and Aplications of Machining with Abrasives**, 2ª ed. Chichester: Ellis Horwood Limited, 2008.

MALKIN, S.; HWANG, T.W. **Grinding mechanism for ceramics**. CIRP Annals Manufacturing Technology, v. 45, p. 569-579. 1996.

MAMALIS, A. G.; KUNDRAK, J.; GYANI K.; HORVATH, M. **On the Precision Grinding of Advanced Ceramics**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 20, nº 4, p. 255-258. 2002.

MARSHALL, D. B. **Geometric Effects in Elastic/Plastic Indentation**. Journal of American Ceramic Society, v. 67, nº 1, p. 57-60. 1984.

MARSHALL, D. B.; LAWN, B. R. **Residual Stress Effects in Sharp Contact Craking: Part 1: Indentation Fracture Machanics**. Journal of Materials Science, v. 14, nº 8, p. 2001-2012. 1979.

MARSHALL, D. B.; LAWN, B. R.; CHANTIKUL, P. **Residual Stress Effects in Sharp Contact Craking: Part 2: Strength Degradation**. Journal of Materials Science, v. 14, nº 9, p. 2225-2235. 1979.

MARINESCU, I.; TONSHOFF, H.K.; INASAKI, I. **Deformation and fracture of ceramics materials**. In: Handbook of Ceramic Grinding and Polishing, New Jersey: William Andrew Publishing/Noyes, 2007. Cap. 2.

MARINESCU, I. D.; ROWE, W.B.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. **Tribology of abrasive machining processes**, 1ª ed. Norwich: William Andrew Publishing, 2004. 751 p.

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, v. 46, nº 2, p. 122-131. 2006.

NOYAN, I. C.; COHEN, J. B. **Residual Stress: Measurement by Diffraction and Interpretation**. 1ª ed. New York: Springer-Verlag, 1987. 276 p.

NOVASKI, O.; DÖR, J. **Usinagem Quase a Seco**. Revista Máquinas e Metais, v. 406, p. 34-41, Novembro. 1999.

NOVASKI, O.; RIOS, M. **Introdução teórica e vantagens de uso na usinagem de aços-liga**. Revista Máquinas e Metais, v. 460, p. 214-223, Maio. 2004.

OLIVEIRA, J. F. G. **Tópicos avançados sobre o processo de retificação**. Apostila. Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Carlos, 1998.

OLIVEIRA, J. F. G.; BIANCHI, E. C.; SOUZA, G. F. **O desempenho de rebolos pode ser controlado pela dressagem**. Revista Máquinas e Metais, v. 317, p. 12-28, Junho. 1992.

OLIVEIRA, J. F. G.; ALVES, S. M. **Adequação ambiental dos processos usinagem utilizando Produção mais Limpa como estratégia de gestão ambiental**. Produção, v. 17, nº 1, p. 129-138, Janeiro/Abril. 2007.

OLIVEIRA, J. F. G.; SILVA, E. J.; BIFFI, M. **New architecture control system for an intelligent high speed grinder**. Abrasives Magazine, v. 1, nº 6, p. 4-11, October/November. 2002.

PEREIRA, C.; CORREA, S.J.; PIVATO, C. **Como se apresentam e para que servem os lubrificantes e refrigerantes**. Revista Máquinas e Metais, v. 471, p. 352-61, Abril. 2005.

PERINI, R. **O uso da difração de raios X para determinação da tensão residual induzida pelo processo de roleteamento em uma camisa de cilindro de motor diesel**. Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – Universidade de São Paulo: Dissertação de Mestrado. São Paulo, 2008. 112p.

PREVÉY, P. S. **Current Applications of X-Ray Diffraction Residual Stress Measurement**. Developments in Materials Characterization Technologies, ed. p. 103-110. 1996.

RICHERSON, D. W. **Modern Ceramic Engineering: Properties, Processing, and Use in Design**. 3ª ed. New York: CRC Press, 2005. 728 p.

ROWE, W. B. **Principles of Modern Grinding Technology**. New York: William Andrew Inc, 2009. 300 p.

SIKALIDIS, C. **Advances in Ceramics - Synthesis and Characterization, Processing and Specific Applications**. 1ª ed. Rijeka: InTech, 2011. 532 p.

SNYDER, R. L.; FIALA, J.; BUNGE, H. J. **Defect and microstructure analysis by diffraction**. New York: Oxford Science Publication, 1999. 808 p.

SOKOVIC, M.; MIJANOVIC, K. **Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes**. Journal of Materials Processing Technology, v. 109, nº 1-2, p. 181-189. 2001.

TANG, W.; DENG, L.; XU K.; LU, J. **X-ray diffraction measurement of residual stress and crystal orientation in Au/NiCr/Ta films prepared by plating**. Surface & Coatings Technology, v. 201, nº 12, p. 5944–5947. 2007.

TASDELEN, B.; THORDENBERG, H.; OLOFSSON, D. **An experimental investigation on contact length during minimum quantity lubrication (MQL) machining**. Journal of Materials Processing Technology, v. 203, nº 1-3, p. 221–231. 2008.

TAWAKOLI, T.; HADAD, M. J.; SADEGHI, M.H. **Investigation on minimum quantity lubricant-MQL grinding of 100Cr6 hardened steel using different abrasive and coolant–lubricant types**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 50, nº 8, p. 698–708. 2010.

TAWAKOLI, T.; HADAD, M. J.; SADEGHI, M.H.; DANESHI, A.; SADEGUI, B. **Minimum quantity lubrication in grinding: effects of abrasive and coolant-lubricant types**. Journal of Cleaner Production, v. 19, p. 2088–2099. 2011.

TAYLOR, D. A. **Advanced Ceramics – The Evolution, Classification, Properties, Production, Firing, Finishing and Design of Advanced Ceramics**. Materials Australia, v. 33, nº. 1, p. 20-22, January/February. 2001.

TECHMAT Tecnologia de Materiais Ltda. **Cerâmicas Avançadas**. Disponível em: <<http://www.techmat.com.br/materiais.htm>>. Acesso em: 12 fev. 2011.

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

WEBSTER, J.; CUI, C.; MINDEK JR., R. B. **Grinding Fluid Application System Design**. Annals of the CIRP, v. 44, nº 1, p. 333-338. 1995.

YOUNG P.; BYRNE G.; COTTERE M. **Manufacturing and the Environment**. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 13, nº 7, p. 488-493. 1997.

XU, H.H.K.; PADUTRE, N.P.; JAHANMIR, S. **Effect of microstructure on material removal mechanisms and damage tolerance in abrasive machining of silicon carbide**. Journal of American Ceramic Society, v. 78. nº 9, p. 2443–2448. 1995.

ZHANG, W.; SUBHASH, G. **Damage zone interaction due to non-oriented Vickers indentations on brittle material.** Journal of Materials Science, v. 38, nº 6, p. 1185-1194. 2003.

ZHONG, Z.W. **Ductile or partial ductile mode machining of brittle materials.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 21, nº 8, p. 579-585. 2003.

ZIELASKO, W. **Dry cutting in large scale production.** VDI Report - VDI Verlag, v. 1240, p. 93-110. 1996.

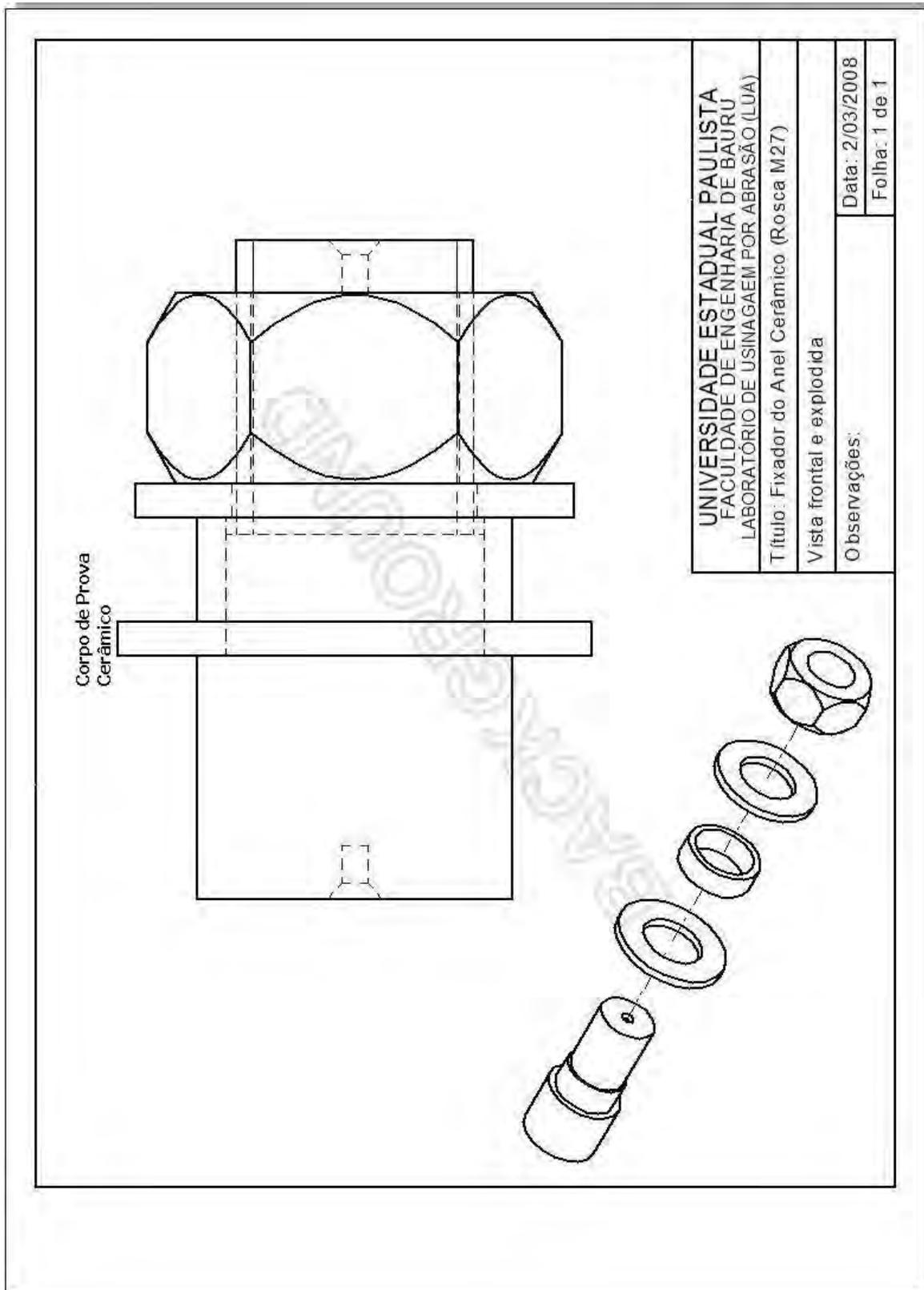
ANEXO A - Rotina CNC para usinagem do corpo de prova

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

ANEXO B - Rotina CNC para marcação de desgaste do rebolo

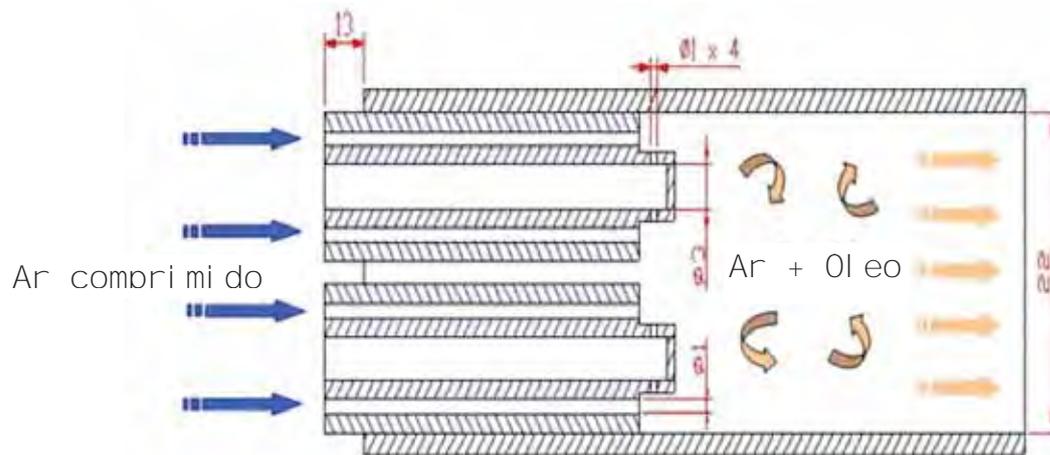
Linha	função	programa	Descrição
033	X	550000	Coordenada inicial da Máquina
034	G	00.71	Avanço rápido
035	X	348.6440	Coordenada de toque na peça, acrescida de 0.2mm
036	G	91	Programação incremental
037	G	61	Condição de trabalho para velocidades de avanço de 0,1mm/min.
038	M	01	Condição de parada
039	G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

ANEXO C - Projeto para fabricação do mandril

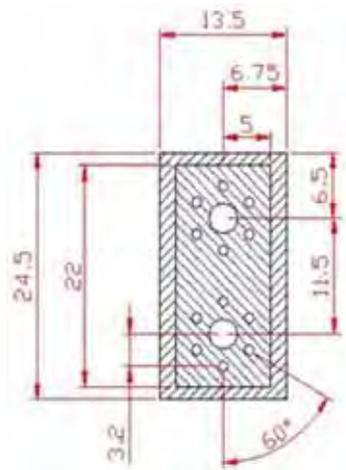


ANEXO E - Projeto do bocal de MQL

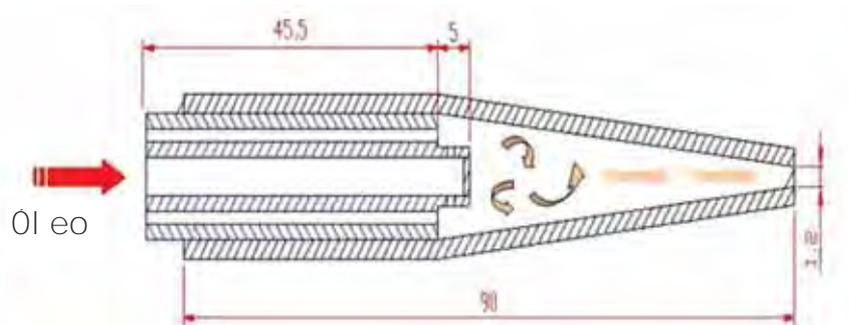
Vi sta Superi or



Vi sta Inferi or

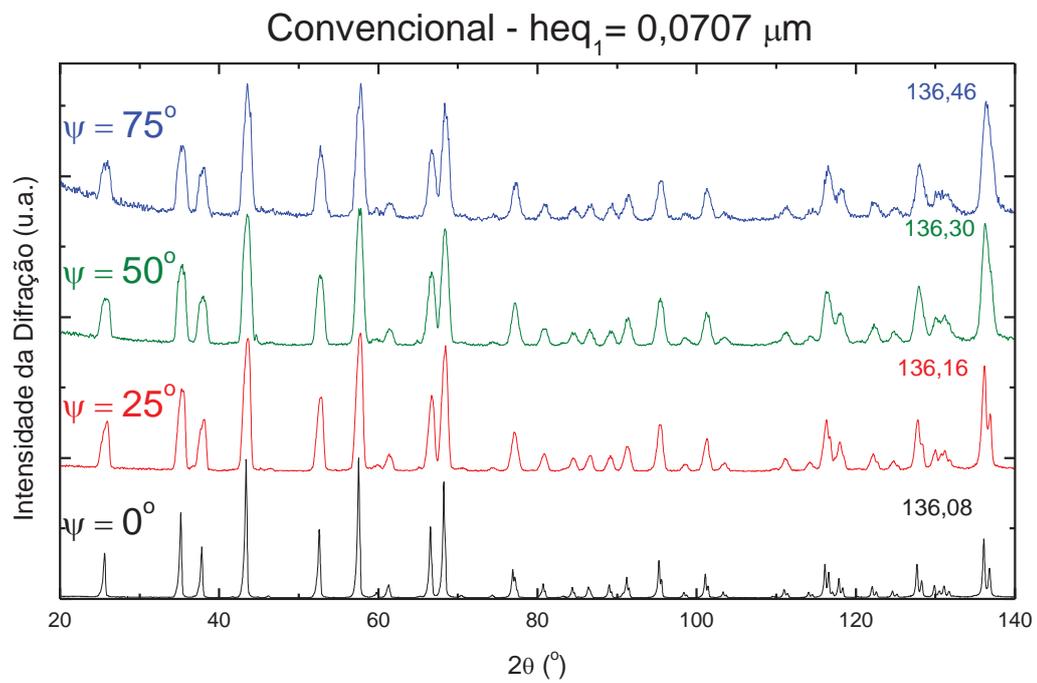


Vi sta Lateral

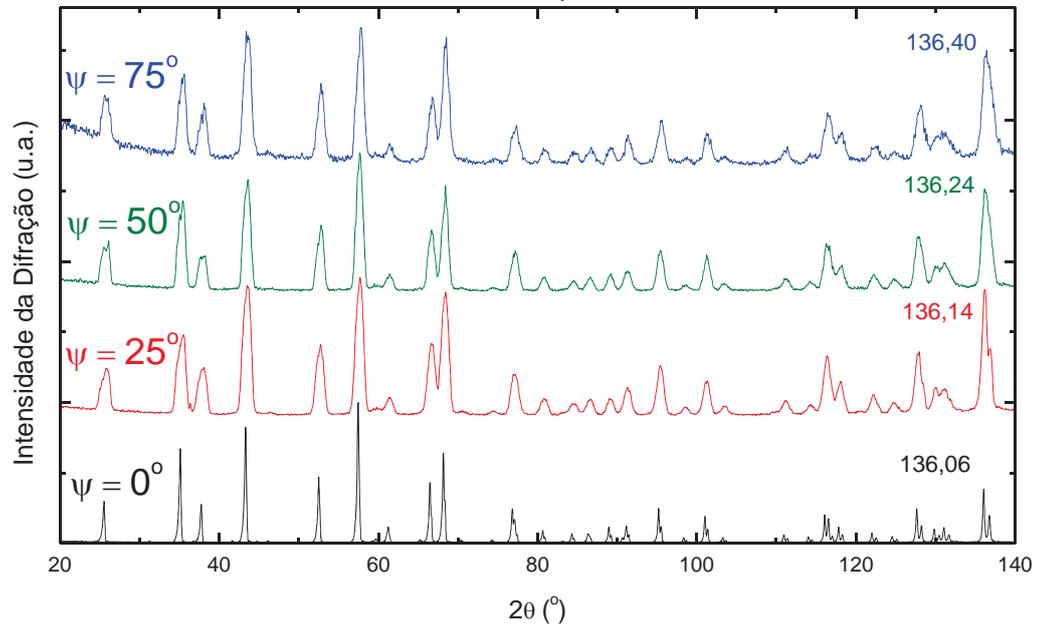


ANEXO F - Padrões de difração de raios X dos corpos de prova

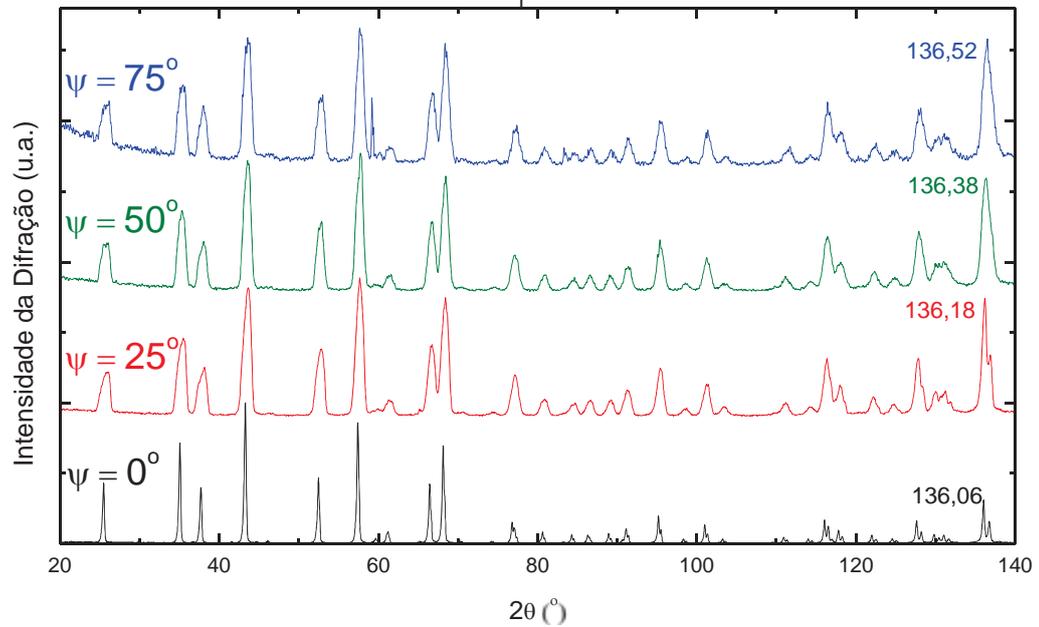
Espessura equivalente de corte $heq_1 = 0,0707 \mu\text{m}$



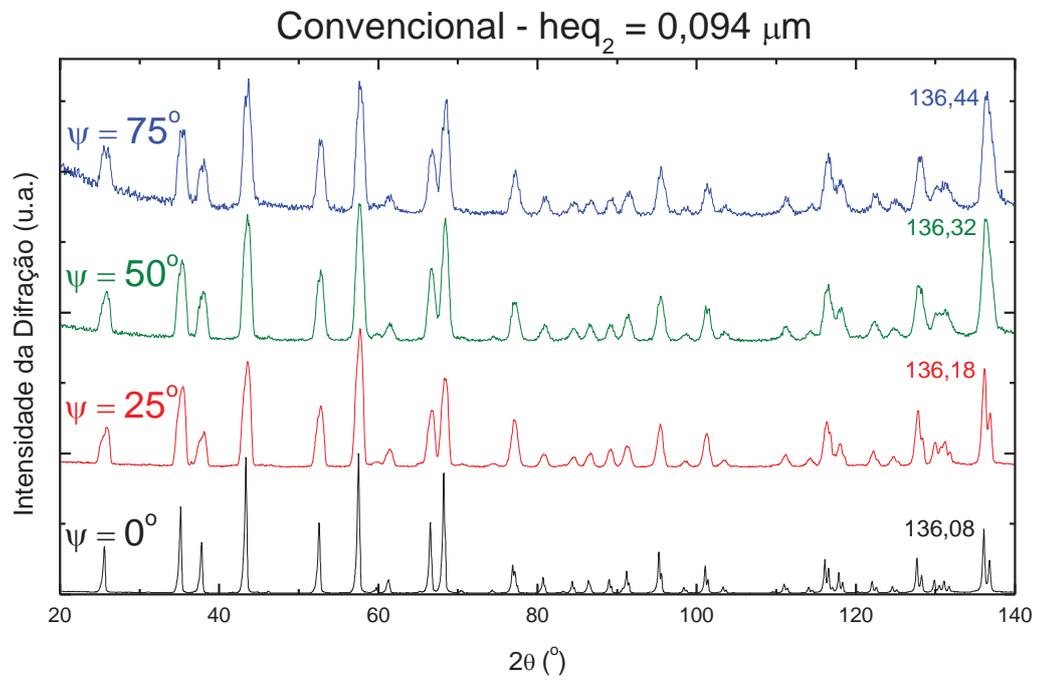
Otimizado - $heq_1 = 0,0707 \mu\text{m}$



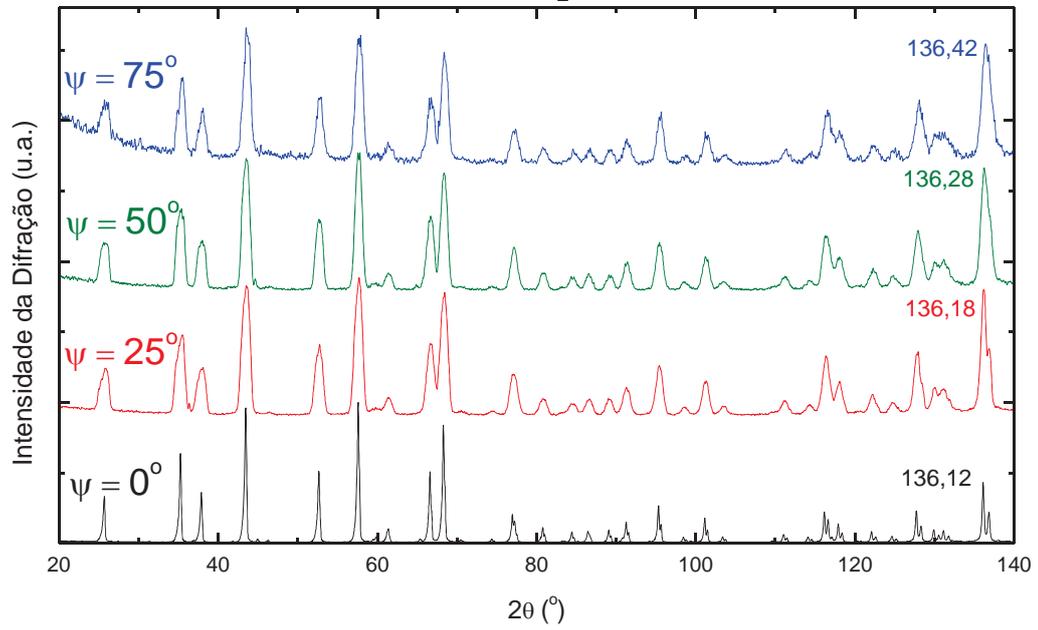
MQL - $heq_1 = 0,0707 \mu\text{m}$



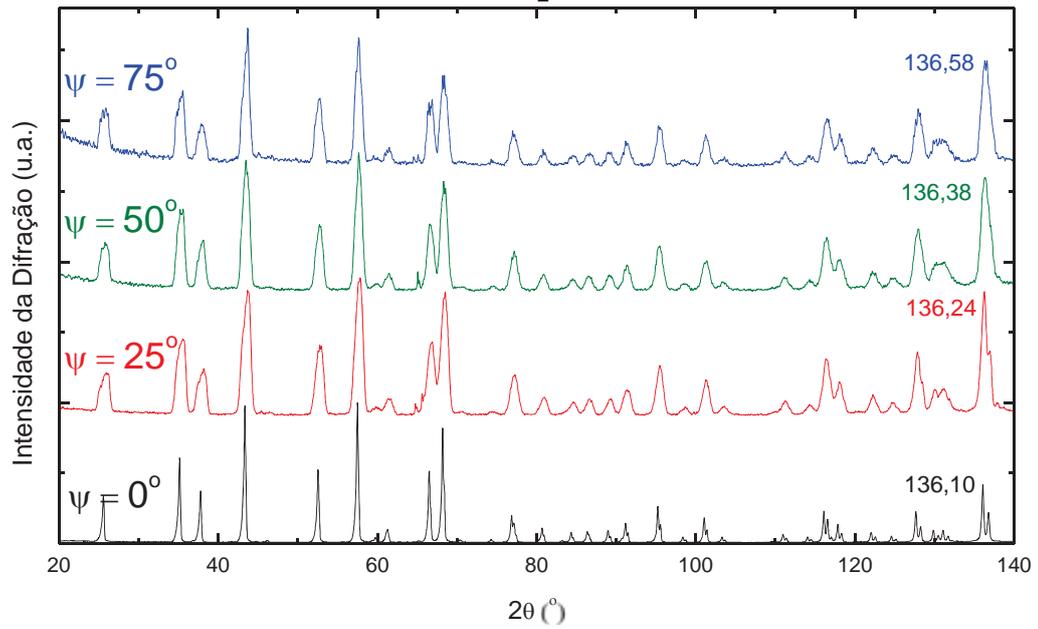
Espessura equivalente de corte $heq_2 = 0,094 \mu m$



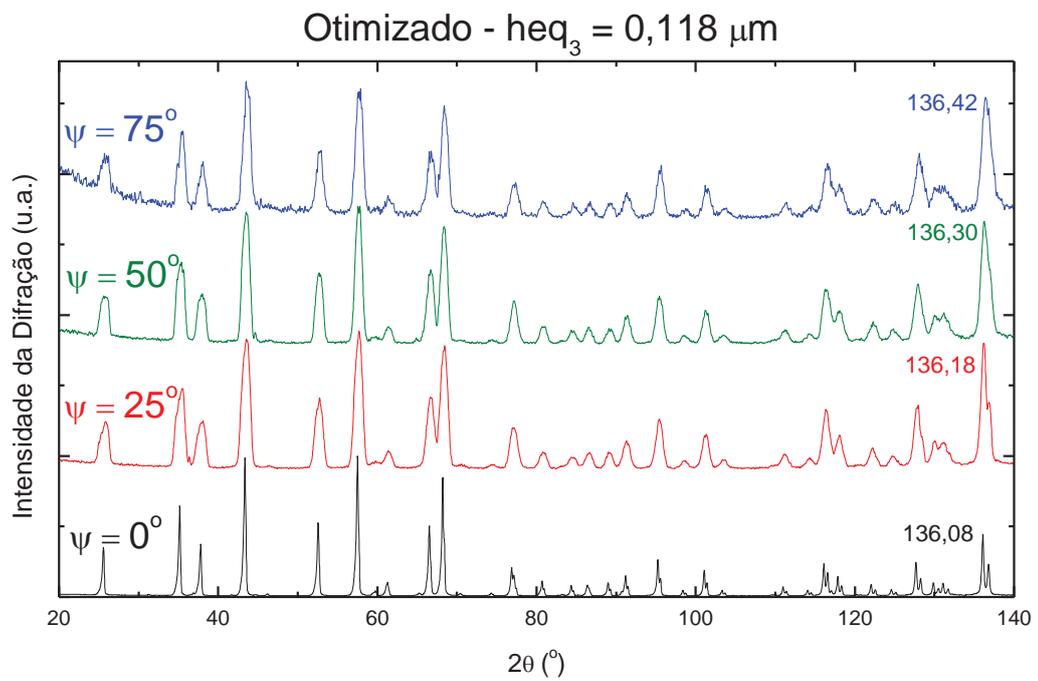
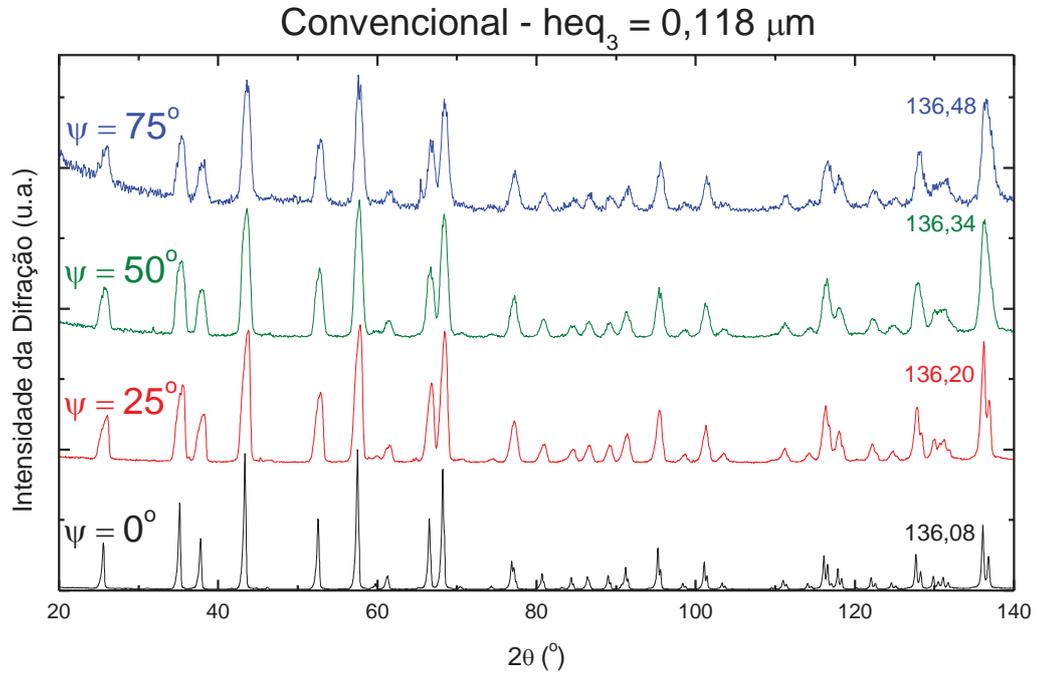
Otimizado - $heq_2 = 0,094 \mu\text{m}$



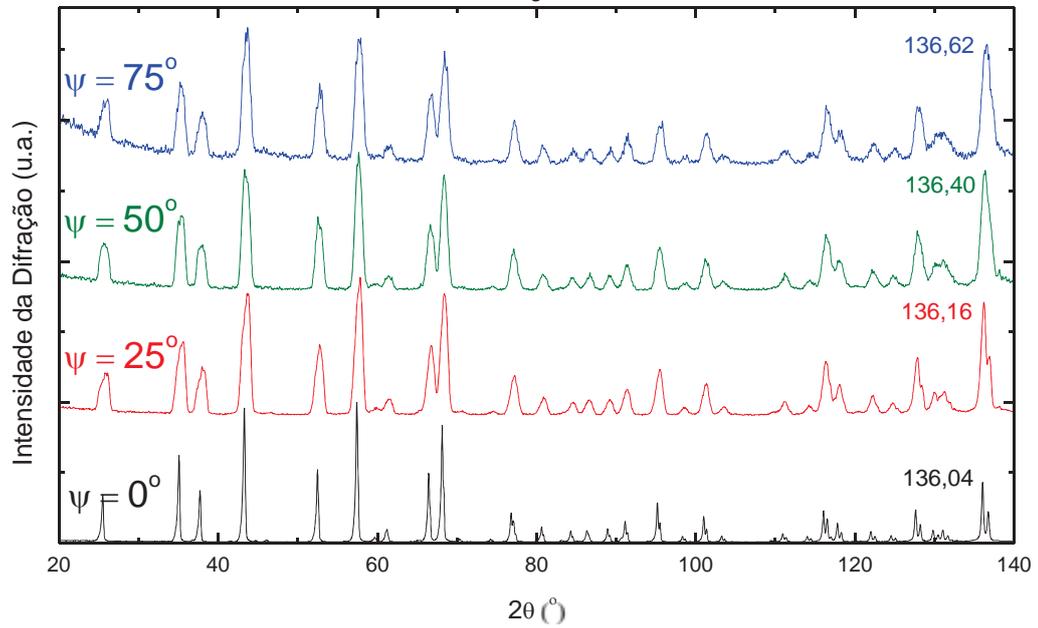
MQL - $heq_2 = 0,094 \mu\text{m}$



Espessura equivalente de corte $heq_3 = 0,118 \mu\text{m}$



MQL - $heq_3 = 0,118 \mu\text{m}$



Corpo de prova não retificado

Corpo de prova não retificado

