



Universidade Estadual Paulista – UNESP
Faculdade de Engenharia da UNESP, *campus* de Bauru

RICARDO FERNANDO DAMASCENO

**“ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE DE CORTE E DE
DIFERENTES MÉTODOS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO NA
RETIFICAÇÃO PLANA DE AÇO ABNT 4340”**

Bauru, Outubro de 2010.



Universidade Estadual Paulista – UNESP
Faculdade de Engenharia da UNESP, *campus* de Bauru

**“ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE DE
CORTE E DE DIFERENTES MÉTODOS DE LUBRI-
REFRIGERAÇÃO NA RETIFICAÇÃO PLANA DE AÇO
ABNT 4340”**

RICARDO FERNANDO DAMASCENO

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

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

Bauru, Outubro de 2010.

Damasceno, Ricardo Fernando.

"Análise da influência da profundidade de corte e de diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação plana de aço ABNT 4340" / Ricardo Fernando Damasceno, 2010.

165 f.

Orientador: Eduardo Carlos Bianchi

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2010

1. Retificação. 2. MQL. 3. CBN. 4. Fluido de corte. Universidade Estadual Paulista. I. Faculdade de Engenharia. II. Título

DEDICATÓRIA

À minha mãe Emilia Barros Crispim Damasceno e ao meu pai João Damasceno Filho que apesar de inúmeros obstáculos em suas vidas, sabiam que o caminho para o sucesso de seu filho era através da educação.

AGRADECIMENTOS

Agradeço especialmente a *Deus* por ter me concedido saúde, disposição e capacidade para superar todos os desafios para realização desta pesquisa científica.

Agradeço ao meu orientador Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, ao qual eu tenho grande admiração, pelo constante auxílio, paciência, amizade e pela confiança em meu potencial.

A minha namorada Marcella Costa por sempre me apoiar nesta etapa importante de minha vida.

A todos os companheiros de trabalho da empresa Indaço Comercial, especialmente ao Sr. Sergio Paolino, Sr. Ferdinando Baldi, Sr. Mauricio Paolino, Sra. Rita Paolino e a Sra. Claudia Paolino pelo total apoio as atividades relacionadas a este trabalho.

À Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista - *campus* de Bauru, por gentilmente ceder os Laboratórios de Usinagem por Abrasão e de Materiais para a elaboração deste trabalho.

Aos docentes do Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, que contribuíram para a realização desta pesquisa, quer seja com sugestões, quer com conselhos, principalmente aos Professores Doutores Paulo Roberto de Aguiar, Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez, Luiz Daré Neto e também ao técnico Hamilton José de Mello do Laboratório de Materiais.

Ao Professor Doutor Gilmar Ferreira Batalha pelos ensinamentos preciosos sobre a tecnologia de usinagem.

Ao Professor Doutor Rosemar Batista da Silva pelos criticas construtivas para melhoria deste trabalho

Aos alunos de graduação em Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, Rodrigo Santana Destro e Rogério Melo e Sousa, pela grande ajuda na realização deste trabalho.

Finalmente, agradecer a toda minha família, mas especialmente, à minha mãe Emilia Barros Crispim Damasceno e ao meu pai João Damasceno Filho, pelo incondicional apoio e carinho em todas as fases da minha vida, especialmente, durante a execução deste trabalho.

RESUMO

Este trabalho teve o propósito de contribuir com informações sobre a aplicação de fluidos de corte na operação de retificação plana de aço, em especial do aço ABNT 4340 temperado e revenido. Desta forma foram testados e comparados três métodos de lubri-refrigeração, os quais são: MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante), convencional e otimizado. Os testes foram realizados em retificadora plana universal, utilizando um rebolo de cBN Vitrificado. Os fluidos de corte utilizados para os testes foram: emulsão com diluição a 5% para os métodos convencional e Otimizado, enquanto que para MQL utilizou-se fluido sintético. A fim de obter uma análise comparativa dos desempenhos entre os três métodos, o parâmetro profundidade de corte foi variado em três valores (0,02mm; 0,05mm e 0,08mm). Os outros parâmetros de corte, os quais foram mantidos constantes. Como variáveis de saída foram analisadas: força tangencial de corte, rugosidade, desgaste diametral do rebolo, relação G, dureza por microindentação, tensão residual superficial da peça e imagens obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura foram também obtidas para analisar a superfície das peças usinadas. Os resultados indicaram que a técnica MQL permite obter menor desgaste diametral do rebolo, no entanto há prejuízos quanto ao acabamento superficial (rugosidade) em profundidades de corte até 0,05mm, acima deste valor o método MQL mostrou-se incapaz de realizar a lubri-refrigeração de forma eficaz. Já o método otimizado permitiu obter os melhores resultados de rugosidade, menor desgaste diametral do rebolo e induziu menor tensão residual superficial, mas em profundidade de corte de 0,02mm apresentou os maiores valores de força de corte tangencial comparados aos outros métodos. Por fim, o método convencional apresentou resultados medianos em quase todas as variáveis de saída analisadas.

PALAVRAS-CHAVE: Retificação plana, Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), Rebolos de CBN, Fluidos de corte, Rugosidade.

ABSTRACT

This work aims to investigate the comparative efficiency of three different colling and lubricating system e applied to surface grinding operation. Systems compared are MQL (Minimal Quantity Lubrication), conventional and conventional optimized. Grinding tests were performed on universal grinding machine using a vitrified cBN grinding wheel for grinding, steel samples of ABNT4340 (grade SAE4340) hardened and tempered to 55HRc. The cutting fluid used for testing was soluble oil at 5% for methods and conventional and conventional optimized and synthetic fluid for MQL technique tested. In order to obtain a comparative analysis of performance among the three methods, the depth of cut parameter was varied in three values (0.02 mm, 0.05 mm, 0.08 mm), the other cutting parameters were kept constant. Wich one output variables investigated were: tangential cutting force, surface roughness, wheel diametrical wear, G ratio, workpiece microhardness and surface residual stress. Images obtained by scanning electron microscopy of the ground surface were used to analyse machined surfaces. The results indicated that the MQL technique allowed to prolong tool life of wheel, however there is damage on the surface finish of machined surfaces (roughness) at depths of cut up values to 0.05 mm. Above this value the MQL method proved did not provide efficiente lubrication and cooling functions. Conventional optimized method showed the best results of roughness, residual stress and least wear of wheel, but in depth of cut of 0.02 mm gave the highest values of tangential cutting force compared to other methods under conditions investigated. Finally, the conventional coolant method presented relatively satisfactory results for most output variables analyzed.

KEY WORDS: Surface grinding, minimum quantity of lubrication (MQL), cBN grinding Wheel, cutting fluids and roughness

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS.....	ii
RESUMO.....	iii
ABSTRACT.....	iv
ÍNDICE.....	v
LISTA DE FIGURAS.....	x
LISTA DE TABELAS.....	xv
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	xvii
LISTA DE SÍMBOLOS.....	xviii
1 INTRODUÇÃO.....	20
1.1 Objetivo.....	22
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	23
2.1 O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO.....	23
2.1.1 Elementos de Um Processo de Retificação.....	24
2.1.2 Principais Operações de Retificação.....	24
2.1.2.1 Retificação Plana.....	26
2.1.2.2 Retificadora Plana.....	26
2.1.3 Principais Parâmetros de Corte Associados ao Processo de Retificação Plana.....	29
2.1.3.1 Profundidade de Corte (a_e).....	30
2.1.3.2 Velocidade de Corte (V_s).....	30
2.1.3.3 Velocidade da Peça (V_w).....	31
2.1.4 Principais Parâmetros de Caracterização Associados ao Processo de Retificação.....	32
2.1.4.1. Espessura do Cavaco Não Deformado na retificação.....	32
2.1.4.2 Arco ou Comprimento de Contato (l_c).....	33
2.1.4.3 Espessura de Corte Equivalente (h_{eq}).....	34
2.1.5 Principais Variáveis Envolvidas no Processo de Retificação.....	35
2.1.5.1 Acabamento superficial - Rugosidade das Peças retificadas.....	35

2.1.5.2 Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV).....	35
2.1.5.3 Dureza por Microindentação Vickers.....	37
2.1.5.4 Força de Corte.....	38
2.1.5.5 Tensão Residual.....	39
2.2 ASPECTOS TRIBOLÓGICOS NA RETIFICAÇÃO.....	40
2.2.1 Formação de Cavaco.....	41
2.2.2 Danos térmicos.....	43
2.3 FERRAMENTAS ABRASIVAS.....	45
2.3.1 Rebolo.....	46
2.3.1.1 Descrição e Caracterização dos Componentes do Rebolo.....	47
2.3.1.1.1 Grãos Abrasivos.....	47
2.3.1.1.2 Abrasivos Artificiais Convencionais.....	48
2.3.1.1.3 Superabrasivos.....	49
2.3.1.1.4 Diamante.....	49
2.3.1.1.5 Nitreto de Boro Cúbico – CBN.....	50
2.3.1.1.6 Tamanhos dos Grãos Abrasivos.....	52
2.3.1.1.7 Dureza do Rebolo (Grau do rebolo).....	53
2.3.1.1.8 Estrutura do rebolo.....	54
2.3.1.1.9 Concentração.....	55
2.3.1.1.10 Ligantes.....	55
2.3.1.2 Mecanismos de Desgaste do Rebolo e a Relação G.....	57
2.3.1.3 Condicionamento e Topografia de Rebolos.....	58
2.3.1.3.1 Ferramentas e parâmetros de dressagem.....	59
2.4 FLUIDOS DE CORTE.....	62
2.4.1 A Utilização de Fluidos de Corte nos Processos de Usinagem.....	62
2.4.2 Funções dos Fluidos de Corte no Processo de Retificação.....	63
2.4.3 Classificação dos Fluidos de Corte.....	64
2.4.3.1 Óleos de Corte.....	65
2.4.3.2 Fluidos Solúveis em Água.....	65
2.4.3.3 As Emulsões.....	66

2.4.3.4 Fluidos Sintéticos.....	67
2.4.3.5 Fluidos Semi-Sintéticos.....	68
2.4.3.6 Gases e Lubrificantes Sólidos.....	68
2.4.4 Aspectos que Afetam a Estabilidade dos Fluidos de Corte	
Aplicados no Processo de Retificação.....	69
2.4.4.1 Aditivos.....	69
2.4.4.2 Acidez ou Alcalinidade.....	70
2.4.4.3 Concentração.....	70
2.4.4.4 Qualidade da Água.....	70
2.4.4.5 Controle Microbiológico de Emulsões.....	71
2.4.4.6 Manutenção dos Fluidos de Corte.....	72
2.4.5 Procedimentos Para Descarte dos Fluidos de Corte.....	73
2.4.6 Necessidade do Uso Racional dos Fluidos de Corte.....	74
2.5 MÉTODOS DE APLICAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE.....	76
2.5.1 A técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL).....	76
2.5.1.1 Definições da Técnica de Mínima Quantidade de	
Lubrificação.....	76
2.5.1.2 Análise do Desempenho da Técnica de MQL nas	
Operações de Retificação.....	78
2.5.1.3 Classificação e Projeto de Sistemas de Mínima	
Quantidade de Lubrificação (MQL).....	80
2.5.2 Método Convencional de Aplicação de Fluido de Corte.....	81
2.5.3 Método Otimizado de Aplicação de Fluido de Corte.....	82
2.5.3.1 O Modelo Proposto por Webster.....	84
2.5.4 Fatores de Influência.....	85
2.5.3.1 Posicionamento do Bocal.....	86
2.5.3.2 Tipo de Fluido de Corte.....	86
2.5.3.3 Velocidade de Saída do Fluido de Corte.....	87
2.5.3.4 Geometria dos Bocais.....	87
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	90

3.1 PARÂMETROS DE ENTRADA, MONTAGEM E REGULAGEM E MATERIAIS UTILIZADOS.....	90
3.1.1 Parâmetros de Corte.....	90
3.1.2 Metodologia dos Ensaios.....	91
3.1.3 Fluidos de Corte.....	92
3.1.4 Ferramenta Abrasiva.....	92
3.1.5 Corpos de Prova.....	94
3.2 MÉTODOS UTILIZADOS PARA APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE.....	97
3.2.1 Método Convencional.....	97
3.2.2 Método da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL).....	98
3.2.3 Método de Lubri-refrigeração Otimizada.....	104
3.3 RETIFICADORA PLANA.....	105
3.3.1 Procedimentos Realizados Antes de Cada Ensaio.....	108
3.3.2 Procedimentos Realizados Durante Cada Ensaio.....	109
3.3.2.1 Procedimento de Medição de Rugosidade.....	111
3.3.2.2 Medição da Força Tangencial de Corte.....	111
3.3.2.3 Cálculo da Rotação do Rebolo.....	113
3.3.3 Procedimentos Realizados Após a Cada Ensaio.....	115
3.3.4 Preparação das Amostras para Análises Realizadas em Outros Laboratórios.....	119
3.3.4.1 Amostras para Análise da Microdureza e Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) e Tensão Residual.....	119
3.3.4.2 Microdureza.....	119
3.3.4.3 Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV).....	120
3.3.4.4 Tensão Residual.....	125
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	125
4.1 FORÇA TANGENCIAL DE CORTE.....	125
4.2 RUGOSIDADE.....	129
4.2.1 Comparações dos Resultados de Rugosidade: Método Convencional x Técnica de MQL x Método Otimizado.....	134

4.3 DESGASTE DIAMETRAL DO REBOLO E RELAÇÃO G.....	137
4.4 DUREZA POR MICROINDENTAÇÃO VICKERS.....	141
4.5 IMAGENS OBTIDAS POR MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA (MEV).....	143
4.6 TENSÃO RESIDUAL SUPERFICIAL.....	147
5 CONCLUSÕES.....	149
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	151
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	152

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Os seis elementos envolvidos na retificação plana (MARINESCU <i>et al</i> , 2007).....	24
Figura 2.2 – As operações de retificação conforme a norma DIN8589 apud OLIVEIRA (2001).....	25
Figura 2.3 – Retificação tangencial de passagem (MOLTRETCH, 1979).....	26
Figura 2.4 – Deformações de estrutura uma aberta (a) e fechada (b) sob uma carga axial (KOENIGSBERGER & TLUSTY, 1970).....	28
Figura 2.5 – Movimentos de Operação de Retificadora Plana (SALMON, 1992).....	29
Figura 2.6 – Arco de contato l_c retificação Plana (MALKIN, 1989).....	33
Figura 2.7 – Ilustração das grandezas da espessura de corte equivalente na retificação plana (SNOEYS <i>et al</i> , 1974).....	35
Figura 2.8 – (a) Base quadrada; (b) Angulação; (c) Indentação Vickers (FERREIRA, 2004).....	38
Figura 2.9 – Os três componentes de força na retificação plana (MARINESCU <i>et al</i> , 2004).....	39
Figura 2.10 – Três regiões dos micro-fenômenos envolvidos no processo de formação de cavacos na retificação (KÖNIG, 1980 <i>apud</i> HASSUI, 2002).....	41
Figura 2.11 – Tipos de cavaco de uma operação de retificação do aço AISI 1055: (a) Longo; (b) Irregular; (c) Esférico (WONG & DOYLE, 1999)....	42
Figura 2.12 – A dissipação de energia na região de corte (KÖNIG, 1980 <i>apud</i> MARINESCU <i>et al</i> , 2007).....	44
Figura 2.13 – Notação de especificação de rebolo superabrasivo (WINTER, 2000).....	47
Figura 2.14 – CBN: a – Type I; b- Type II – GE Superabrasives (KRAR & RATTERMAN, 1990).....	51
Figura 2.15 – Sistema de classificação de grãos abrasivos por peneiramento (KRAR, 1994).....	52

Figura 2.16 – Estrutura de um rebolo de óxido de alumínio rosa vitrificado (KREBS ABRASIVES, 2004).....	52
Figura 2.17 – Velocidade de corte (m/s) indicada para cada tipo ligante (KOPAC & KRAJNIK, 2006).....	56
Figura 2.18 – Mecanismos de desgaste do rebolo (KÖNIG <i>apud</i> TAWAKOLI <i>et al.</i> , 2007 adaptada).....	57
Figura 2.19 – Ilustração de um dressador estático e detalhes construtivos (BIANCHI, 2009).....	61
Figura 2.20 – Classificação dos fluidos solúveis em água (EL BARADIE, 1996 adaptada).....	66
Figura 2.21 – Esquematização do processo de disposição de fluidos usados (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001).....	74
Figura 2.22– Modelo esquemático de um Sistema de Mínima Quantidade de Lubrificação por pressão (HEISEL <i>et al.</i> , 1998).....	81
Figura 2.23– Bocal de aplicação convencional de fluido de corte (MOLTRETCH, 1979).....	82
Figura 2.24 - (a) Modelo proposto por Webster (1995); (b) Modelo tradicional de bocal. (WEBSTER, 1995).....	84
Figura 2.25 - Fatores que afetam a aplicação do fluido de corte (CAMPBELL, 1995 - adaptada).....	86
Figura 2.26 - Bico especial, com uma envolvente ao redor do rebolo (SILLIMAN, 1992 - adaptada).....	87
Figura 2.27 - Diferentes disposições dos elementos condutores no interior dos bicos de sapata (BRINKSMEIER <i>et al.</i> , 2001).....	88
Figura 2.28 - Linhas características de fluxo (BRINKSMEIER <i>et al.</i> , 2001 - adaptada).....	88
Figura 2.29 - Proposta de um bocal tipo sapata para atenuar os efeitos da camada de ar (RAMESH <i>et al.</i> , 2001 - adaptada).....	89
Figura 3.1 – A seqüência de ensaios realizados.....	91
Figura 3.2 – Rebolo de cBN fixado no cabeçote da retificadora.....	93

Figura 3.3 – Dressador estático do tipo conglomerado de diamante utilizado nesta pesquisa: (a) dressador gasto; (b) dressador novo.....	92
Figura 3.4 – (a) Esquema do corpo de prova utilizado nos ensaios; (b) Esquema de usinagem do corpo de prova.....	95
Figura 3.5 – (a) Corpo de prova usado para a marcação do desgaste do rebolo; (b) Esquema de usinagem da marcação do perfil gasto.....	97
Figura 3.6 - Posicionamento do bocal no método convencional de aplicação de fluido de corte.....	98
Figura 3.7 – Equipamento de controle do sistema de MQL.....	99
Figura 3.8 – (a) Detalhes externos; (b) Detalhes Internos.....	99
Figura 3.9 – Medidor de vazão da linha de ar comprimido.....	100
Figura 3.10 – Projeto do bocal para o sistema MQL.....	101
Figura 3.11 – Bocal para o sistema MQL.....	102
Figura 3.12 - Detalhe do bocal para o sistema MQL.....	102
Figura 3.13- Proveta utilizada na calibração da vazão do fluido de corte no sistema MQL.....	103
Figura 3.14 - Disposição geral do sistema rebolo/peça/bocal MQL e máquina empregados nos testes com a técnica MQL.....	104
Figura 3.15 - O bocal projetado para sistema otimizado de fluido de corte.....	105
Figura 3.16 - Esquema da medição da vazão no sistema otimizado.....	106
Figura 3.17 - Posicionamento do bocal na operação retificação.....	106
Figura 3.18- Máquina retificadora plana universal utilizada nos ensaios.....	107
Figura 3.19 - Detalhe do painel de controle da retificadora.....	107
Figura 3.20 - Detalhe do nônio do fuso de controle da profundidade de corte....	110

Figura 3.21 - Tela do computador ilustrando detalhes de monitoramento dos variáveis de saída.....	110
Figura 3.22- Rugosímetro utilizado na medição da rugosidade.....	111
Figura 3.23 - Medição da rugosidade da superfície retificada.....	112
Figura 3.24 – Disposição da montagem do encoder acoplado ao eixo do motor da retificadora.....	115
Figura 3.25 - Corpo de prova com a impressão do perfil do rebolo.....	116
Figura 3.26 – Vista geral da máquina de medição de coordenadas TESA.....	116
Figura 3.27 – As seqüências de pontos selecionadas para determinação do perfil de desgaste pela da maquina medição de coordenadas TESA.....	117
Figura 3.28 – Esquema de montagem para a medição de perfil do rebolo impresso no corpo de prova.....	118
Figura 3.29 - O operador da máquina realizando a coleta dos pontos necessários para a formação dos planos auxiliares à medição do perfil de desgaste do rebolo impresso no corpo de prova.....	118
Figura 3.30 – O esquema de corte dos corpos de provas retificados.....	119
Figura 3.31 – O esquema da disposição das amostras para MEV.....	120
Figura 3.32 – Amostras prontas para análise MEV.....	120
Figura 3.33 – O microscópio eletrônico de varredura utilizados na pesquisa.....	121
Figura 3.34 – Arranjo das amostras dentro do Microscópio.....	121
Figura 3.35 – Métodos de medição de tensão residual.....	123
Figura 3.36 - Difratômetro de Raios-X, marca RIGAKU DMAX Rnt2000 (FARIAS, 2009).....	124
Figura 4.1 – Força tangencial de corte durante os ensaios de retificação para várias condições de corte e lubri-refrigeração.....	125

Figura 4.2 - Influência da profundidade de corte na rugosidade com método lubri-refrigeração convencional após retificação plana do aço ABNT 4340 com rebolo cBN.....	129
Figura 4.3 – Comportamento da rugosidade ao longo do ensaio de retificação do aço ABNT4340 com rebolo cBN vitrificado com lubri-refrigeração convencional.....	130
Figura 4.4 - Influência da profundidade de corte na rugosidade média utilizando o método de MQL após retificação plana do aço ABNT 4340 com rebolo cBN.....	131
Figura 4.5 – Comportamento da rugosidade durante do ensaio com MQL.....	132
Figura 4.6 – Influência de profundidade de corte na rugosidade média utilizando o método otimizado.....	133
Figura 4.7 – Comportamento da rugosidade ao durante do ensaio utilizando o método otimizado.....	134
Figura 4.8 – Rugosidade média em função da profundidade de corte entre os métodos de aplicação de fluidos testados.....	134
Figura 4.9 – Comparação do comportamento da rugosidade ao durante os ensaios com espessura equivalente de corte de 0,02mm.....	136
Figura 4.10 – Comparação do comportamento da rugosidade durante os ensaios com espessura equivalente de corte de 0,05mm.....	136
Figura 4.11 – Comparação do comportamento da rugosidade durante os ensaios com espessura equivalente de corte de 0,08mm.....	137
Figura 4.12 – Desgaste do rebolo versus profundidade de corte para as diferentes condições de corte.....	138
Figura 4.13 – Comparação da relação G entre os métodos de lubri-refrigeração analisados.....	140
Figura 4.14 – Valores de dureza por microindentação Vickers das peças retificadas.....	141

Figura 4.15 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método convencional ($a_e=0,02mm$).....	143
Figura 4.16 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método MQL ($a_e= 0,02mm$).....	143
Figura 4.17 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método otimizado ($a_e= 0,02mm$).....	144
Figura 4.18 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método convencional ($a_e= 0,05mm$).....	145
Figura 4.19 – Imagens por MEV da superfície de uma peça retificada com MQL ($a_e= 0,05mm$).....	145
Figura 4.20 – Imagens por MEV da superfície de uma peça retificada com método otimizado ($a_e= 0,05mm$).....	145
Figura 4.21 – Imagens por MEV da superfície de uma peça retificada com método convencional ($a_e= 0,08mm$).....	146
Figura 4.22 – Imagens por MEV da superfície de uma peça retificada com MQL ($a_e= 0,08mm$).....	146
Figura 4.23 – Imagens por MEV de uma peça retificada com método otimizado ($a_e= 0,08mm$).....	147
Figura 4.24 – Figura 4.24 – A influência da profundidade de corte na tensão residual superficial	148

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Equações para cálculo da espessura do cavaco não deformado (SNOEYS ET AL, 1974).....	32
Tabela 3.1 – Valores da frequência, rotação e tensão utilizados para a calibração da curva de rotação do rebolo.....	114

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas.
cBN	Nitreto Cúbico de Boro
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DTG	Difficult To Grinding
DIN	Deutsches Institut fuer Normung
FEPA	Federação Européia dos Produtores de Abrasivos
HV	Dureza Vickers
HSG	High Speed Grinding
IPEN	Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares
ISO	International Standart Organization
LUA	Laboratório de Usinagem por Abrasão
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MLQ	Mínima Quantidade de Lubrificação
pH	Potencial Hidrogeniônico
PPM	Pontos por milhão

LISTA DE SIMBOLOS

Símbolo	Descrição	Unidade
a_e	Profundidade de corte	[mm]
a_d	Penetração de dressagem	[μm]
a_p	Largura de corte	[mm]
A_{sd}	Área de dressagem	[mm^2]
b	Largura de retificação	[mm]
b_d	Largura de atuação do dressador	[μm]
b_{dr}	Largura real de atuação do dressador	[μm]
b_s	Largura do rebolo	[mm]
d_s	Diâmetro do rebolo	[mm]
d_w	Diâmetro da peça	[mm]
F_a	Força axial de corte	[N]
F_n	Força normal de corte	[N]
F_{ns}	Força normal específica de corte	[N]
F_{tc}	Força tangencial de corte	[N]
F_{ts}	Força tangencial específica de corte	[N]
G	Relação G	[-]
h_c	Espessura média do cavaco	[μm]
h_{cu}	Espessura do cavaco não deformado	[μm]
$h_{c\text{ueff}}$	Espessura efetiva do cavaco	[μm]
h_{eq}	Espessura equivalente de corte	[μm]
$h_{m\acute{a}x}$	Espessura máxima do cavaco	[mm]
l_c	Comprimento de contato peça/rebolo	[mm]
L_s	Distância média entre arestas de corte sucessivas	[mm]
n_s	Rotação do rebolo	[rpm]
n_w	Rotação da peça	[rpm]
P_{elet}	Potência elétrica	[W]
P_{mec}	Potência mecânica	[W]

Q	Vazão de fluido de corte	$[m^3/s]$
r_p	Raio da ponta do dressador	$[\mu m]$
S_d	Passo de dressagem	$[mm]$
T	Torque	$[N.m]$
U_d	Grau de recobrimento de dressagem	$[-]$
U	Tensão de saída	$[V]$
V_e	Velocidade de entrada do grão na região de corte	$[m/s]$
V_f	Velocidade de avanço	$[mm/min]$
V_{fd}	Velocidade de avanço de dressagem	$[mm/min]$
V_j	Velocidade do jato de fluido de corte	$[m/s]$
V_s	Velocidade de corte	$[m/s]$
V_w	Velocidade da peça	$[m/s]$
Z_s	Volume de rebolo gasto	$[mm^3]$
Z_w	Volume de material removido	$[mm^3]$
α	Ângulo de folga	$[^\circ]$
γ	Ângulo de saída	$[^\circ]$
Θ	Ângulo do arco de contato	$[^\circ]$
τ_μ	Profundidade de corte crítica	$[\mu m]$

1 INTRODUÇÃO

A retificação é um dos processos de usinagem mais antigos. O homem pré-histórico se tornou o primeiro a utilizar o processo de retificação quando percebeu que ao atritar duas pedras poderia ajudá-lo a dar forma ferramentas e até mesmo armas. Atualmente, engenheiros da área de fabricação empregam as técnicas mais modernas de retificação em linhas de produção com o objetivo de torna o processo de fabricação cada vez mais eficiente. Em um mundo industrial globalizado a redução dos custos de usinagem com garantia de qualidade das peças é constante e praticamente uma condição de sobrevivência de qualquer indústria (IRANI *et al*, 2005).

Nas indústrias do setor metal-mecânico, o processo de retificação é um importante método de produção de peças de elevada exatidão. No entanto, os processos de retificação propõem alguns problemas, o qual se pode destacar a elevada energia dissipada durante o corte do material. O pior é grande parte desta é dissipada como calor na interface peça/ferramenta. Esse calor excessivo pode ser prejudicial, causando danos térmicos, tais como: “queima” da peça, transformações de fase, tensões residuais, trincas, entre outros. Falhas desta natureza implicam na funcionalidade desejada de projeto, por exemplo, reduzindo o limite de fadiga da peça. Além disso, o calor excessivo pode ser prejudicial ao rebolo, degradando os grãos ou mesmo o ligante, comprometendo o processo de retificação como um todo. Para evitar esses efeitos indesejáveis, utilizam-se a aplicação fluidos de corte na região de corte (LIAO *et al*, 2000).

De acordo com Webster & Liu (1995), o estudo do emprego de fluidos em processos de usinagem por abrasão está se tornando cada vez mais importante devido às maiores taxas de remoção de material e rebolos cada vez mais resistentes ao desgaste. As funções de um fluido de corte no processo de retificação são: lubrificar, refrigerar, transportar cavacos, limpar o rebolo e, em alguns casos, minimizar a corrosão na máquina-ferramenta. Essas características trazem grande influência na temperatura do processo, na estrutura superficial e no desgaste da ferramenta (TAWAKOLI, 2003).

Embora eficientes, os fluidos de corte apresentam pontos negativos significantes, pois, são nocivos ao meio ambiente e conseqüentemente ao homem. Por isso, os fluidos de

corte devem ser descartados corretamente e sobre cuidados específicos. Assim, deve-se racionalizar o uso dessas substâncias, buscando novas formas de satisfazer os requisitos ambientais impostos (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001).

Na primeira parte deste trabalho, capítulo 2, apresenta-se toda a revisão bibliográfica, necessária para a compreensão do processo de retificação e da aplicação do fluido de corte no processo de retificação tangencial plana..

No capítulo3, “Material e Métodos”, são apresentados os equipamentos, métodos de trabalho e descrição dos procedimentos utilizados neste trabalho, tais como o rebolo, os métodos de aplicação de fluido de corte utilizados nos ensaios, o sistema de aquisição de dados, os ensaios experimentais e a determinação dos parâmetros de retificação.

No capítulo 4, “Resultados e Discussões” são mostrados os resultados comparativos obtidos para os três métodos de aplicação de fluido de corte e a variação da profundidade de corte.

Por fim, as conclusões são apresentadas seguidas pelas referências bibliográficas.

1.1 Objetivo

Essa pesquisa teve como objetivo comparar o desempenho de três diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação plana de aço com rebolo de cBN. Os três métodos testados foram: convencional, otimizado e o MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante). Este último método (MQL), ainda é pouco utilizado em operações de retificação, mas durante os ensaios mostrou-se ser uma alternativa interessante sob certas condições de retificação.

Portanto, para estabelecer a comparação entre os métodos foram analisadas as seguintes variáveis de saída do processo de retificação: força tangencial de corte, rugosidade, desgaste diametral do rebolo, relação G (volume de material removido/volume de rebolo desgastado), microscopia eletrônica de varredura da superfície retificada, microdureza e a tensão residual superficial das peças usinadas.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

A tendência mundial é produzir peças sempre mais sofisticadas com tolerâncias mais apertadas e com acabamento superficial de alta qualidade (MONICI *et al*, 2006).

Diante dessa realidade, a retificação ocupa posição de destaque e é uma das mais importantes operações de usinagem empregada na produção de peças precisas, pois, sua utilização é tanto para remover sobre-metal em peças com geometria especiais, quanto para introduzir geometria desejada e propriedades superficiais que geralmente não poderiam por outros processos convencionais ou não convencionais de usinagem. A retificação que já foi considerada somente como uma operação secundária de acabamento, é agora amplamente empregada em varias etapas de fabricação (SHAW, 1996).

Segundo Malkin (1989), retificação é a designação para processos de usinagem dos quais utilizam partículas abrasivas duras como o meio de corte. Isto é, o material é removido por meio da ação de grãos abrasivos o quais possuem alta dureza e que apresentam arestas que possuem formas e orientação irregulares (MACHADO *et al*, 2009).

Os métodos de retificação são todos similares, geralmente é uma ferramenta abrasiva a qual é pressionada contra uma peça, com uma força perpendicular a zona de contato e assim o material é removido da interação peça e a ferramenta (LINDSAY, 1995).

As principais vantagens da retificação são: elevada exatidão das peças, altas taxa de remoção e a usinagem de materiais duros ou frágeis. Mas apesar destas vantagens, esse processo não é isento de problemas, o mais comuns nas operações são danos térmicos na peça, difícil controle da rugosidade superficial, vibrações excessivas e desgaste prematuro da ferramenta abrasiva (MARINESCU *et al*, 2007).

Recentemente, Fathallah *et al* (2009), descreveram que as operações de retificação envolvem a geração de grandes forças de corte e fluxo de calor o que pode causar efeitos negativos na integridade superficial das peças. Em razão disto, as pesquisas relacionadas à retificação aumentam a cada ano.

A maioria dessas pesquisas buscam solucionar alguns dos problemas citados como também aumentar a eficiência da retificação, de forma que visem reduzir os custos de

produção. Estes podem ser alcançados pelo aumento da taxa de remoção, reduzir o consumo de ferramenta com garantia da qualidade da peça retificada especificada no projeto (COLDING, 1972).

2.1.1 Elementos de um Processo de Retificação

Segundo Marinescu *et al* (2007), o processo de retificação é composto por seis elementos básicos: máquina-ferramenta, também conhecida como retificadora; ferramenta abrasiva, geralmente o rebolo; peça a ser retificada; fluido de corte; atmosfera, isto é, a interação dos gases ambiente com os elementos de retificação; e os resíduos provenientes da operação de retificação. A figura 2.1 ilustra todos os elementos básicos de uma retificação plana.

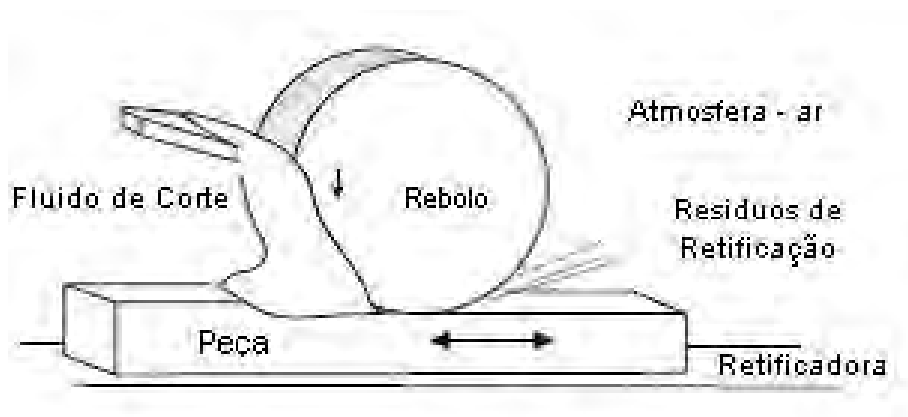


Figura 2.1 – Os seis elementos envolvidos na retificação plana (MARINESCU *et al*, 2007).

2.1.2 Principais Operações de Retificação

Existem vários tipos de operações de retificação, e elas diferem um dos outros as quais variam de acordo com a forma do rebolo e a peça a ser retificada como também pelo movimento cinemático da peça e o cabeçote (spindle) (MALKIN, 1989).

Shaw (1996) classifica as operações de retificação em três grupos principais:

- Retificação plana com cabeçote horizontal;
- Retificação cilíndrica interna;
- Retificação cilíndrica externa.

No entanto, é possível encontrar na literatura técnica outros tipos de classificação, como a proposta por MARINESCU *et al* (2007), que classifica a retificação em quatro grupos básicos:

- Retificação plana periférica;
- Retificação cilíndrica periférica;
- Retificação plana de face;
- Retificação cilíndrica de face.

Existe uma norma alemã, DIN8589, que subdivide os diversos tipos de operação de retificação. Na Figura 2.2, pode-se ver a classificação das operações pelo tipo de contato da ferramenta e a peça e também pelo tipo da forma geométrica das superfícies a serem obtidas pela retificação. Apesar de apresentar-se com uma classificação mais completa, especificando variados tipos de retificação, ela ainda não leva em conta o tipo de fixação, o que deixa de lado a retificação tipo centerless (OLIVEIRA, 2001).

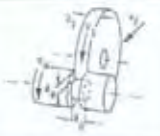
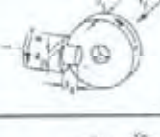
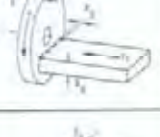
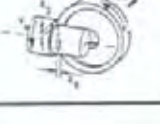
	Cilíndrica Externa	Cilíndrica Interna	Plana	Rotativa
Tangencial de mergulho				
Tangencial de passagem				
Lateral de mergulho				
Lateral de passagem				

Figura 2.2 – As operações de retificação conforme a norma DIN8589 *apud* Oliveira (2001).

Essas divisões em grupos organizam as operações de retificação para facilitar a compreensão de suas características e comportamento. E com isso, orientar a escolha da operação de retificação mais adequada para atender as necessidades de fabricação.

2.1.2.1 Retificação Plana

O termo retificação plana é geralmente aplicado para a produção de superfícies planas, perfiladas e angulares na peça, a qual é submetida a passar em um plano horizontal contra um rebolo girando (KRAR, 1994).

Segundo Moltrecht (1979), o método mais freqüente de retificação plana é aquele esquematizado na Figura 2.3. A mesa move-se de um lado para o outro longitudinalmente de junto ao rebolo. E no final de cada movimento longitudinal, o cabeçote do rebolo, realiza um movimento de incremento de profundidade de corte. Além do avanço longitudinal, existe outro denominado de avanço transversal. Geralmente, o avanço transversal é obtido pelo movimento do rebolo sobre a peça, mas existem algumas retificadoras que este avanço é realizado pela mesa. O avanço realizado pelo rebolo para incrementar a profundidade de corte é denominado de avanço radial.

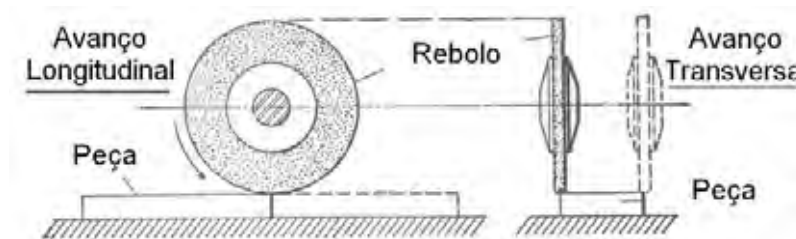


Figura 2.3 – Retificação tangencial de passagem (MOLTRETCH, 1979).

2.1.2.2 Retificadora Plana

Segundo Koenigsberger & Tlustý (1970), uma máquina-ferramenta necessita satisfazer as seguintes exigências para ser parte de um processo produtivo:

- Manter os limites permissíveis de uma tolerância de forma especificada ou dimensão da peça e simultaneamente promover o acabamento superficial requerido e este desempenho precisa ser alcançado independente da habilidade do operador;

- Para ser competitiva na operação, a máquina deve oferecer grande desempenho técnico com eficiência econômica.

As máquinas-ferramenta são compostas por elementos que podem ser dividido em três grupos (KOENIGSBERGER & TLUSTY, 1970):

- A estrutura;
- Os acionamentos para o corte, avanço e movimentos de ajuste e operação;
- Os dispositivos de operação e controle.

A estrutura é o elemento mais importante da máquina, pois, nela são montados todos outros elementos ativos ou passivos da operação. Geralmente é fabricada em ferro fundido, o qual tem características que fornece uma boa rigidez e amortecimento de vibrações, além dessas características, o ferro fundido possui um valor menor quando comparados aos outros materiais utilizados em estrutura de máquina-ferramenta e também fácil para moldar as formas complexas requeridas nas máquinas-ferramentas (MARISNECU *et al*, 2007).

Dentro destas características, a maioria das retificadoras usadas para a operação de retificação plana é composta por: base, mesa, placa eletromagnética, coluna, cabeçote e spindle.

As formas dessas estruturas podem variar de layout, que depende de cada tipo de operação. As formas mais comuns são as formas aberta “C” ou fechadas, figura 2.4. As estruturas em “C” possuem rigidez menor do que as estruturas fechadas, especialmente para manter o alinhamento da base com o cabeçote, mas este arranjo é muito utilizado em razão de prover uma excelente acessibilidade à peça e à ferramenta. A utilização das estruturas do tipo fechadas vem aumentando devido o maior aplicação em máquinas automáticas nas linhas de fabricação (KOENIGSBERGER & TLUSTY, 1970).

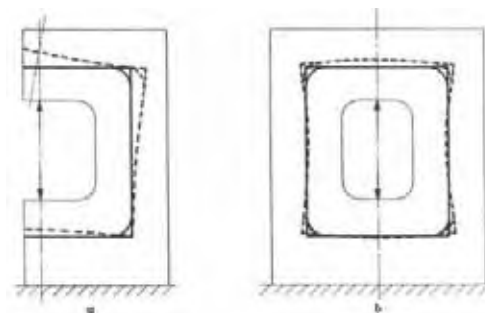


Figura 2.4 – Deformações de estrutura uma aberta (a) e fechada (b) sob uma carga axial (KOENIGSBERGER & TLUSTY, 1970).

As retificadoras planas com estrutura tipo aberta, possuem três movimentos principais: longitudinal, transversal e vertical ou radial do rebolo.

O movimento longitudinal é realizado pela mesa da máquina, onde também é montada a peça a ser retificada. A mesa pode ser acionada manualmente em máquinas de pequeno porte ou acionada hidraulicamente (pela ação de cilindro hidráulico) e também pode ser movimentada pelo conjunto de acionamento motor e fuso em máquinas de grandes dimensões (SALMON, 1992). Este movimento corresponde à velocidade da mesa ou velocidade da peça a qual é usualmente especificada em m/min., embora em várias máquinas esta velocidade não possa ser ajustada com grande precisão.

O movimento transversal pode ser realizado pelo deslocamento da mesa ou pelo deslocamento da coluna, variando conforme o tamanho e fabricante. Este movimento, como o movimento longitudinal, pode ser realizado automaticamente ou manualmente (MOLTRETCH, 1979). Este movimento corresponde o avanço axial do rebolo, o acionamento é geralmente realizado através de fuso e permite grande precisão de ajuste e controle.

O último movimento trata-se do avanço radial do rebolo ou avanço de mergulho ou vertical, este movimento é responsável pelo incremento da profundidade de corte, ou seja, está diretamente ligada a ação de corte do rebolo.

Todos estes movimentos citados podem ser observados na figura 2.5.

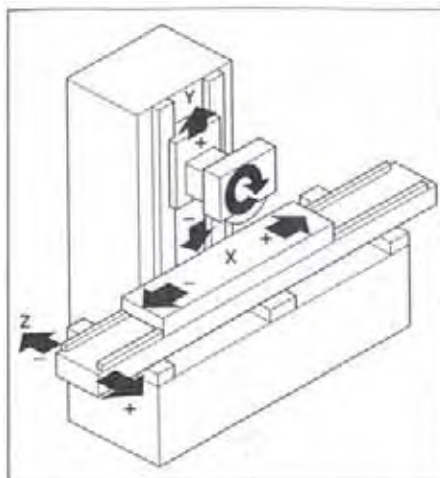


Figura 2.5 – Movimentos de Operação de Retificadora Plana (SALMON, 1992).

Nas primeiras retificadoras planas o movimento radial do rebolo era controlado manualmente, por meio de mecanismo de engrenagens e fusos. Em retificadoras modernas utilizam-se controles eletrônicos, os quais são possíveis de programar este avanço em ciclos de usinagem, aumentando a profundidade de corte a cada passagem da peça sob o rebolo. Estes movimentos são realizados por meio de motores de passo, servos motores de corrente contínua, etc. (SALMON, 1992).

Para a fixação das peças em retificadora planas é comum a utilização de placa eletromagnética, pois, ela oferece um método fácil e preciso para dispor à usinagem peças metálicas a serem retificadas. Outra vantagem das placas magnéticas é a velocidade rápida de carregamento e descarregamento das peças durante a operação (MOLTRETCH, 1979).

As retificadoras planas estão disponíveis em uma vasta gama de tamanhos e modelos, variando de pequenas dimensões do tipo operada manualmente até grandes dimensões controladas por comando numérico por computador (CNC) para produções seriadas (KRAR, 1994).

2.1.3 Principais Parâmetros de Corte Associados ao Processo de Retificação Plana

Nesta sessão são apresentados e definidos os parâmetros de corte envolvidos no processo de retificação.

2.1.3.1 Profundidade de Corte (a_e)

Segundo Marinescu *et al* (2007) a profundidade de corte é a penetração do rebolo na peça qual será a medida da espessura de material removido por revolução ou passagem da peça.

A profundidade de corte é a grandeza que representa o quanto a ferramenta penetra em relação ao plano de trabalho, e é medida perpendicularmente à direção de avanço da peça ou rebolo. Este parâmetro é de grande interesse nas operações de fresamento e retificação plana (DINIZ *et al*, 2003).

Uma profundidade de corte elevada é responsável por ampliar a área de contato entre peça e ferramenta, aumentando conseqüentemente, o número de grãos em contato com a superfície que esta sendo usinada. Elevados valores de profundidade de corte implicam em acréscimo das forças de corte, as quais são responsáveis por causar deformações entre peça e ferramenta (KÖNIG, 1980).

De acordo com Rowe & Morgan (1993), a profundidade de corte também pode influenciar na integridade superficial dos componentes retificados.

2.1.3.2 Velocidade de Corte (V_s)

A velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo (V_s) é representada pelo deslocamento de um ponto (grão) na superfície de corte do rebolo em um certo espaço de tempo. Esta velocidade é extremamente importante no processo de retificação, pois determina a vida do rebolo, implicando na alteração da capacidade de remoção dos grãos abrasivos e no acabamento superficial das peças (WINTER, 2004).

Este parâmetro é usualmente utilizado em metros por segundo (m/s) ou pés por minuto ($sfpm$) no sistema inglês (MARINESCU *et al*, 2007).

De acordo com Graf (2004), a velocidade de corte em m/s pode ser expressa pela Equação 2.1:

$$V_s = \frac{\pi \cdot d_s \cdot n_s}{60 \cdot 1000} \quad (2.1)$$

Com o desenvolvimento de novas ferramentas abrasivas e retificadoras mais rígidas, tem-se utilizado velocidades de corte cada vez maiores. Dessa forma, um aumento na velocidade de corte, assumindo que todos os outros parâmetros de corte sejam mantidos constantes, conduz para a redução da espessura do cavaco não deformado. Com a diminuição da espessura do cavaco não deformado, algumas vantagens podem ser conseguidas, dentre elas, a redução das forças de retificação, menores taxas de desgaste do rebolo e menores valores de rugosidade (JACKSON *et al*, 2001).

Nos últimos vinte e cinco anos a retificação de altíssima velocidade ou *High Speed Grinding (HSG)* tem expandido o campo de aplicação. As operações HSG têm grande potencial para oferecer componentes de boa qualidade combinado com alta produtividade (JACKSON & MILLS, 2004).

2.1.3.3 Velocidade da Peça (V_w)

Na retificação plana, a velocidade peça coincide com a velocidade da mesa, geralmente é expressa em metros por minuto.

De acordo com Graf (2004), na retificação cilíndrica velocidade da peça V_w pode ser determinada em função do diâmetro da peça (d_w) e rotação (n_w) da mesma conforme Equação 2.2:

$$V_w = \frac{\pi \cdot d_w \cdot n_w}{60} \quad (2.2)$$

Ainda segundo Graf (2004), o aumento da velocidade da peça acarreta em uma elevação da taxa de remoção de material, gerando cavacos espessura maior e carga superior sobre cada grão abrasivo do rebolo, aumentando, conseqüentemente, os valores da força tangencial de corte.

2.1.4 Principais Parâmetros de Caracterização Associados ao Processo de Retificação

Nesta sessão serão apresentados os parâmetros que permitem facilitar a compreensão de alguns fenômenos do processo de retificação e da comparação de grandezas físicas das operações de usinagem.

2.1.4.1. Espessura do Cavaco Não Deformado na Retificação

A espessura do cavaco não deformado na retificação é em função de complexas condições cinemáticas de retificação e geometria da superfície do rebolo. Diferentes equações foram propostas por diferentes pesquisadores para o cálculo deste parâmetro (SNOEYS *et al*, 1974). Na tabela 2.1 são apresentadas as equações da espessura do cavaco não deformado em ordem cronológica, citadas por SNOEYS *et al* (1974).

Tabela 2.1 – Equações para cálculo da espessura do cavaco não deformado (SNOEYS ET AL, 1974).

AUTOR	ANO	EQUAÇÃO
ALDEN <i>apud</i> SNOEYS <i>et al</i>	1914	$h_{m\acute{a}x} = L_s \cdot \frac{V_w}{V_s} \cdot \text{sen}(\varphi_k \cdot \psi_k)$
PAHLITZSCH & HELMERDI <i>apud</i> SNOEYS <i>et al</i>	1943	$h_{m\acute{a}x} = 2L_s \cdot \frac{V_w}{V_s} \cdot \left(a_e \cdot \frac{d_w + d_s}{d_w - d_s} \right)^{1/2}$
PEKLENIK <i>apud</i> SNOEYS <i>et al</i>	1957	$h_c = \left(\frac{V_w}{V_s} \right) \cdot \left(\frac{L_d}{l_c} \right)$

Porém, ainda segundo Snoeys *et al* (1974), a dificuldade da aplicação na prática destas equações é em razão de que estas possuem um termo na equação o qual utiliza a medida da distância entre duas pontas de grãos sucessivos, comumente denominado de L_s ,

o que na prática é muito difícil determinar este valor precisamente, em razão da distribuição aleatória dos grãos na camada abrasiva.

Segundo Shaw (1996), espessura do cavaco não deformado tem um papel muito importante para as forças de retificação, acabamento superficial, temperatura na superfície e o desgaste da ferramenta abrasiva.

Os principais fatores que influenciam a espessura do cavaco são as propriedades do material a ser usinado, os parâmetros de usinagem e as condições da topografia do rebolo, isto é, as condições de topografia do rebolo. (FATHIMA *et al*, 2003).

2.1.4.2 Arco ou Comprimento de Contato (l_c)

Arco ou comprimento de contato (l_c) define a extensão de contato entre o rebolo e a peça durante a operação de retificação. Malkin (1989) fez um equacionamento deste parâmetro para a retificação plana, dentre outros, desprezando as deformações e movimentos envolvidos no processo, considerando apenas a geometria dos elementos em contato. Este equacionamento envolve a profundidade de corte a_e e o diâmetro d_s do rebolo, como se verifica na equação 2.3 e na figura 2.6:

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_s} \quad (2.3)$$

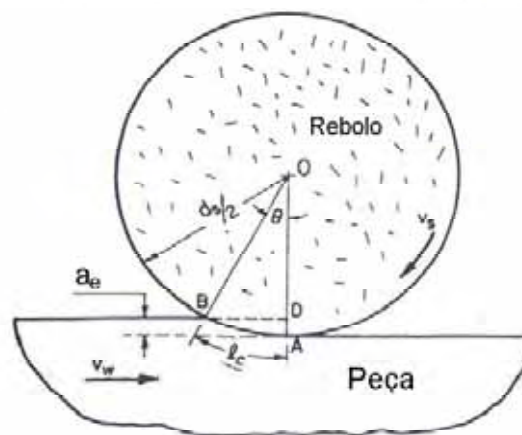


Figura 2.6 – Arco de contato l_c retificação Plana (MALKIN, 1989).

2.1.4.3 Espessura de Corte Equivalente (h_{eq})

Baseado nos primeiros trabalhos sobre a espessura do cavaco não deformado, um esforço cooperativo do comitê de retificação do CIRP na década de 70, levou ao desenvolvimento de um importante parâmetro para o estudo da retificação, denominado de espessura de corte equivalente ou h_{eq} (SNOEYS *et al*, 1974).

A espessura de corte equivalente é um parâmetro amplamente utilizado, por causa de sua simplicidade, como uma medida de profundidade de penetração da ferramenta (MARINESCU *et al*, 2004). A espessura de corte equivalente para o processo de retificação plana é dada pela equação 2.5:

$$h_{eq} = a_e \cdot \frac{V_w}{V_s} \quad (2.5)$$

Segundo Malkin (1989), a espessura equivalente de corte está diretamente relacionada ao comportamento do processo de retificação em função das variáveis envolvidas tais como força de corte da máquina, rugosidade da peça, topografia da ferramenta entre outras.

Segundo Shaw (1996), o parâmetro h_{eq} corresponde a camada removida da peça em uma velocidade de corte do rebolo V_s em que a operação de retificação é considerada contínua. A Figura 2.7 ilustra o significado da espessura de corte equivalente na operação de retificação plana.

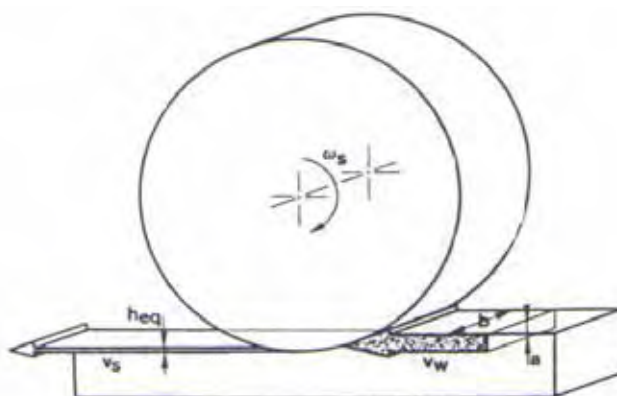


Figura 2.7 –Ilustração das grandezas da espessura de corte equivalente na retificação plana (SNOEYS *et al*, 1974).

Na prática, a profundidade do grão abrasivo durante a operação varia significativamente sobre uma grande gama de valores de penetração. Isto é devido ao espaçamento variável entre grãos, profundidade variável dos grãos abaixo da superfície do rebolo e da rugosidade superficial da peça antes da usinagem. Por exemplo, um rebolo com desgaste irregular causa profundidades muito maiores ou menores do que o mesmo rebolo recém dressado. No entanto, a espessura de corte equivalente é útil para comparação da penetração do grão em diferentes operações usando uma estrutura abrasiva similar (MARINESCU *et al*, 2007).

2.1.5 Principais Variáveis Envolvidas no Processo de Retificação

Nesta sessão são apresentadas as principais variáveis analisadas no decorrer deste trabalho.

2.1.5.1 Acabamento superficial - Rugosidade das peças

Retificadas

A retificação é um processo principalmente utilizado para acabamento, e a rugosidade da superfície é um dos fatores mais importantes para mensurar a qualidade superficial de um componente. No entanto, não há um modelo de compreensão do comportamento dessa variável em uma operação de retificação. A dificuldade em se prever

tal parâmetro vem do fato deste ser influenciado por inúmeras variáveis do processo, como as propriedades do material da peça, as características dos constituintes do rebolo, as condições de dressagem, os parâmetros de corte, a forma de aplicação e o tipo do fluido de corte, vibrações da máquina, e outros tantos (ALI & ZHANG, 1999).

A qualidade da superfície gerada no processo de retificação é capaz de indicar as características da peça e da operação, tais como mínimas tolerâncias, eficácia do método de lubrificação, condições da ferramenta, transmissão de calor e vibração da máquina. No entanto, vários micro-defeitos podem ser constatados fazendo-se uma análise minuciosa da superfície do material usinado. Os principais defeitos verificados são trincas ocasionadas por bruscas variações térmicas e crateras provocadas pelas fraturas dos grãos abrasivos (HECKER & LIANG, 2003).

Hecker & Liang (2003) afirmam que um método eficiente de se mensurar a qualidade da superfície produzida é por meio da rugosidade. Segundo Agostinho et al (1981), rugosidades podem ser definidas como micro-irregularidades geométricas decorrentes do processo de fabricação. A medição é feita em função da distância entre os picos e vales existentes na superfície produzida. Assim, podem-se destacar os principais parâmetros utilizados atualmente obter a rugosidade: pela média dos valores dessa distância (parâmetro R_a), pelo valor quadrático médio dessa distância (parâmetro R_q) ou ainda pelo valor máximo da mesma (parâmetro R_t).

Tawfik apud Ali & Zhang (1999) afirma que a qualidade superficial é diretamente dependente da profundidade de corte empregada e da dureza do material que está sendo usinado. Assim, para um mesmo tipo de material, espera-se que maiores profundidades de corte gerem superfícies com valores de rugosidade também maiores.

Outro fator que influencia significativamente na rugosidade é o desgaste da ferramenta abrasiva, pois, comportamento da rugosidade em função do tempo de retificação está diretamente relacionado com o crescimento da área plana do topo dos grãos abrasivos, a qual provoca sulcos mais largos nas peças. Além disso, o aumento da área de contato do topo do grão provoca uma elevação da temperatura local, fazendo com que o material da peça se torne mais mole, aderindo-se mais facilmente aos poros do rebolo. Este material aglutinado à ferramenta gera vários riscos na peça, prejudicando o acabamento superficial e aumentando o valor de rugosidade (MALKIN, 1989) (VENKATESH *et al*, 1999).

2.1.5.2 Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)

O desenvolvimento da microscopia eletrônica permitiu a criação de um diferente tipo de microscópio eletrônico, o de varredura, instrumento que permite a visualização da superfície de amostras volumosas. Este tipo de aparelho obteve rapidamente grande aceitação devido à sua ampla gama de utilização no setor metalúrgico.

As principais vantagens do MEV são a resolução e a profundidade de foco. O microscópio eletrônico de varredura apresenta uma resolução de cerca de 0,003 μm , enquanto que um microscópio óptico pode chegar a aproximadamente 0,1 μm . O MEV é também capaz de realizar ampliações de até 300.000 vezes, cerca de 300 vezes mais que um microscópio óptico (GOLDSTEIN *et al*, 1992).

2.1.5.3 Dureza por Microindentação Vickers

A dureza é uma propriedade mecânica que avalia a resistência à deformação plástica localizada. Esta propriedade é obtida através da aplicação de uma carga a um indentador sobre a superfície do material. Dividindo o valor da carga aplicada pela área residual projetada de indentação obtém-se o valor da dureza.

O ensaio de dureza é amplamente aplicado em pesquisas e no ramo industrial por ser um método barato e de rápida execução, sendo possível utilizar aparelhos portáteis e de fácil manuseio. Existem vários testes qualitativos para a análise de dureza de materiais, entre os quais pode-se citar a dureza Rockwell, a Brinell, e a microdureza Knoop e Vickers.

A dureza por microindentação Vickers é obtida com um penetrador de diamante em forma de pirâmide, de base quadrada, com um ângulo de 136° entre as faces opostas (Figuras 2.8a, 2.8b e 2.8c). É utilizada carga menor que 1kgf, a qual produz uma impressão em forma de losango regular (FERREIRA, 2004).

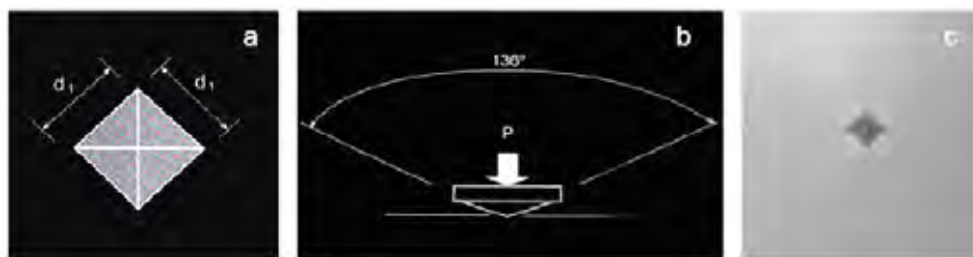


Figura 2.8 – (a) Base quadrada; (b) Angulação; (c) Indentação Vickers (FERREIRA, 2004).

Durante a retificação, dependendo da temperatura alcançada no processo de corte pode ocorrer alterações de dureza na peça ou. A perda de dureza superficial é um fenômeno complexo, relacionado com o revenimento da estrutura martensítica e com a difusão de átomos de carbono, sendo dependente da temperatura e do tempo de corte do processo (MALKIN, 1989).

2.1.5.4 Força de Corte

Tang *et al* (2009), afirmam que a força de corte na retificação exerce influência em diversos parâmetros durante a usinagem, tais como, no desgaste do rebolo, desempenho dinâmico da retificadora, precisão geométrica e a qualidade superficial das peças. As forças de retificação exigem grande desafio para caracterizá-las e entendê-las, pois, as formas dos elementos de corte não podem ser bem definidas e as arestas de cortes são irregulares e tem distribuição aleatória, diferentemente dos outros métodos de usinagem com ferramenta geometria definida, tais como os processos de torneamento e fresamento (CHOI *et al*, 2008).

Liu *et al* (2005) afirma que o monitoramento da força de retificação tem a vantagem de prevenir a redução da taxa de remoção de material além de diminuir o desgaste do rebolo. Isto é, os mecanismos de desgaste do rebolo fazem aumentar a área de contato do grão com a superfície da peça, conseqüentemente, aumentam-se os esforços de corte e diminui-se a capacidade de remoção do rebolo e também prejudica a manutenção da qualidade superficial durante operação (LACHANCE *et al*, 2004). Portanto, o monitoramento das forças de retificação mantém a topografia do rebolo adequada a

operação, pois, é possível determinar o melhor momento para condicionar o rebolo para a operação.

As forças de retificação plana podem ser divididas em três componentes principais: força normal, força tangencial e a força transversal (LIU, 2008). Segundo Marinescu *et al* (2004), a força tangencial age tangencialmente à superfície da ferramenta abrasiva e também a velocidade de corte. A figura 2.9 ilustra as componentes de forças em uma operação de retificação plana.

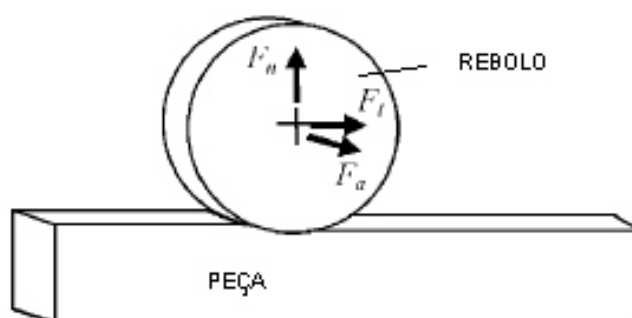


Figura 2.9 – Os três componentes de força na retificação plana (MARINESCU *et al*, 2004).

Em razão a alta velocidade de corte, a força tangencial na retificação é principalmente responsável pela dissipação de potência consumida no processo em forma de calor. A força normal é perpendicular a superfície abrasiva. Esta componente é usualmente muito maior do que a força tangencial e age diretamente na profundidade de corte. Assim, a força normal é principalmente responsável pelas deformações na peça, ferramenta e na estrutura da máquina com o contato normal a superfície do rebolo.

Quando existem movimentos laterais durante o corte, surge então a componente transversal ou força transversal. A força resultante na retificação é a soma vetorial de todas as componentes.

2.1.5.5 Tensão Residual

Em todos os materiais sujeitos a efeitos externos - sejam eles mecânicos, térmicos, químicos ou a combinação de qualquer um deles ou de todos os efeitos, induzem mudanças não-uniforme de volume do material, as quais podem ser reversíveis ou irreversíveis,

causando assim a formação de tensões localizadas no seu interior. No caso de algumas mudanças irreversíveis (deformações plásticas localizadas), elas permanecem no material causando tensões pelas quais são referidas como tensões residuais (BURAKOWSKI & WIERZCHON, 1999).

Geralmente, a operação de usinagem, como a retificação, pode deixar a superfície trabalhada em um estado de tensão diferente ao desejado para o componente, mesmo que estas fiquem concentradas em uma camada fina na superfície. No entanto, estas tensões residuais podem ter influência significativa no comportamento mecânico da peça durante a sua vida útil.

As tensões residuais podem de tração ou compressão. Na maioria dos casos, a tensão residual de compressão é buscada nos processos de fabricação, pois elas diminuem os efeitos de tensões de tração aplicadas externamente e assim provocam o fechamento de possíveis trincas superficiais durante operação ou em funcionamento. A tensão de compressão é usualmente induzida por uma ação mecânica externa, a qual faz uma compactação da camada externa do material, no caso de processos de usinagem, esta ação é realizada pela aresta cortante da ferramenta de corte, na retificação especificamente, o grão abrasivo em contato com a peça. (BURAKOWSKI & WIERZCHON, 1999)

2.2 ASPECTOS TRIBOLÓGICOS NA RETIFICAÇÃO

A estrutura de uma operação abrasiva pode ser investigada pela correlação das informações sobre o atrito, desgaste e lubrificação do processo (MARINESCU *et al*, 2004).

Segundo Santos & Sales (2007), pode-se considerar como parâmetros tribológicos as seguintes variáveis:

- A geometria do corte;
- As condições da formação do cavaco;
- As propriedades dos materiais da ferramenta e da peça;
- O tipo de fluidos e a forma de aplicação.

E com os resultados dessas variáveis podem-se analisar os seguintes características:

- Força e potência de corte;
- Temperatura de usinagem;
- Avarias, desgaste e vidas das ferramentas;
- Integridade superficial da peça.

Os tópicos a seguir abordarão a influência destas características tribológicas nas operações de retificação

2.2.1 Formação de Cavaco

Para ilustrar passo a passo a formação do cavaco em materiais dúcteis, utiliza-se a figura 2.10

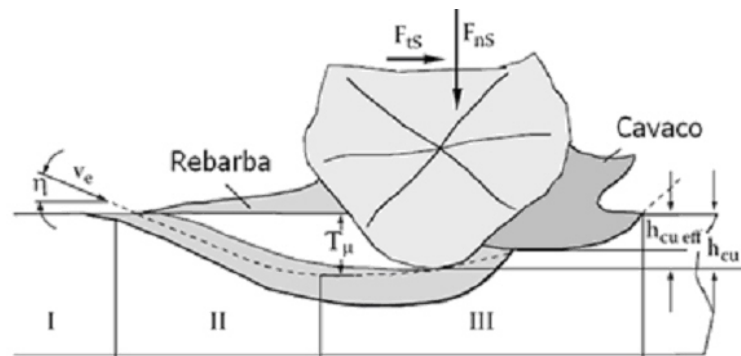


Figura 2.10 – Três regiões dos micro-fenômenos envolvidos no processo de formação de cavacos na retificação (KÖNIG, 1980 *apud* HASSUI, 2002).

- **Região I:** momento do primeiro contato entre grão abrasivo e peça. Nesta etapa ocorre apenas a deformação elástica contínua do material da peça, sendo que toda a energia fornecida ao processo é consumida pelo atrito, calor e deformações.
- **Região II:** nesta etapa os grãos abrasivos continuam penetrando na peça, proporcionando maiores deformações plásticas, inicia-se escoamento lateral (microsulcamento) e recuperação das deformações elásticas ocorridas no estágio anterior. A maior penetração dos grãos implica em maiores forças de atrito e desta forma, grande parte da energia continua sendo dissipada por deformações, atrito e calor.

- **Região III:** nesta fase a aresta de corte atinge um valor de penetração crítico, que por consequência gera uma pressão também crítica. Tal pressão é definida como sendo a pressão mínima para que ocorra a ruptura do material. Neste momento inicia-se a formação de cavaco e grande parte da energia passa a ser consumida no cisalhamento do material. Esta situação somente ocorre se a aresta de corte do grão penetra na peça a profundidade de corte que a espessura de cavaco não deformado h_{cu} , seja igual à profundidade de corte crítica T_{μ} (MARINESCU *et al*, 2007)

De acordo com Wong & Doyle (1999), existem três principais tipos de cavaco na retificação: longo, irregular e esférico (Fig.2.11).

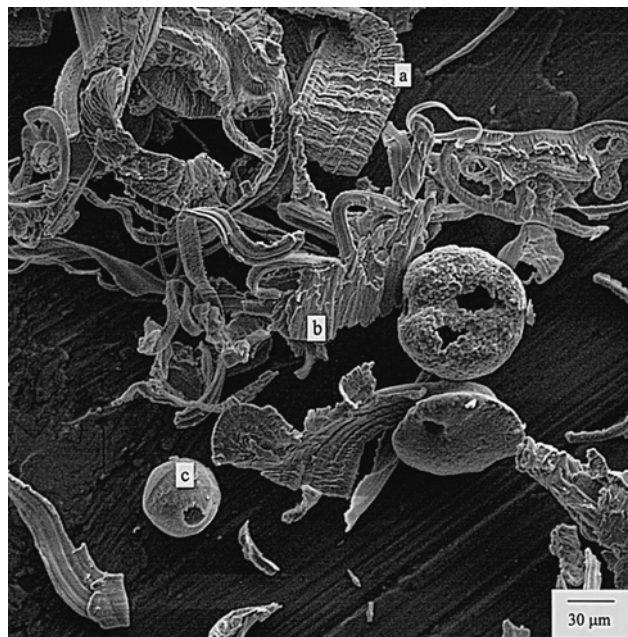


Figura 2.11 – Tipos de cavaco de uma operação de retificação do aço AISI 1055: (a) longo; (b) irregular; (c) esférico (WONG & DOYLE, 1999).

Depois de formado, o cavaco é removido da região de corte por meio das porosidades do rebolo, sendo posteriormente expulso da ferramenta pela ação da força centrífuga ou pela lavagem do rebolo realizados pelo fluxo do fluido de corte. Se os cavacos não forem eficientemente removidos das porosidades do rebolo, tem-se perda do poder de remoção da ferramenta, aumentando assim o atrito do processo, e por

consequência, causando incremento da temperatura na região de corte e também nos valores de rugosidade superficial da peça (CHEN & ROWE, 1995 *apud* HASSUI, 2002).

2.2.2 Danos Térmicos

A tendência atual de sempre buscar um aumento na produtividade nos processos de usinagem, cria-se a necessidade de se utilizar os parâmetros de corte cada vez mais elevados tais como as velocidades e os avanços. Mas infelizmente, este aumento sempre vem acompanhado de um aumento consumo de energia durante a usinagem (KRUSZYNSKI & WOJCIK, 2001).

O processo de retificação requer um alto gasto energia para remover material. Teoricamente, toda esta energia é dissipada como calor na região de corte onde o rebolo interage com a peça. Isto conduz à geração de altas temperaturas a que podem causar vários tipos de danos térmicos, tais como queima da peça, transformação de fase da estrutura, alteração da dureza superficial, tensão residual superficial desfavorável, trincas na peça e no rebolo e redução da resistência a fadiga (MALKIN & GUO, 2007). Em razão desta geração de calor, o uso de fluidos de corte na retificação se faz necessário, pois ajudam a prevenir estes danos térmicos a peça retificada. Eles reduzem a quantidade de calor produzido na região de corte e lubrificam a o contato de corte além de atuarem no atrito entre o rebolo e a peça (PÉREZ *et al*, 2008) (JIN & STEPHENSON, 2008).

As principais fontes de calor durante a retificação são: a interface grão abrasivo/peça, a interface grão abrasivo/cavaco e o plano de cisalhamento entre peça e o cavaco (LIAO *et al*, 2005). O atrito na região de corte é o mecanismo de influência térmica na remoção de material, o qual faz se aumentar drasticamente a temperatura durante o processo (GU *et al*, 2004). Observe o esquema das principais fontes de calor na figura 2.12

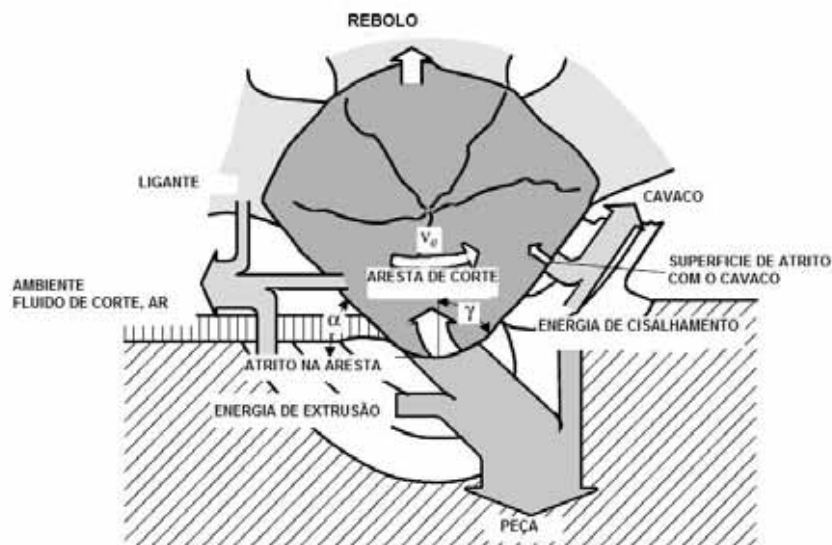


Figura 2.12 – Principais fontes de dissipação de energia na região de corte de operação de retificação (KÖNIG, 1980 apud MARINESCU *et al*, 2007).

Como já informado anteriormente, os danos térmicos resultantes da elevação da temperatura na região de corte são os grandes problemas enfrentados nas operações de retificação. Segundo Marinescu *et al* (2004) os principais danos provocados pelo efeito térmico são:

- **Queima ou Descoloração:** é um processo de oxidação da superfície da peça induzido pelo aumento da temperatura, geralmente, tende aparecer a partir dos 450°C. Segundo Nathan *et al* (1999) são considerados superfície de alta qualidade em peças retificadas aquelas que não apresentam marcas de queimas.
- **Amolecimento e retempera:** durante a usinagem de aços endurecidos, o aumento da temperatura na região pode trazer alteração na dureza na peça em razão dessa temperatura provocar mudanças na microestrutura do material na camada superficial da peça, tais como martensita não revenida ou um material com um revenimento não controlado. Isto ocorre devido à temperatura na região de corte alcançar a temperatura crítica de revenimento ou de austenitização do material. Essas mudanças descontroladas e indesejáveis de dureza na superfície do material podem induzir a formação de trincas e também prejudicar o desempenho da peça em sua vida útil, ou seja, a alteração

da dureza da peça pode comprometer sua característica mecânica impedindo que ela não corresponda às funções esperadas pelo projeto (ABRÃO & ASPINWALL, 1996).

- **Tensão residual e Trincas:** a deformação plástica térmica induzida pela a geração do calor é umas das maiores causas de tensão residual na retificação (MAHDI, 1996). Isto é, se a expansão térmica é suficiente para causar deformação plástica e o resfriamento subsequente promovido pelo fluido de corte conduzirá uma contração na superfície da peça que resultará em uma tensão residual. Portanto a mudança na microestrutura do material provocara diferença de volume de arranjo cristalino a qual provoca tensões de tração ou de compressão na superfície. Em casos extremos pode provocar formação de trincas na superfície da peça.

Desta forma, o controle em níveis aceitáveis da temperatura durante a retificação é importante para se obtenha peças com alta qualidade superficial e estrutural (CHANG & SZERI, 1998).

2.3 FERRAMENTAS ABRASIVAS

Existem registros do uso de ferramentas abrasivas há mais de dois milhões de anos atrás, os artefatos pré-históricos descobertos comprovam que nossos ancestrais dependiam de ferramentas produzidas por um processo de lascamento abrasivo para sobreviver (KRAR, 1994).

Os meios de produção atuais que utilizam a retificação é alcançar o menor custo de produção com qualidade e quantidade desejada de um componente de acordo com projeto (SALMON, 1992).

Em face dessa realidade, as ferramentas abrasivas têm sofrido grandes evoluções nos últimos anos, buscando atender processos cada vez mais exigentes no desempenho e por exemplo para máquinas mais potentes com maior faixa de velocidade de corte ao mesmo tempo economicamente viáveis com garantia de qualidade das peças usinadas.

Segundo Shaw (1996), existem dois principais grupos de ferramentas abrasivas: produtos ligados e produtos revestidos.

Os produtos ligados possuem um elemento ligante que mantém os grãos abrasivos unidos constituindo-se, assim, uma camada ou corpo abrasivo da ferramenta de corpo. Esta camada ou corpo abrasivo conta com uma porosidade que tem a função de prover espaço para o cavaco e o fluido de corte durante a operação de retificação. Podem-se citar como exemplo deste grupo é citado os rebolos vitrificados e os resinóides com grãos abrasivos convencionais ou superabrasivos.

Os produtos revestidos são constituídos de uma camada única de partículas abrasivas que revestem o substrato da ferramenta (papel, polímero, aço etc.). As partículas abrasivas ficam em distribuição mais afastadas do que o espaçamento encontrado nos rebolos ligados, isto amplia o espaço para a acomodação do cavaco. Geralmente este tipo de produto é utilizado para aplicações que exigem altas taxas de remoção de material. Ferramentas revestidas são geralmente lixas, rebolos eletrodepositados entre outros.

2.3.1 Rebolo

O rebolo é a ferramenta de revolução utilizada nos processos de retificação. Caracteriza-se por possuir grãos abrasivos ligados por uma matriz ligante formando uma camada ou um corpo abrasivo. Esses grãos formam arestas de corte de geometria indefinida e são responsáveis pela remoção de material. Pode-se defini-lo como um sistema trifásico, formado por grãos abrasivos, aglomerante e poros. Assim, seu desempenho está relacionado ao tipo e ao tamanho do grão abrasivo, as propriedades abrasivas do material ligante e ainda a porosidade do conjunto (MALKIN, 1989).

Rebolos destinados à retificação são fabricados com diversos tipos de grãos, dentre uma ampla faixa de tamanhos, combinados com diversos tipos de ligantes em composições distintas. Deste modo, estas ferramentas adaptam-se às diversas máquinas retificadoras e aos inúmeros trabalhos a serem executados, conduzindo a uma enorme diversidade de rebolos (MALKIN, 1989).

Os rebolos são usados para diversas propostas, as quais incluem operações de desbaste como o rebarbamento de peças fundidas, operações de *Cut-off* e além das operações de acabamento realizadas em retificadoras em geral.

Os rebolos são especificados por uma notação padronizada, em que constam dados sobre as principais características. Essa notação para rebolos com grãos superabrasivos é apresentada na Figura 2.13.

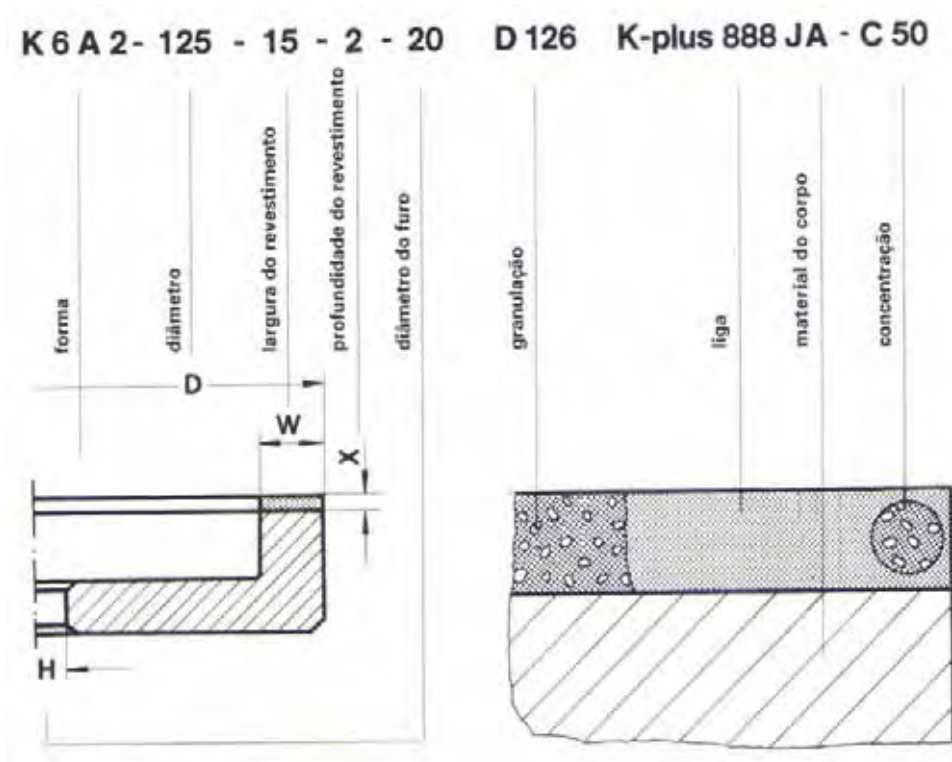


Figura 2.13 – Notação de especificação de rebole superabrasivo (WINTER, 2000).

2.3.1.1 Descrição e caracterização dos componentes do rebole

Neste item serão apresentados, com detalhes, todos os componentes que compõem um rebole.

2.3.1.1.1 Grãos Abrasivos

Os grãos abrasivos empregados em todas as operações de retificação são partículas refratárias duras e frágeis que podem ser classificadas de acordo com sua dureza ou composição química (SHAW, 1996).

A escolha de um abrasivo para uma aplicação em particular pode ser baseada nos testes de durabilidade envolvendo resistência ao impacto, resistência a fadiga de

compreensão, friabilidade dinâmica e a resistência ao lascamento os quais ocorrem sob a influência de tensão térmica (MARINESCU *et al*, 2004).

Segundo Malkin (1989), uma importante característica de um abrasivo é que ele seja mais duro do que o material a ser retificado. A dureza de um abrasivo é geralmente definida em termos de resistência a indentação estática como determinado por um teste de dureza Knoop. O método de medição de dureza Knoop consiste em realizar uma microindentação na amostra com uma ponta de diamante lapidada na forma piramidal sob cargas que podem variar de 25 a 300 gramas. O valor da dureza é definido pela medição da diagonal da marca produzida pelo diamante e relacionando-a com a carga utilizada. (STEMMER, 2005)

Outra característica essencial para avaliação de um abrasivo é a friabilidade. Para Marinescu *et al* (2004), friabilidade é a tendência da desintegração do grão em pequenos fragmentos sob pressão. Esta característica é em função da forma, integridade e pureza do cristal que formam o grão. Estas propriedades que são criadas em consequência do crescimento do cristal durante sua síntese.

Existem dois principais grupos de grãos: naturais e artificiais.

Os abrasivos naturais são aqueles extraídos diretamente da natureza, pode-se citar como os principais representantes deste grupo: coríndon, esmeril, quartzo e o diamante.

O segundo grupo, os abrasivos artificiais, iniciou o seu desenvolvimento no final do sec. XIX. Estes abrasivos possuem vantagens em relação aos abrasivos naturais, pois, eliminaram os problemas das impurezas e a inconsistência dos abrasivos naturais. Isto é, sua produção pode ser cuidadosamente controlada. Os principais representantes deste grupo são: diamante, nitreto de boro cúbico, carboneto de silício (SiC), alumina sinterizada, carboneto de tungstênio e óxido de alumínio (Al_2O_3) (KRAR, 1994).

Dentre estes abrasivos artificiais, tem-se a subdivisão em dois grupos: Convencionais e os Superabrasivos.

2.3.1.1.2 Abrasivos Artificiais Convencionais

Atualmente, existem vários tipos de abrasivos convencionais desenvolvidos para atender às diversas exigências das operações de retificação. No entanto, podem-se destacar

os dois abrasivos convencionais com maior aplicação atualmente na indústria: carboneto de silício e o óxido de alumínio.

O carboneto de silício tem uma dureza Knoop na faixa de 2500 a 2800 e tem grande friabilidade. Com a temperatura acima de 750°C, o carboneto de silício apresenta reações químicas quando em contato com metais com afinidade para o carbono, tais como ferro e o níquel. (MARINESCU *et al*, 2007)

O óxido de Alumínio é o abrasivo convencional mais empregado nas operações retificação atualmente. Ele é o mais duro dos óxidos e é possível encontrá-lo no mercado em diversas formas e tamanhos. Em 1900, Charles Jacobs funcionário da empresa Ampere Electro-Chemical Co produziu o primeiro óxido de alumínio sintético pelo processo de eletro fusão da bauxita (SHAW, 1996).

Os principais tipos de óxido de alumínio são: normal, semifriável, branco, rosa, monocristal, alta tenacidade e o grão produzido pela a tecnologia Sol-Gel (SG). De todos citados anteriormente, pode-se destacar o óxido de alumínio SG como a ponta da cadeia evolutiva dos óxidos de alumínio.

2.3.1.1.3 Superabrasivos

O maior avanço na tecnologia de retificação foi o desenvolvimento dos superabrasivos: diamante sintético e o nitreto de boro cúbico (cBN). Eles são especialmente adequados para a retificação difícil dos seguintes materiais: metais de difícil retificação (Difficult-To-Grind – DTG), super ligas, metal duro, cerâmicas e materiais compósitos. (KRAR, 1994)

Conforme Kopac & Krajnik (2006), os superabrasivos recebem este nome em razão de serem mais duros, mais resistentes ao desgaste e uma vida mais longa quando aplicados adequadamente no que se ao sistema de ligante comparados com abrasivos convencionais.

2.3.1.1.4 Diamante

A substância mais dura conhecida é o diamante, seja ele natural ou sintético. Ele pode penetrar em todos outros materiais. Nas operações de retificação, diamantes são utilizados de duas formas. A primeira é a utilização do diamante é como grão abrasivo nos

rebolos ou para operações de brunimento e lapidação. Na segunda aplicação, o diamante é empregado em operações de condicionamento do rebolo, ou seja, operações de dressagem. (MOLTRECHT, 1979)

Segundo Kopac & Krajnik (2006), indica-se a utilização do diamante como abrasivo para a retificação materiais como o metal duro, cerâmica, vidro, cermet, semicondutores, nitreto silicioso e materiais policristalino super duros. Não se recomenda a retificação do aço ou material ferroso com diamante em razão da afinidade química entre as duas substâncias.

Grande parte dos diamantes utilizados no setor industrial são sintéticos, pois, o custo do diamante sintético é bem menor do que um diamante natural. Diamantes naturais utilizados nas indústrias são geralmente aqueles rejeitados pelo mercado de joalheria, ou seja, estes diamantes rejeitados não atende o padrão de cor, forma, tamanho e defeitos cristalinos exigidos pelo mercado de jóias. A maioria destes diamantes rejeitos são utilizados em rebolos (grão menores) ou utilizados para a fabricação de dressadores de ponta única ou discos dressadores (grãos maiores) (MARINESCU *et al*, 2007)

2.3.1.1.5 Nitreto de Boro Cúbico – cBN

Segundo Salmon (1992), como um resultado do trabalho realizado para o desenvolvimento de um diamante sintético, a General Electric Company introduziu um novo abrasivo na indústria em 1969 com o nome comercial de Borazon, ou nitreto de boro cúbico (cBN) como é conhecido popularmente.

O cBN surgiu da pesquisa de uma substância lubrificante branca com uma estrutura atômica laminada hexagonal chamada de Nitreto de Boro Hexagonal (hBN) similar ao grafite, mas com átomos de nitrogênio e boro alternados. Nitrogênio e o Boro situam-se ao lado do carbono na tabela periódica e foi postulado que em altas temperaturas e pressões poderia converter HBN para uma estrutura cúbica similar ao diamante. Isto foi primeiro mostrado pelo grupo de cientistas de Wentdorf em 1957 (MARINESCU *et al*, 2007)

O cBN é um material sintético obtido através da transformação alotrópica do nitreto de boro hexagonal, mediante elevadas pressões e temperaturas, na presença de catalisadores, como metais alcalinos, antimônio, chumbo, lítio, magnésio e nitretos

(MARINESCU *et al*, 2004). Na figura 2.14 mostra alguns tipos de cBN disponíveis comercialmente.



Figura 2.14 – cBN: a – Tipo I; b- Tipo II – GE Superabrasives (KRAR & RATTERMAN, 1990).

Enquanto o diamante é a substância conhecida como de mais elevada dureza (6000 kg/mm^2), o cBN possui a segunda maior dureza conhecida, a qual é aproximadamente 4500 kg/mm^2 . No entanto, o maior interesse da utilização do cBN como abrasivo é por ele ser mais estável quimicamente que o diamante na presença do ferro. O cBN também muito mais refratário do que o diamante, e se apresenta estável até aproximadamente 1300°C , enquanto o diamante é estável até 800°C (SHAW, 1996)

Conforme Kopac & Krajnik (2006), por causa de sua alta dureza, resistência química e térmica, o cBN é perfeitamente adequado a retificação de alto desempenho. Ele oferece vantagens especiais na retificação de materiais DTG com altas ligas e dureza de 55HRc ou superior.

Segundo Marinescu *et al* (2007), outra importante característica do cBN é sua alta condutividade térmica. Em temperatura ambiente, a condutividade térmica é 200 a 1300 W/mK e a sua expansão térmica é aproximadamente 20% maior do que o diamante. Devido a esta característica, o cBN tende aquecer menos a peça, afetando menos a integridade superficial e proporcionando um acabamento superficial superior em relação aos abrasivos convencionais (KOPAC & KRAJNIK, 2006)

Apesar de custar muito mais do que um abrasivo convencional, o cBN promove a diminuição drástica da quantidade de operações de dressagem durante a operação de retificação em relação a um abrasivo convencional e fornece uma qualidade superior de acabamento nas peças (SALMON, 1992).

Para o emprego do cBN recomenda-se a utilização de máquinas com alta rigidez e que também possuam dispositivo dressador adequado ao rebolo utilizado. Recomenda-se trabalhar com velocidades de corte superiores aquelas aplicadas com rebolos com abrasivos convencionais. É importante também eliminar qualquer tipo de vibração que possa ocorrer durante a operação.

2.3.1.1.6 Tamanhos dos Grãos Abrasivos

Segundo Stemmer (2005), classificam-se os grãos pela norma americana ANSI Standard B74. 12-1977 “*Specification for Size of Abrasive Grain*”, a qual determina o tamanho do grão em mesh, isto é, determina a quantidade de furos por polegada linear da peneira na qual os grãos ficam retidos durante o processo de seleção.

A classificação do tamanho de grão é feita, segundo Malkin (1989), pelo método do peneiramento. Na figura 2.15 apresenta um esquema do peneiramento do grão abrasivo.

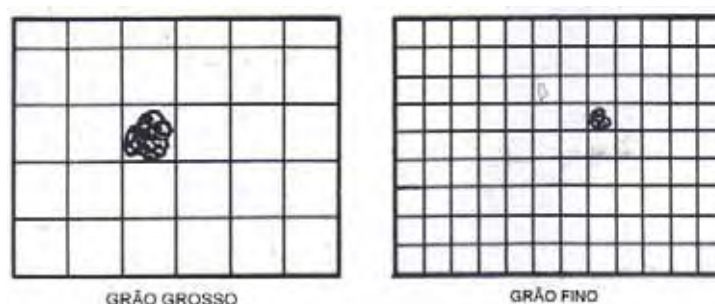


Figura 2.15 – Sistema de classificação de grãos abrasivos por peneiramento (KRAR, 1994).

Segundo Marinescu *et al* (2007), para grãos de diamante e cBN é usada para a classificação a Norma europeia FEPA (*Federation Europeene des Fabricants de Produits Abrasifs*) que especifica o diâmetro teórico do grão.

Segundo Diniz *et al.* (2003), rebolos com grãos grossos são recomendados para operações mais grosseiras, como as de desbaste. Já rebolos com grãos mais finos possibilitam a obtenção de acabamento superior, dentro de apertadas faixas de tolerância dimensional.

2.3.1.1.7 Dureza do Rebolo (Grau do Rebolo)

A dureza de um rebolo está relacionada à dificuldade de remoção dos grãos abrasivos de sua superfície, ou ainda, à dificuldade de proporcionar o rompimento entre o grão e o material aglomerante. Define-se como sendo a resistência do rebolo ao arrancamento das partículas abrasivas, ou seja, à resistência à tração do ligante (MALKIN, 1989).

Esta dureza é diretamente dependente das propriedades mecânicas do material aglomerante, pois se este possuir elevada resistência mecânica, e reduzirá a possibilidade de ruptura dos grãos abrasivos, devido à uma satisfatória acomodação dos impactos sofridos pelo rebolo. Além disso, uma elevada resistência ao desgaste do material aglomerante dificulta a remoção de grãos inteiros, pois desta forma a ancoragem dos grãos se mantém estável durante toda a vida do rebolo. Deste modo, observa-se que as características do material aglomerante são fundamentais para determinar a dureza dos rebolos (KING & HAHN, 1992).

Rebolos denominados moles são empregados na retificação de aços endurecidos tratados termicamente, enquanto rebolos duros são aplicados na usinagem de aços moles. Sob as mesmas condições de usinagem, rebolos duros tendem a gerar mais calor e vibração que os moles.

Isso acontece porque a alta resistência ao desgaste do ligante impossibilita a expulsão dos grãos, mesmo quando estes já estão “cegos” (grão quase sem arestas de corte), gerando superfícies planas de corte e aumentando, desta forma, o atrito do rebolo com a peça. A geração excessiva de calor se não controlada, pode provocar danos térmicos à peça, tais como desvios dimensionais e queimas superficiais como já citado anteriormente.

Por outro lado, rebolos moles sofrem auto-afiação durante o processo de usinagem. Isto ocorre devido à perda dos grãos “cegos, e conseqüente quebra de outros, gerando assim, novas arestas cortantes (KING & HAHN, 1992).

2.3.1.1.8 Estrutura do Rebolo

A estrutura do rebolo refere-se ao espaçamento entre os grãos abrasivos no rebolo. Quanto menor o número de poros, maior a quantidade de partículas abrasivas, menor o espaçamento entre elas, portanto mais fechada a estrutura. Da mesma forma, quanto maior o número de grãos, menor a quantidade de partículas abrasivas, mais aberta é a estrutura (DINIZ *et al.*, 2003). A figura 2.16 mostra três tipos de estrutura de rebolo vitrificado (fechada, média e aberta).

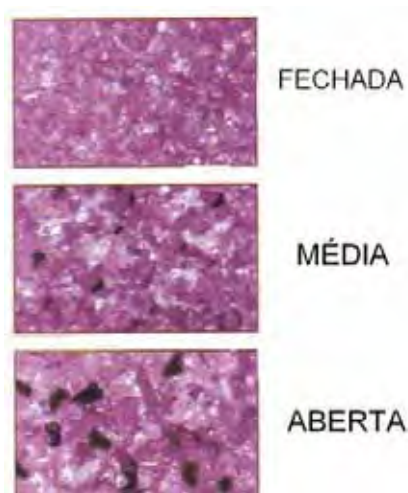


Figura 2.16 – Estrutura de um rebolo de óxido de alumínio rosa vitrificado (KREBS ABRASIVES, 2004).

De acordo com King & Hahn (1986) *apud* Hassui (2002) uma porosidade ideal é aquela capaz de estar suficientemente aberta para permitir a remoção do cavaco e a introdução do fluido de corte na região de corte, mas também suficientemente fechada para garantir um número mínimo de grãos abrasivos atuando na remoção do material.

Malkin (1989) ressalta que uma estrutura fechada apresenta maior número de grãos em contato com a peça durante o corte, fato que proporciona melhor acabamento, pois cada grão é responsável pela retirada de uma quantidade menor de material. No entanto, há tendência à queima da peça e ao empastamento do rebolo, devido à dificuldade de retirada do cavaco da região de corte.

2.3.1.1.9 Concentração

A concentração dos grãos abrasivos indica qual o percentual de grãos abrasivos que formam a camada abrasiva. A escolha de uma maior concentração implica maior quantidade de grãos atuando sobre a peça e um melhor acabamento superficial. Entretanto, os espaços entre os grãos tendem a ficar insuficientes, prejudicando a remoção de cavacos e pode aumentar as temperaturas e as forças de retificação (KOELSCH, 2003).

Embora os rebolos com altas concentrações de material abrasivo tenham vida mais longa e produzam acabamentos melhores com mais rapidez do que rebolos de baixas concentrações, em contrapartida eles também exigem maior potência para movimentar o grande número de arestas de corte em contato com a peça. Além disso, rebolos com altas concentrações de material abrasivo normalmente são mais difíceis de afiar e necessitam de sistemas especiais para perfilar o rebolo superabrasivo (KOELSCH, 2003).

2.3.1.1.10 Ligantes

A manutenção e fixação dos grãos abrasivos em um rebolo devem-se à ação de materiais ligantes. Estes compostos devem resistir às forças de retificação, às elevadas temperaturas, às forças centrífugas oriundas dos elevados níveis de rotação da ferramenta e ainda aos ataques químicos provocados por componentes dos fluidos de corte. Os ligantes são responsáveis por assegurar a rigidez do rebolo e manter as partículas abrasivas em posição (MALKIN, 1989).

Segundo Krar (1994), rebolos podem ser fabricados com seguintes ligantes: vitrificado, resínóide, borracha, shellac, silicatos, metálico e oxi-cloridos. Os superabrasivos utilizam fundamentalmente aglomerantes resínóides, metálicos e vitrificados. Em alguns casos, confeccionam-se rebolos por eletrodeposição, sendo uma camada de abrasivos depositada sobre o material interno do rebolo, o que dispensa a utilização de aglomerantes (MALKIN, 1989). A figura 2.17 apresenta a relação dos ligantes e sua velocidade de corte para a retificação

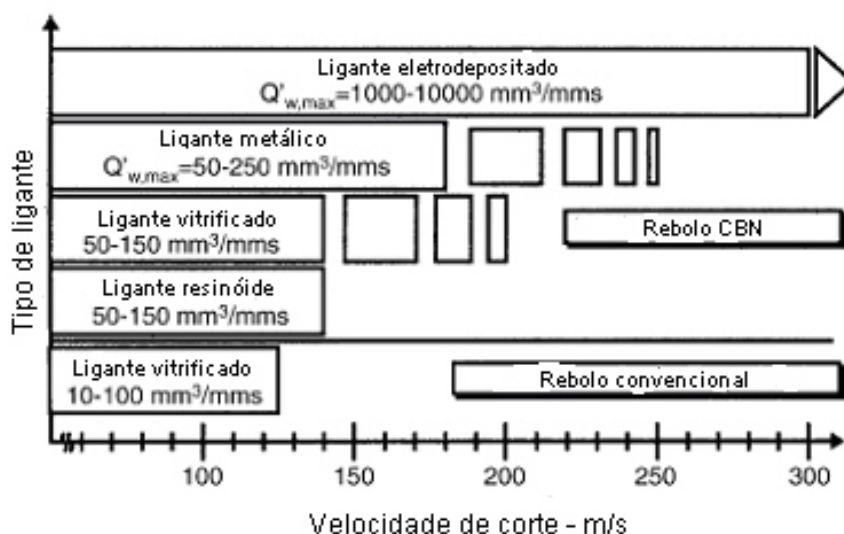


Figura 2.17 – Velocidade de corte (m/s) indicada para cada tipo ligante de rebolos (KOPAC & KRAJNIK, 2006).

Os ligantes vitrificados estão presentes em cerca de 50% dos rebolos convencionais, sendo utilizados principalmente para a execução de retificação de elevada exatidão, devido à sua elevada rigidez. Já os aglomerantes resinóides são aplicados em rebolos destinados à execução de desbastes, devido à elevada resistência mecânica e à capacidade de absorver impactos (MALKIN, 1989).

É essencial que grãos superabrasivos sejam embebidos em um aglomerante, para que possam suportar as forças de retificação e as temperaturas decorrentes na zona de corte. Além disso, um aglomerante deve prover suficiente espaço para remoção de cavacos (KOPAC & KRAJNIK, 2006).

Segundo Jackson & Mills (2000) a escolha do aglomerante deve ser feita considerando-se o tipo e tamanho do rebolo, as condições de trabalho, a vida do rebolo e ainda a relação custo/benefício de produção. As velocidades tangenciais de corte em que o rebolo deve operar são determinadas de acordo com o tipo do aglomerante, dependendo da resistência mecânica do mesmo. Além disso, os grãos abrasivos e os aglomerantes devem possuir coeficientes de dilatação térmica análogos. Isso é necessário para que não ocorra a formação de tensões internas durante o trabalho a elevadas temperaturas (Malkin, 1989).

2.3.1.2 Mecanismos de Desgaste do Rebolo e a Relação G

De acordo com Fathima *et al* (2003), o desgaste do rebolo é um processo complexo, o qual envolve a existência de vários eventos que provocam desgaste entre vários grãos e a peça.

Segundo Jackson & Mills (2004) e Tawakoli *et al* (2007), existem quatro distintos mecanismos de desgaste dos rebolos: desgaste abrasivo (formação de áreas planas e alisadas que aumentam a área de contato do grão com a peça), fratura das pontes ligantes, fratura dos grãos devido impacto de carga mecânica ou pela variação térmica e fratura na interface entre o grão abrasivo e a ponte ligante. A causa pode variar de acordo com os parâmetros de retificação, tipo da peça, ou mesmo tipo do fluido refrigerante.

Ainda de acordo com Tawakoli *et al.* (2007), as causas do desgaste do abrasivo podem também ocorrer por ataque químico de componentes do fluido de corte, por danos térmicos do processo abrasivo ou por desgaste mecânico de fricção (atrito), resultando na quebra do ligante, ou na fratura do grão, como ilustra a Figura 2.18.

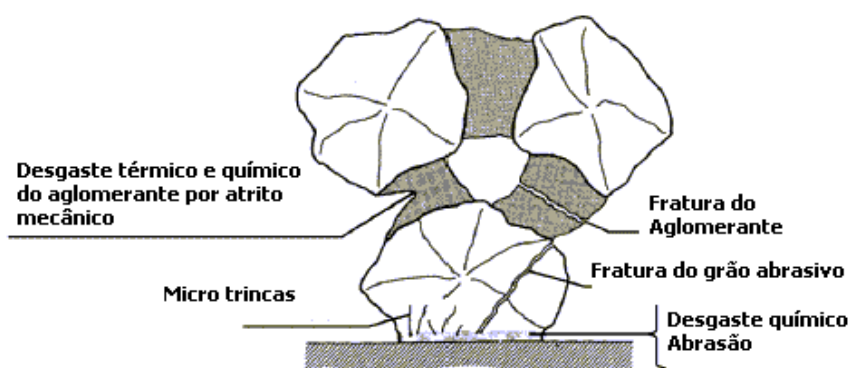


Figura 2.18 – Mecanismos de desgaste do rebolo (KÖNIG *apud* TAWAKOLI *et al*, 2007 adaptada).

Como consequência dos mecanismos de desgaste, os pontos cegos dos grãos abrasivos podem aumentar drasticamente a temperatura na região de corte provocando mudança da microestrutura da peça, reações químicas entre o grão e peça e o ligante e o fluido de corte e também adesão de material no rebolo. (JACKSON & MILLS, 2004)

A relação matemática usada para quantificar a resistência ao desgaste do rebolo durante a retificação é denominada Relação G que é expressa pela razão entre volume de

material removido da peça e volume de material removido do rebolo ou volume de rebolo gasto.

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (2.7)$$

Segundo Marinescu *et al* (2007), a relação G é um número adimensional com valores que podem variar a partir de <1 na retificação de alguns aços de baixa liga até 100.000 para retificação de aços com alta liga com rebolos cBN vitrificados.

2.3.1.3 Condicionamento e Topografia de Rebolos

O atrito e os elevados esforços existentes na interface peça/ferramenta causam desgaste das ferramentas de corte. No caso de um rebolo, tem-se uma modificação considerável de sua topografia, prejudicando a capacidade de remoção de material. É então necessário recondicionar o rebolo para retoma a operação de formar eficiente, recompondo a sua geometria (MALKIN, 1989).

Para tal, faz-se necessário uma operação de dressagem do rebolo. Conforme Marinescu *et al.* (2004), a operação de dressagem tem como objetivo restaurar a eficiência de corte da ferramenta. O desempenho de um processo de retificação é definido significativamente pelo condicionamento das ferramentas abrasivas (LINKE, 2008). Segundo Derkx *et al* (2008), várias pesquisas relacionada à qualidade e economia de operações de retificação de alta precisão está ligada ao condicionamento de rebolos. Mudanças na topografia do rebolo podem ajudar explicar os efeitos dos parâmetros no desempenho da retificação (CAI & ROWE, 2004).

Klocke & König (1995) definiram a operação de condicionamento como a geração de um estado no rebolo que atenda os requisitos do processo de retificação. O termo condicionamento engloba vários processos de preparo do rebolo. Por isso, é necessária uma distinção básica para entender todas as etapas, e assim o processo é dividido em três principais etapas: Truing, avivamento e limpeza. Os dois primeiros processos constituem o que é chamado dressagem.

Truing ou perfilamento é eliminação de erros geométricos do rebolo provenientes das deformações geradas durante a operação de retificação. O *truing* é responsável por transmitir a forma desejada para o rebolo, é denominado como macroefeito da dressagem. Já a operação de avivamento trata de criar novas arestas de corte capacitando o rebolo para o corte. Esta operação também recebe o nome de microefeito da dressagem. E a terceira operação citada anteriormente, limpeza, é uma consequência das operações de *truing* e avivamento, ou seja, essa operação realiza a remoção do cavaco, grãos e resíduos de ligante que ficam alojados nos poros do rebolo, deixando a superfície do rebolo livre de detritos.

O condicionamento trata-se de restabelecer uma topografia de corte eficaz ao rebolo. Durante o processo de retificação, a superfície da ferramenta é afetada por desgaste dos grãos e acúmulo de cavacos nos poros. Assim, quando a eficiência de corte é comprometida, deve-se dressar o rebolo, para que se obtenha uma microtopografia de corte de grãos efetiva, a fim de garantir corte efetivo qualidade superficial e geométrica desejados no projeto (MARINESCU *et al.*, 2004).

Mas o grande problema nas operações de condicionamento de rebolos ainda é encontrar um método para determinar a frequência necessária de interrupção da retificação para a dressagem para obter o máximo rendimento do rebolo, pois, atualmente a operação de condicionamento é fortemente dependente da experiência e habilidade do operador (KIM & AHN, 1999). Existem alguns modelos desenvolvidos em pesquisas em retificação, que buscaram alguma automatização e diminuição da dependência do fator humano em operações de dressagem, como a proposta por Chen *et al* (1998), na qual monitoravam a potência elétrica consumida durante o processo de retificação de aço temperado com rebolo de óxido de alumínio e determinaram-se limites de consumo de potencia para encontrar o intervalo ideal para dressagem. Porém, este modelo apresentou limitações ao ser aplicado em a operações com rebolos e dressadores diferentes dos testados na pesquisa destes outros.

2.3.1.3.1 Ferramentas de Dressagem e Parâmetros de Dressagem

Existem duas maneiras de executar uma operação de dressagem, podem ser executadas manualmente ou controladas por um comando numérico em retificadoras CNC. Para a realização do processo de dressagem há diversos tipos de ferramentas disponíveis no mercado. Podem-se citar como as principais opções os dressadores estáticos de diamante de

ponta única, dressadores estáticos de diamante de múltiplas pontas (aglomerados ou do tipo *fliesen*), discos dressadores e *crush rollers*.

Os dressadores estáticos de ponta única ou múltiplas são geralmente empregados em operações manuais, possuem baixo custo de aquisição, porém não oferecem muita flexibilidade em operações de perfilamento.

Os discos dressadores e os *crush rollers* (rolos de *crush*) são na grande maioria utilizados em retificadoras CNC e possuem alto custo de aquisição. Esses dressadores são utilizados nas operações conhecidas como dressagem rotativa. Segundo Klocke & König (1995), os discos dressadores são os mais indicados para perfilamento de rebolos em retificadoras que são utilizadas para usinagem de diversos tipos de perfis, ou seja, onde geralmente necessita a troca do perfil do rebolo a cada lote, pois, uma vez controladas por CNC, as retificadoras podem dressar diversos tipos de perfis utilizando somente um tipo de dressador. Diferente dos *crush roller* que são indicados para a fabricação de grandes lotes ou para retificadoras dedicadas a produção um único produto, pois, os *crush roller* não permite mudança de perfil, mas, em contrapartida, executam uma operação de perfilamento em tempo muito menor do que os discos dressadores.

Os principais parâmetros de corte para dressagem com dressadores estáticos são (ver figura 2.19):

- a_{ed} - Profundidade de corte na dressagem ou incremento por passe;
- b_d - Largura do contato efetivo da ferramenta dressadora;
- S_d – Avanço do Dressador no sentido axial do rebolo;
- U_d – Grau de recobrimento de dressagem;
- V_{fd} – Velocidade de avanço de dressagem.
- A_{sd} – Área de dressagem

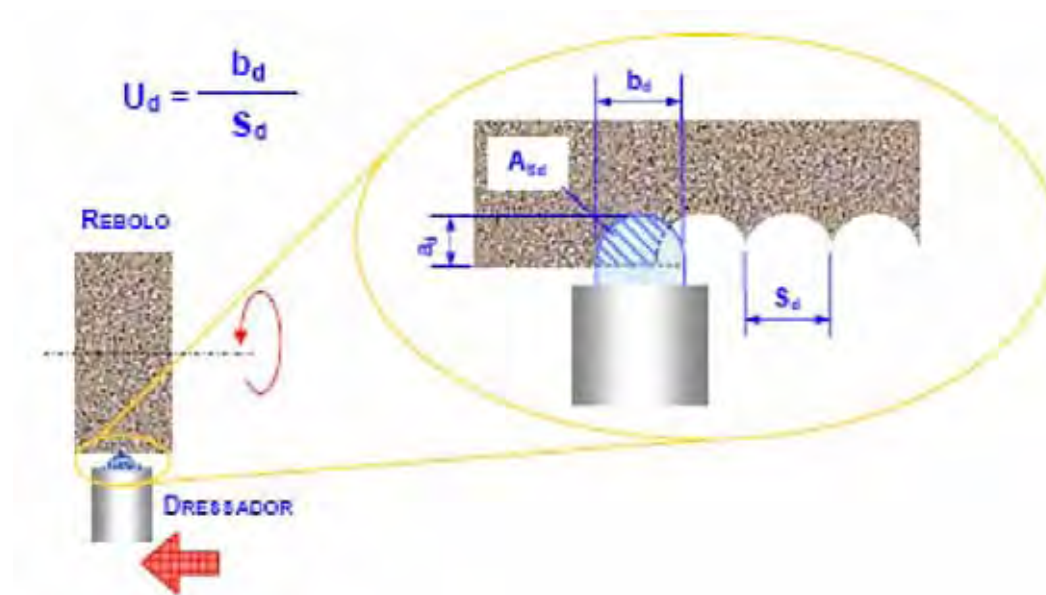


Figura 2.19 – Ilustração de um dressador estático e detalhes construtivos (BIANCHI, 2009).

O grau de recobrimento (U_d) é um parâmetro criado por König (1980) que relaciona os parâmetros de dressagem e a topografia do rebolo gerada nessa operação. O grau de recobrimento na dressagem com dressador estático determina quantas vezes um ponto da superfície do rebolo é recoberto pela largura útil do dressador (b_d), sendo s_d o avanço por volta do dressador. Essa relação pode ser expressa conforme Equação 2.8.

$$U_d = \frac{b_d}{s_d} \quad (2.8)$$

Os resultados obtidos por König (1980) mostraram que quanto menor o grau de recobrimento (sendo o valor mínimo igual a um), maior a agressividade do rebolo, fato que prejudica a qualidade superficial da peça, mas favorece a remoção de grandes quantidades de material.

2.4 FLUIDOS DE CORTE

Nesta sessão será comentada a revisão bibliográfica temas referentes ao uso de fluidos de corte no processo de retificação como a função dos fluidos, classificação, manutenção, cuidados e formas de aplicação.

2.4.1 A Utilização de Fluidos de Corte nos Processos de Usinagem

Durante a formação do cavaco, o calor gerado ao longo do plano de cisalhamento primário e secundário, bem como calor produzido pela aresta de corte será dividido ou particionado em frações que serão absorvidas pelo cavaco, ferramenta, fluido de corte e pela superfície do material usinado. Em geral, pode-se dizer que aproximadamente 75% do calor gerado nos processos de usinagem são provenientes de deformações e 25% oriundos do atrito da região de corte. Deste calor gerado, cerca de 80% é dissipado pelo cavaco, 10% é dissipada pela ferramenta e outros 10% é absorvido pelo fluido de corte (BYERS *et al*, 2006).

Para diminuir o calor gerado e melhorar condições de corte (reduzir atrito na zona de corte) nos processos de corte, utilizam-se fluidos de diferentes tipos, conhecidos como fluidos de corte. El Baradie (1996) reforça a utilidade deste agente nos processos de usinagem ao afirmar que a redução na temperatura faz com que o desgaste da ferramenta seja menor, tendo a ferramenta uma vida útil maior.

Assim, a redução de temperatura no sistema ferramenta/cavaco/peça ou região de corte pode ser feita conduzindo-se o calor para fora da zona de corte pelo meio da lubrificação adequada da interface cavaco/ferramenta. Quando aplicados de maneira apropriada, os fluidos de corte podem aumentar a produtividade e reduzir custos, possibilitando o uso de maior velocidade de corte, maior taxa de avanço e melhor profundidade de corte. Dessa maneira, a aplicação efetiva fluido pode também aumentar a vida útil da ferramenta, reduzir a rugosidade superficial, melhorar a precisão dimensional e alguns casos diminuir a potência exigida durante o processo (EL BARADIE, 1996).

Segundo Bianchi *et al* (2004), o setor industrial conhece bem a vantagens da utilização dos fluidos de corte, mas nem sempre os utilizam-nos corretamente, conseqüentemente, perdas substanciais ocorrem durante o processo. Por isso, uma

aplicação adequada do fluido deve ser cuidadosamente preparada para atender as necessidades de cada tipo de operação de retificação. Aguiar *et al* (2007), mostraram em sua pesquisa em lubri-refrigeração na retificação que com uma escolha adequada do fluido e do método de aplicação pode-se reduzir significativamente a força de corte, rugosidade e o desgaste do rebolo.

Por outro lado, as aplicações dos fluidos de corte em processos de usinagem possuem alguns aspectos negativos, como impacto do descarte dos fluidos ao meio ambiente e riscos oferecidos à saúde de operadores de máquinas expostos ao contato direto com estes fluidos. Por estes motivos, as pesquisas na área de lubri-refrigerantes intensificaram-se com o objetivo de aperfeiçoar ao máximo o uso de fluidos de corte na indústria metal-mecânica. Os fatores levados em conta nos estudos são a análise dos custos relacionado aos fluidos de corte, questões ecológicas e preservação da saúde do ser humano (DINIZ *et al*, 2003).

Segundo Stanford & Lister (2002), com as exigências das certificações de qualidade, as empresas estão analisando alternativas para reduzir seu consumo de fluidos de corte e adotar métodos que permitam a reciclagem dos fluidos. Existem também algumas alternativas que procuram a eliminação completa dos fluidos de corte dos processos de fabricação. As considerações ambientais e da saúde das pessoas estão sendo colocadas como prioridade.

2.4.2 Funções dos Fluidos de Corte no Processo de Retificação

O processo de formação de cavaco na retificação ocorre através da ação de várias arestas de corte dos grãos distribuídos e orientados de forma aleatória na estrutura do rebolo. Esta remoção é acompanhada de um elevado consumo de energia. Durante as etapas de formação do cavaco (atrito, deformação plástica e cisalhamento), grande parte da energia gerada é convertida em calor elevando as temperaturas na região de corte. Se esta temperatura não for mantida dentro de níveis aceitáveis, verifica-se uma sollicitação térmica da peça, podendo haver o comprometimento da integridade superficial desta, através do surgimento de fissuras, distorções, tensões residuais elevadas e não-conformidades dimensionais (HRYNIEWICZ *et al.*, 2000). O atrito existente entre o grão abrasivo e a

superfície da peça e também entre o cavaco e o grão abrasivo são parcialmente responsáveis pela geração deste calor durante a retificação (MARINESCU *et al*, 2007).

Os fluidos de corte são aplicados na zona de retificação para atenuar a geração de calor. Com isso há uma redução do atrito na zona de corte, devido à ação lubrificadora do fluido. Isso faz com que se diminuam também os esforços e a potência de corte, pois parte do calor gerado é retirado dessa zona (refrigeração) (IRANI *et al.*, 2005, EBRELL *et al*, 1999).

Segundo Ebbrell *et al* (2000), os fluidos de corte possuem três funções principais quando aplicados ao processos de usinagem por abrasão. São elas: o resfriamento do material na zona de corte, remoção de detritos provenientes da usinagem e a lubrificação da aresta de corte do grão. No entanto, estas funções são somente alcançadas quando existe uma correta seleção de fluido e aplicação adequada dos fluidos de corte na região de corte.

Além das funções já colocadas, König & Klocke (1980) comentaram também que os fluidos de corte são responsáveis por formar um filme protetor contra a corrosão na máquina-ferramenta e na peça.

2.4.3 Classificação dos Fluidos de Corte

A interação entre fluidos de corte e o processo de remoção de material é uma área de pesquisas de interesse para as indústrias, pois, geralmente são realizadas comparações do desempenho de processos de usinagem com ou sem fluidos, levando-se em consideração o desgaste da ferramenta e a qualidade da superfície usinada. Mas, devido à grande variedade de operações, ferramentas, e combinações de parâmetros de corte, resultaram na evolução dos fluidos de corte em um conjunto complexo de óleos e aditivos. Essa evolução foi possível também pelo desenvolvimento de fluidos mais eficientes e ecologicamente mais viáveis (STANFORD & LISTER, 2002).

Cada fluido de corte possui características particulares, vantagens e limitações distintas. Por meio da distinção destas características é possível fazer uma classificação em três principais grupos de fluidos de corte. Segundo El Baradie (1996) esses grupos são: óleos de corte (integral ou aditivado); fluidos solúveis em água; gases e lubrificantes sólidos.

Gases e lubrificantes sólidos não apresentam as mesmas vantagens que os fluidos líquidos, devido à sua baixa capacidade penetração na região de corte e também da dificuldade de encontrar um método eficiente de aplicação.

2.4.3.1 Óleos de Corte

Segundo Novaski & Rios (2004), na categoria de óleos podem ser inclusos todos os compostos capazes de formar películas oleosas, lubrificantes e aderentes. Normalmente tais compostos são de origem mineral, vegetal ou sintético. Estas substâncias podem ser utilizadas no estado puro, ou ainda aditivado com aditivos polares e/ou aditivos químicos ativos ou inativos.

Os óleos minerais apresentam, em sua grande maioria, base parafínica, isto é, compostos aromáticos policíclicos, que se não forem destruídos durante o processo de formação do óleo de corte através de forte hidrogenação, porém, esses compostos podem causar câncer e dermatites (WEBSTER, 1995).

De acordo com Bianchi *et al.* (2006), estes óleos possuem excelentes propriedades lubrificantes, bom controle anti-ferrugem e longa vida útil. No entanto, eles apresentam menor poder refrigerante quando comparados com os fluidos de corte solúveis em água, devido ao seu calor específico ser cerca de metade em relação ao da água.

König & Klocke (1980) confirmaram em seus equipamentos que óleos minerais apresentam boas propriedades anti-corrosão e, devido ao refino, praticamente não apresentam contaminação. Além disso, estes necessitam também da adição de anti-espumantes para suprimir a formação de espuma em sua superfície no reservatório. Uma desvantagem destes óleos é a refrigeração relativamente baixa, devido à baixa condutividade térmica.

2.4.3.2 Fluidos Solúveis em Água

Os fluidos solúveis em água são principalmente utilizados para processos a altas velocidades, pois possuem melhor capacidade de refrigeração nestas condições. Esses fluidos são melhores também no resfriamento dos componentes, evitando distorções térmicas (EL BARADIE, 1996).

Esses fluidos são formados pela mistura de água e óleos, ou sais orgânicos e inorgânicos. Essas misturas variam entre emulsões e soluções dependendo da constituição básica do fluido de corte solúvel concentrado, da presença e da quantidade de emulgadores no concentrado (EL BARADIE, 1996). Segundo Diniz *et al.* (2003), emulgadores, também conhecidos como emulsificadores, são substâncias que reduzem a tensão superficial da água, com isso facilitando a dispersão do óleo na água, formando uma emulsão estável.

Dependendo da taxa de diluição e da constituição do concentrado do fluido solúvel, o fluido de corte pode apresentar uma refrigeração eficiente aliado a um moderado poder lubrificante, podendo portanto, ser empregado em operações gerais de usinagem e minimizando os efeitos negativos de origem térmica. Esse tipo de fluido de corte pode ser classificado em óleos emulsionáveis, fluidos químicos (sintéticos), ou fluidos semiquímicos (semi-sintéticos), conforme ilustra a Figura 2.20 (EL BARADIE, 1996).

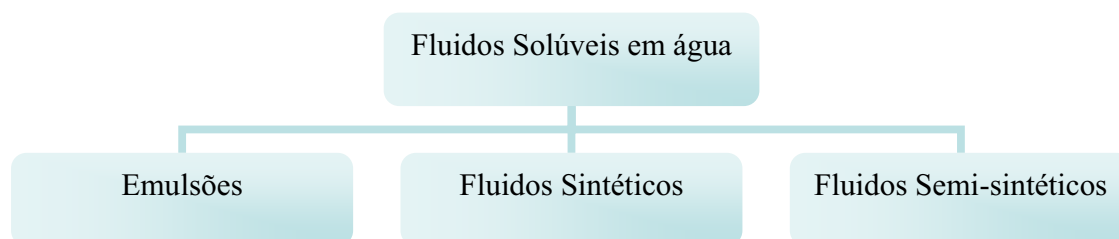


Figura 2.20 – Classificação dos fluidos solúveis em água (EL BARADIE, 1996 adaptada).

2.4.3.3 As Emulsões

As emulsões são compostos por óleos e água. Como estas duas substâncias não se misturam (imiscíveis), trata-se então de água com partículas de óleo em seu interior. Esse estado somente é obtido com a adição de emulsificadores, que são substâncias que contêm materiais tensoativos, os quais conferem a cada gotícula de óleo uma carga negativa. A repulsão entre as gotículas mantém a estabilidade da emulsão (BIANCHI *et al.*, 2004). Segundo Byers *et al.* (2006), a diluição das emulsões em água em operações de retificação variam de 1 a 20%, sendo que 5% é o nível de diluição mais utilizado nas operações de retificação.

Segundo El Baradie (1996), os óleos solúveis combinam as propriedades de lubrificação e anti-corrosão dos óleos com a excelente característica refrigerante da água. As vantagens em relação aos óleos de corte incluem a melhor extração de calor da interface peça/ferramenta, melhor limpeza da superfície de trabalho, economia resultante da diluição em água, e condições de trabalho mais saudável e segura. Como a desvantagem estes fluidos apresentam menor poder de lubrificação, não diminuindo de forma eficiente o atrito entre peça e ferramenta, assim como os fluidos semi-sintéticos.

Um grande problema relacionado às emulsões está relacionado à estabilidade biológica, pelo fato de que os agentes emulgadores transformam-se em fonte de alimento para bactérias aeróbias e anaeróbias, as quais em grande quantidade degradam o fluido, destruindo suas propriedades de refrigeração e lubrificação, tornando-o inutilizável. Para combater tal efeito indesejável aplicam-se biocidas ao fluido (NOVASKI & RIOS, 2004).

2.4.3.4 Fluidos Sintéticos

Os fluidos sintéticos são soluções químicas, constituídas de materiais (sais) orgânicos e inorgânicos dissolvidos em água, não contendo óleo mineral. São compostos monofásicos de óleos dissolvidos totalmente em água. Não há a necessidade da atuação de elementos emulsificadores, pois os compostos reagem quimicamente formando fases únicas (DINIZ *et al.*, 2003).

Em geral, estas substâncias permitem rápida dissipação de calor, bom controle dimensional, excelente poder detergente e boa visibilidade da região de corte, facilidade no preparo da solução e elevada resistência à oxidação do fluido e à corrosão. Os fluidos sintéticos apresentam elevada estabilidade microbiológica, não necessitando ser periodicamente descartado devido ao ataque de bactérias. Esta característica proporciona uma redução de tempo de máquina parada para limpeza e reabastecimento do reservatório (NOVASKI & RIOS, 2004; DINIZ *et al.*, 2003)

As desvantagens da utilização desta categoria de fluidos estão relacionadas ao baixo poder lubrificante, a formação de compostos insolúveis e de espuma para determinadas operações de usinagem, fatos minimizados com a adição de anti-espumantes e aditivos lubrificantes (BIANCHI *et al.*, 2004).

Stanford & Lister (2002) confirmam que esse tipo de fluido é resistente ao ataque de bactérias e proporciona excelente propriedade de refrigeração, apesar de possuir uma capacidade realmente baixa de lubrificação. Suas limitações incluem a necessidade de controlar a concentração de fluido, alterada por fatores como evaporação de água e formação de resíduos. Esses fluidos apresentam maiores custos de aquisição e descarte, devido à difícil tarefa de se separar esses compostos em fluido efluentes.

2.4.3.5 Fluidos Semi-sintéticos

Este tipo de fluido é uma combinação de fluidos sintéticos e emulsões de óleo em água. Eles são constituídos majoritariamente por compostos sintéticos, complementados por óleos emulsionáveis numa proporção que varia entre 5 e 30% do total do fluido. Assim, pode-se obter uma emulsão translúcida, composta por minúsculas partículas de óleo. Os fluidos semi-sintéticos combinam algumas das melhores qualidades dos sintéticos com os óleos emulsionáveis. As vantagens e limitações são semelhantes às daquelas dos fluidos sintéticos, com exceção de que os semi-sintéticos possuem melhor capacidade lubrificante. Além disso, apresentam melhor resistência à corrosão e ao ataque por microorganismos (EL BARADIE, 1996).

Os autores Stanford & Lister (2002) ressaltam que as características operacionais destes fluidos incluem remoção de calor mais rápida, resistência a bactérias, melhor poder lubrificante e resistência à corrosão, que os fluidos de origem sintética. No entanto, a capacidade de lubrificação dos fluidos semi-sintéticos é inferior à capacidade de óleos de corte e óleos emulsionáveis, embora estes sejam suscetíveis à contaminação e à formação de espuma em sua superfície.

2.4.3.6 Gases e Lubrificantes Sólidos

Lee *et al* (2002) em seus experimentos destacaram algumas vantagens da utilização de ar comprimido como fluido de corte uma delas é a boa remoção das impurezas da superfície do rebolo. Choi *et al.* (2001) apud Irani *et al.* (2005) reportaram que a aplicação de ar frio em processos de retificação conduziu resultados próximos à aplicação com fluidos líquidos para profundidades de corte bem pequenas. No entanto, surgiram tensões superficiais e a rugosidade superficial aumentou com o aumento da

profundidade de corte Isso foi atribuído à falta de lubrificação dos fluidos gasosos na região de corte. No entanto, o ar comprimido possui a vantagem de não oferecer risco algum ao meio ambiente e a saúde dos operadores como os outros fluidos utilizáveis nos testes.

Os lubrificantes sólidos mais utilizados para operações de usinagem de elevada severidade, eles podem ser grafite, o bissulfeto de molibdênio, alguns tipos de pastas, sabões e ceras. No entanto, no processo de retificação a aplicação destes produtos é limitada pelo fato destes impregnarem na superfície do rebolo durante a usinagem, inibindo a ação de corte da ferramenta (SHAJI & RADHAKRISHNAN, 2003).

2.4.4 Aspectos que Afetam a Estabilidade dos Fluidos de Corte Aplicados no Processo de Retificação

Segundo Stanford & Lister (2002), há comum consenso que a qualidade dos fluidos de corte depende de constante monitoramento. Como a concentração do fluido, presença de resíduos, índice de pH, contaminação por microorganismos, estabilidade da emulsão, e estabilidade de aditivos são fatores considerados de extrema importância para o desempenho dos fluidos de corte.

2.4.4.1 Aditivos

A definição de aditivo é a adição de produtos químicos aos lubrificantes para melhorar propriedades já existentes ou para introduzir novas propriedades ao lubrificante.

Todos os fluidos de corte, em caso de necessidade, são dopados com produtos químicos ou físicos que reagem nas condições de temperaturas e pressões com o material da peça e com isso formam filmes lubrificantes protetores durante a usinagem. Distingue-se na aditivação para a melhoria da ação lubrificante entre: aditivos polares e aditivos de extrema pressão (EP) (KÖNIG & KLOCKE, 1980).

Aditivos do tipo extrema pressão são compostos que proporcionam maior resistência em operações severas de corte, isto é, esses óleos não vaporizam mesmo em pressões elevadas (DINIZ *et al.*, 2003). Segundo El Baradie (1996), aditivos EP conferem lubrificação mais estável na interface cavaco/ferramenta. Além disso, esses aditivos

produzem um filme protetor na superfície da ferramenta que impede a “soldagem” de cavacos na superfície da peça, minimizando a formação de arestas postiças de corte.

2.4.4.2 Acidez ou alcalinidade

Acidez ou alcalinidade de uma solução aquosa é medida através de seu pH. O valor dessa medição é um forte indicativo do nível de ataque bacteriano presente na emulsão e de aumento da corrosão desta, já que a acidulação ocorre devido aos subprodutos ácidos gerados no metabolismo desses microrganismos. Assim, o pH deve ser verificado diariamente. A faixa adequada para impedir a proliferação do crescimento bacteriano é entre 9 e 10,5 (RUNGE & DUARTE, 1990).

Desta forma, além de servir como referência para a determinação da acidez ou alcalinidade das soluções, o pH é um parâmetro capaz de determinar o nível de ataque bacteriano, sendo então de extrema importância mantê-lo sob inspeção diária (RUNGE & DUARTE, 1990).

2.4.4.3 Concentração

A concentração é outro importante parâmetro associado ao desempenho dos fluidos de corte. O valor ideal de concentração é fornecido pelo fabricante do produto, dependendo sempre da aplicação a qual a emulsão será destinada. É importante salientar que o limite inferior não deve ser ultrapassado, pois este limite refere-se à mínima concentração em que o fluido mantém suas propriedades lubrificantes e anticorrosivas. Esta concentração é dada em termos da proporção entre a quantidade de fluido de corte solúvel concentrado e a quantidade de água a ser adicionada, definido como taxa de diluição (RUNGE & DUARTE, 1990).

2.4.4.4 Qualidade da Água

Para El Baradie (1996), é sempre desejável que o laboratório determine a quantidade de ácidos orgânicos e minerais presentes na água, bem como a sua dureza, definida em função dos sais dissolvidos na mesma, sendo os principais: cálcio, magnésio e o ferro.

A utilização de água dura no preparo de emulsões pode levar à formação de compostos insolúveis, resultado da combinação de cátions de cálcio, magnésio e ferro com sabões, agentes umectantes e emulgadores, reduzindo a reserva de inibidores de corrosão e biocidas, obstruindo as tubulações e formando depósitos aderentes na máquina operatriz. Portanto, se a dureza da água for excessivamente elevada, deve-se fazer um pré-tratamento da mesma, abrandando tal dureza por deionização ou por osmose reversa (RUNGE & DUARTE, 1990).

2.4.4.5 Controle Microbiológico de Emulsões

Segundo Bianchi *et al.* (2004), o controle microbiológico de emulsões é fundamental, pois as emulsões podem sofrer diversos tipos de contaminações. A contaminação por bactérias anaeróbicas e aeróbicas resulta em redução do pH, irritação na pele, mau cheiro, e corrosão do composto, podendo levar à quebra da emulsão, com a formação de camadas de óleo sobrenadante e, como consequência, diminuindo a eficiência do fluido. Quando a contaminação é por fungos resulta em formação de camadas sobrenadantes de óleo, entupimento de filtros e tubulações. A contaminação pode ocorrer por líquidos estranhos, acarretando maior desgaste da ferramenta, entupimento dos filtros e formação de névoa de óleo.

Dentre os diversos tipos de contaminação citados anteriormente, o ataque bacteriano é o principal responsável pelo descarte prematuro de uma emulsão. Isto ocorre devido ao fato das bactérias usualmente necessitarem de água para crescer e se proliferar o que é favorecido já e sua entrada nos reservatórios ocorre facilmente por meio da água usada na emulsão, do ar, do contato com as mãos dos operadores e dos elementos da máquina (RUNGE & DUARTE, 1990).

A obtenção de uma emulsão estéril seria praticamente impossível. Logo, a solução viável para o problema é o monitoramento do número de bactérias, o qual pode ser feito por meio dos seguintes métodos:

- Biocidas (aplicação é eficiente e amplamente utilizada);
- Radiação gama (método eficiente, no entanto requer cuidados especiais durante a aplicação);
- Pasteurização (processo de custo elevado);

- Microondas (método bastante efetivo).

Os biocidas são definidos como substâncias ou misturas químicas que inibem e controlam o desenvolvimento de microorganismos, como bactérias, algas e fungos (EL BARADIE, 1996). A adição de biocidas não deve ser realizada somente quando for detectada a degradação ou a deterioração do fluido de corte, pois isso acarretará na diminuição da proteção anticorrosão. O pH pode diminuir até atingir níveis inadequados de forma que é necessário adicionar materiais que o elevem, e materiais anticorrosivos, resultando em emulsões de baixa qualidade (apenas aceitáveis)

De acordo com Runge & Duarte (1990), os biocidas devem possuir as seguintes características: largo espectro antimicrobiano, ação biocida rápida, tolerância à presença de materiais orgânicos e inorgânicos, elevada estabilidade térmica, boa compatibilidade com outros materiais, nenhuma influência nas propriedades refrigerantes e lubrificantes dos fluidos de corte, baixa influência sobre o pH, solubilidade no fluido de corte concentrado, odor aceitável, compatibilidade com a pele humana, degradabilidade biológica e economia.

2.4.4.6 Manutenção dos fluidos de corte

Geralmente, utilizam-se sistemas de filtragem para manter os fluidos de corte livres de cavacos ou outros contaminantes físicos e por isso, é necessário realizar um análise cuidadosa dos contaminantes presentes nos fluidos de corte para que se possa aplicar o sistema de filtragem disponível, e assim para alcançar o efeito desejado (Byers et al, 2006).

Em caso de contaminação bacteriana do fluido, procedimentos padrão de limpeza devem ser tomados antes, durante e depois da colocação da nova carga de fluido de corte e . Isso pode ser feito através da utilização de biocidas e produtos de limpeza adequados, devidamente indicados pelo fabricante do fluido. Deve-se evitar a mistura de fluidos de corte de procedências distintas, pela possibilidade de incompatibilidade entre os mesmos. Como já citado, procedimentos referentes ao controle do pH, da concentração e da proliferação de microorganismos devem ser feitos periodicamente.

2.4.5 Procedimentos para descarte dos fluidos de corte

Segundo König & Klocke (1980), em decorrência das fortes pressões exercidas pelas leis ecológicas, o descarte dos resíduos de fluidos de corte ganha uma importância crescente no meio industrial. Sokovic & Mijanovic (2001) comentam alguns procedimentos para descarte de certos fluidos de corte.

Os óleos integrais podem ser vendidos para nova refinação ou podem ser regenerados pelo fabricante do fluido ou por companhias especializadas. Esse tipo de fluido pode ser queimado em caldeira, desde que de acordo com a legislação ambiental, isto é, este esteja no estado seco e isento de impurezas, com baixa concentração de enxofre e sem cloro.

Os fluidos de corte solúveis em água não podem ser descartados diretamente no sistema de esgoto. É necessário que se faça a separação do óleo e dos produtos químicos dissolvidos na água.

Os processos de descarte de emulsões podem ser divididos em químicos, físicos, físico-químicos. A seleção do procedimento depende do estado da emulsão, de sua composição e do custo envolvido. Todos estes processos possuem em comum os seguintes estágios: quebra da emulsão, separação do óleo e tratamento da água separada. A fase aquosa resultante, após sua neutralização, deve estar de acordo com a legislação para o posterior descarte. A fase oleosa separada é removida e tratada como um fluido integral.

Dentre os processos físicos mais utilizados estão a ultrafiltração e a quebra térmica. Na ultrafiltração a emulsão circula através de permeadores, os quais possuem membranas tubulares cujos poros controlados impedem a passagem das moléculas de óleo, efetuando a quebra da emulsão. Já no processo de quebra térmica, a separação da fase oleosa e aquosa dá-se por intermédio do aquecimento da emulsão e, conseqüentemente da evaporação da fase aquosa.

Nos processos químicos, adicionam-se sais para quebrar as emulsões, devido à degradação dos emulgadores. Essa reação química pode ser reforçada pela adição de sais metálicos. O óleo demulgado é retirado da superfície do fluido no reservatório de tratamento.

Nos processos físico-químicos, ocorre a quebra ácida com adsorção a quente, com ou sem estágio de separação mecânica. Além disso, a reação química é reforçada pelo aquecimento da emulsão.

A água separada é neutralizada, ocorrendo a precipitação dos sais usados para quebra de emulsão em forma de hidróxidos metálicos que adsorvem o óleo remanescente na água. A borra formada deve ser desidratada antes do descarte, podendo ser descartadas em depósitos especiais ou queimadas em instalações especializadas. Figura 2.21 ilustra uma esquematização do descarte de fluidos de corte.

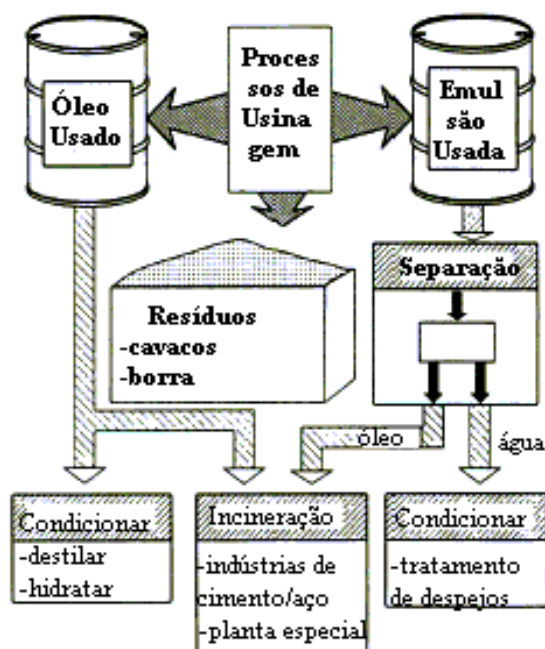


Figura 2.21 – Esquematização do processo de disposição de fluidos usados (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001).

2.4.6 Necessidade do Uso Racional dos Fluidos de Corte em Retificação

A retificação é um dos processos de usinagem mais antigos. Os homens pré-históricos se tornaram os primeiros retificadores quando descobriram que ao atritar materiais poderiam formar ferramentas e armas. As indústrias, atualmente, contam com métodos e técnicas de remoção de material muito sofisticado. Um desses métodos é a

retificação, caracterizada por remover material utilizando grãos abrasivos, e obter resultados de tolerâncias dimensionais precisas e qualidade superficial elevada. No entanto, um fator limitante neste processo é a geração excessiva de calor na interface de corte. Esse calor excessivo pode causar danos térmicos à peça, indesejáveis em um processo de acabamento. Assim, para diminuir a formação de calor, utilizam-se fluidos a fim de refrigerar e lubrificar a zona de corte (IRANI *et al*, 2005).

Nos processos de retificação o uso de fluidos de corte tem como função remover o calor excessivo formado no ato do corte, lubrificar a região em que este ocorre remover o excesso de cavacos formados, manter a ferramenta de corte (rebolo) limpa, e minimizar a corrosão dos materiais envolvidos (EBRELL *et al*, 2000; NGUYEN & ZHANG, 2003; TAWAKOLI *et al*, 2007).

No entanto, os fluidos de corte utilizados são substâncias perigosas para o meio ambiente. Seu descarte é consideravelmente alto e envolve procedimentos trabalhosos. Além disso, essas substâncias podem causar dermatites severas quando em exposição prolongada (NGUYEN & ZHANG, 2003). Segundo Machado & Wallbank (1997), pessoas expostas aos fluidos de corte podem ter contato com estes através da pele, pela inalação de vapores, ou mesmo pela ingestão de pequenas partículas. As conseqüências são dermatites, problemas nos sistemas respiratório e digestivo, e em alguns casos até mesmo câncer, devido à toxicidade dessas substâncias.

Como já informado, os fluidos de corte desempenham diversas funções no processo produtivo, e sua utilização resulta, na maioria das vezes, em maior vida da ferramenta e em melhor qualidade da peça usinada. Porém, o uso dos fluidos carrega alguns inconvenientes, como a dificuldade e alto custo da reciclagem e descarte, poluição ambiental, e doenças nas pessoas expostas. Devido a isso, estudos têm sido desenvolvidos estudado com o objetivo de evitar ou minimizar a utilização de fluidos de corte nos processos de usinagem. Busca-se realizar tal tarefa, sem se perder os benefícios que emprego desses fluidos proporcionam, principalmente com relação ao aumento da vida da ferramenta e melhoria da qualidade da peça (DINIZ *et al*, 2003).

2.5 MÉTODOS DE APLICAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE

Neste serão comentados as principais técnicas de aplicação de fluido corte nos processos de retificação e também os fatores que influenciam o desempenho desses métodos durante o processo de lubrificação e refrigeração nesta operação.

2.5.1 A Técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL)

Tawakoli *et al* (2003) afirmam que a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) destaca-se atualmente como uma tendência dentre os métodos de lubri-refrigeração empregados nos processos de usinagem em geral. Certa técnica é responsável por trazer benefícios para as indústrias aumentando sua competitividade no mercado, além de satisfazê-las em aspectos ecológicos e econômicos, dispensando toda a insalubridade e onerosidade envolvida com o descarte de fluidos convencionais.

Heisel et al. (1998) afirmam que a técnica de MQL atua como elo de ligação entre os métodos de lubri-refrigeração convencionais e a usinagem a seco. Estudos envolvendo a usinagem a seco mostram que a ausência de lubrificante torna-se inviável quando se leva em conta a vida da ferramenta, os esforços da máquina e a qualidade superficial da peça retificada. A técnica de MQL caracteriza-se na maioria dos casos como uma solução interessante a este problema, pois, combina a utilização de ar comprimido, responsável pela refrigeração, misturado a uma pequena quantidade de óleo, que lubrifica a interface de contato peça-ferramenta.

2.5.1.1 Definições da Técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação

Comprovando-se a tendência de preocupação ambiental relacionada a utilização dos fluidos de corte nos processos de usinagem, constata-se a grande ênfase dada à tecnologia ambiental, ou seja, a preservação do meio ambiente e a busca da conformidade com a norma ISO 14000. Por outro lado, apesar das insistentes tentativas de eliminar completamente os fluidos de corte, em muitos casos a refrigeração ainda é essencial para que se obtenham vida satisfatória de ferramentas e as qualidades superficiais requeridas. Isto é particularmente válido quando há exigência de tolerâncias estreitas e alta exatidão

dimensional e de forma, ou quando se trata de usinagem de materiais críticos, de corte difícil. Isso faz da mínima quantidade de lubrificante uma alternativa interessante, porque combina a funcionalidade da refrigeração com um consumo extremamente baixo de fluidos (geralmente $< 80\text{ml/h}$). Estas mínimas quantidades de óleo são suficientes em muitos casos, para reduzir o atrito da ferramenta e ainda evitar as aderências de materiais. A minimização de fluido de corte tem adquirido relevância nos últimos dez anos (Klocke *et al.*, 1998).

As limitações das operações a seco podem ser superadas, em muitos casos, através da introdução de sistemas de lubrificação em quantidades mínimas (*Near-Dry machining*) ou vazão reduzida, como a técnica de MQL, que age com base no princípio de utilização total, sem resíduos, aplicando fluxos de lubrificantes de 10 até no máximo 100ml/h a uma pressão de 4,0 a $6,0\text{ kgf/cm}^2$. Nesta tecnologia a função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração principalmente pelo ar comprimido. Esta pequena quantidade de fluido pode ser suficiente para reduzir o atrito no corte, minimizando desta forma, a taxa de calor gerado, mantendo a ferramenta dentro de uma faixa de temperaturas que não prejudiquem seu desempenho (KLOCKE & EISENBLÄTTER, 1997; HEISEL *et al.*, 1998).

Heisel *et al.* (1998) listam as vantagens da técnica de MQL em comparação com a refrigeração convencional, sendo as principais:

- Utilização de baixa quantidade de fluido de corte, dispensando a instalação de um sistema de circulação;
- Materiais de filtragem e reciclagem dos lubrificantes podem ser evitados;
- Os fluidos de corte consumidos no processo convencional aumentam a necessidade de manutenção e problemas de despejo e descarte;
- As peças obtidas no fim do processo se encontram quase secas, dispensando o processo de lavagem subsequente;

O reduzido teor de óleo misturado aos cavacos não justifica a sua recuperação;

A aplicação de biocidas, fungicidas e preservativos pode ser eliminada, já que a quantidade de óleo existente no reservatório é estimada para um turno de trabalho sendo, portanto, renovada constantemente impedindo que aja tempo para o ataque de microorganismos.

Heisel *et al.* (1998) observaram também que a utilização da técnica de MQL impede o surgimento de gradientes térmicos. No caso de fluidos convencionais, o calor da

superfície é retirado numa velocidade muito maior que em regiões mais próximas do centro, pelo fato da região superficial ser inundada pelo fluido. Estes gradientes são responsáveis por ocasionar modificações microestruturais heterogêneas, resultando na formação de tensões internas que irão degradar as propriedades mecânicas do material.

No entanto, a técnica de MQL apresenta algumas desvantagens frente à refrigeração convencional, como por exemplo, a necessidade de implantação de um sistema pneumático capaz de pressurizar o ar e outros equipamentos, tais como coifas e exaustores, responsáveis pela sucção de poluentes em suspensão no ar (KLOCKE *et al.*, 2000).

De acordo com Diniz *et al.* (2003), algumas desvantagens dos processos de mínima quantidade de fluido são a poluição ambiental, o consumo e o ruído. Cada uma delas é comentada a seguir:

- Poluição Ambiental – A pulverização levanta no ambiente atmosférico local muitas partículas de óleo que exigem cuidados especiais. Deve-se exigir então que a máquina seja totalmente vedada e possua um sistema de exaustão com controle de partículas;
- Consumo – A aplicação do fluido por névoa é considerado sem retorno, isto é, há total perda do fluido. Mesmo a baixos níveis de vazão, o consumo deve ser considerado. Em nível de exemplo, uma vazão de 10 ml/h, em 8 h/dia de trabalho durante três meses de 22 dias, faz com que sejam pulverizados mais de 5 litros de fluido. Alguns produtos sintéticos podem ter consumo muito inferior, quando utilizados em concentrações normais, como 5%. Esses produtos podem ter uma vida de utilização contínuo por períodos superiores a 6 meses. Mesmo considerando perdas, o consumo destes produtos nesse período será bem inferior ao caso de pulverização;
- Emissão sonora – Na pulverização é utilizada uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante todo o processo. Essas linhas de ar produzem muito ruído, normalmente com potência superior àquelas máximas permitidas para o a audição humana (80 dB). Além de afetar a saúde, o ruído polui o ambiente, prejudicando também a comunicação entre pessoas em um certo ambiente;

Neste sentido, Heisel *et al* (1998) recomendam o uso de óleos de viscosidade elevada com aditivos antinévoa, capazes de reduzir o número de partículas oleosas suspensas no ar atmosférico quando se utiliza MQF. Além disso, os óleos utilizados devem ser ‘ambientalmente corretos’, ou seja, isentos de solventes e de compostos que contenham flúor, mas que apresentem elevada capacidade de remoção de calor. Os óleos que melhor atendem tais requisitos são os de origem vegetal e por isso eles têm sido cada vez mais empregados.

2.5.1.2 Análise do Desempenho da Técnica de MQL nas Operações de Retificação

Hafenbraedl & Malkin (2001) aplicaram a técnica de MQL no processo de retificação cilíndrica interna de mergulho. Esta operação é de difícil execução pelo fato da zona de corte se localizar em uma região de acesso restrito, dificultando, desta forma, o posicionamento dos bocais de lubrificação e a remoção dos cavacos formados. Os corpos de prova foram feitos de aço AISI 52100 temperado, apresentando dureza média de 60 HRC. Utilizou-se como ferramenta abrasiva um rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3).

Estes autores reportaram o excelente desempenho lubrificante da técnica de MQL, apresentando resultados superiores aos do óleo solúvel convencional, utilizado como parâmetro de referência. Por meio deste trabalho observou-se que a utilização da técnica de MQL resultou em baixos valores de energia específica, reduziu a potência de retificação, conseguindo-se, assim, os menores valores de rugosidade superficial e ainda uma redução significativa do desgaste do rebolo, verificado por meio da obtenção de uma relação G mais alta. Os pesquisadores observaram ainda que a principal desvantagem da MQL foi ao resfriamento insuficiente da peça, causando dilatações térmicas e dificuldade com o controle dimensional.

Klocke *et al* (2000) constataram uma certa ineficiência da técnica de MQL no que diz respeito à qualidade superficial da peça usinada, que segundo tais autores está associada principalmente a dificuldade na remoção de calor da zona de retificação.

Silva *et al* (2004) empregaram a técnica de MQL na operação de retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido. Utilizaram-se

como ferramentas abrasiva um rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) e um superabrasivo de cBN. Além da técnica MQL, os pesquisadores empregaram o método de refrigeração convencional, caracterizado pela alta vazão e baixa pressão de aplicação, como meio de avaliar e comparar o desempenho de cada método de lubri-refrigeração.

Os resultados obtidos por Silva *et al* (2004) foram satisfatórios quando do emprego da técnica de MQL. Os valores de rugosidade média aritmética (R_a) e do desgaste diametral do rebolo sofreram sensível queda, comprovando a excelente capacidade de lubrificação do óleo da MQL. Observou-se também queda na força tangencial de corte e na energia específica quando comparados à condição convencional de lubri-refrigeração.

Tawakoli *et al* (2009), compararam um sistema MQL com a um sistema convencional e um condição sem lubrificação (a seco) numa operação de retificação plana, verificaram que a técnica MQL reduz consideravelmente as forças tangenciais de corte em razão da presença de lubrificante ao redor do rebolo que promovem uma redução de atrito de grão com a peça.

2.5.1.3 Classificação e Projeto de Sistemas de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL)

De acordo com Heisel *et al* (1998) e Klocke *et al* (2000) os sistemas de aplicação de fluido pela técnica mínima quantidade de lubrificação podem ser classificados de três formas distintas. A primeira delas consiste no sistema de pulverização de baixa pressão, em que o refrigerante é aspirado por uma corrente de ar e levado até a superfície. O segundo modelo utiliza bombas dosadoras com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de lubrificante até a superfície sem a presença de um fluxo de ar comprimido. Estes sistemas são utilizados em processos intermitentes. O terceiro, e o mais empregado sistema é aquele aplicado com pressão, no qual o refrigerante é bombeado através de uma tubulação distinta da do ar comprimido. Somente no bocal este refrigerante é misturado ao fluxo de ar e, então direcionado a interface de contato peça-ferramenta. Este modelo é bastante interessante pelo fato de permitir um ajuste independente das vazões de ar e de lubrificante. Outro aspecto positivo deste sistema se concentra no fato da mistura coaxial de refrigerante e ar no bocal prevenir em grande escala a nebulosidade.

Heisel *et al* (1998) elaboraram um modelo esquemático do sistema de mínima quantidade de lubrificação baseado no princípio de pressão, ilustrado pela Figura 2.22.

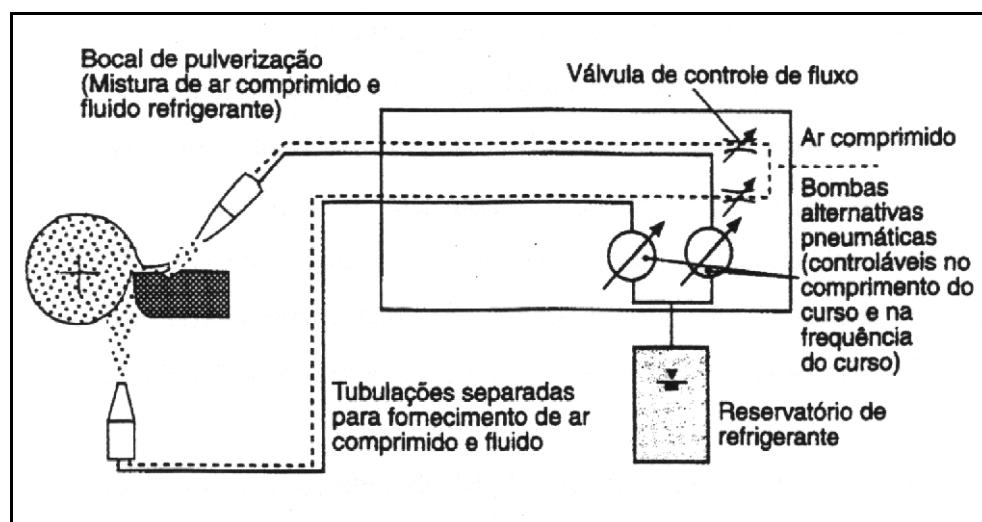


Figura 2.22 – Modelo esquemático de um Sistema de Mínima Quantidade de Lubrificação por pressão (HEISEL *et al.*, 1998).

Heisel *et al* (1998) atentam ainda para o fato de que os sistemas de MQL requerem um espaço muito pequeno para instalação, podendo ser fixado em diversas posições em varias partes da máquina-ferramenta. Deste modo, o sistema torna-se flexível podendo ser aplicado tanto na retificação quanto em outros processos de corte.

2.5.2 Método Convencional de Aplicação de Fluido de Corte

Segundo Ebbrell *et al* (1999), os fluidos de corte são utilizados freqüentemente no meio industrial de forma inadequada, gerando consideráveis desperdícios. O método convencional de aplicação consiste em aplicá-lo de forma abundante, a elevadas vazões e baixa pressão. A lubrificação e refrigeração dependem da entrada efetiva do fluido na região de corte entre a peça e o rebolo e dessa forma grandes volumes de fluido podem ser reduzidos pela otimização da aplicação, como por exemplo, na técnica de mínima quantidade de lubrificante.

A figura 2.23 mostra uma boca de um típico sistema de aplicação convencional de fluido de corte uma operação de retificação plana.



Figura 2.23 – Bocal de aplicação convencional de fluido de corte (MOLTRETCH, 1979).

2.5.3 Método Otimizado de Aplicação de Fluido de Corte

Webster (1999) reforça a importância dos fluidos de corte, utilizados para a melhoria do processo de retificação. De acordo com este autor, o fluido de corte fornece a lubrificação e a refrigeração na interface rebolo-peça, possibilitando a remoção de parte do calor gerado durante o corte, prolongando a vida útil da ferramenta, garantindo exatidão dimensional e geométrica da peça, através da redução de distorções térmicas e da tendência de entupimentos dos poros do rebolo durante a operação. No entanto, somente a quantia de fluido de corte que chega diretamente na região de corte pode contribuir para a lubri-refrigeração no ponto de contato.

Segundo Campbell (1995), é importante o desenvolvimento de uma forma otimizada de aplicação de fluido de corte no processo de retificação, principalmente com relação ao custo global envolvido. A aplicação incorreta de fluido de corte pode ocasionar queima e induzir uma tensão superficial indesejável, pois, uma inadequada penetração do fluido na região de corte dificulta a retirada do calor gerado. Esses fatores comprometem o desempenho e a qualidade do processo. Além disso, as principais funções do fluido (lubrificação, refrigeração e limpeza) são eliminadas.

A justificativa para a otimização do uso de fluidos de corte está em diminuir custos operacionais de produção, viabilizar as questões ecológicas, bem como as leis de conservação do meio ambiente e preservar a saúde do ser humano. O desenvolvimento de formas alternativas não nocivas de produção passa a ser de fundamental importância para a humanidade, uma vez que este procedimento ajudará a conter os atuais níveis de poluição (WEINGAERTNER *et al.*, 2000).

De acordo com Ebbrell *et al.* (2000), otimizar o processo de retificação aumenta a capacidade de lubrificação e refrigeração dos fluidos, promovendo melhor remoção dos cavacos, e menores dispersões na região de corte. Contudo, para tal é necessário um correto posicionamento dos bocais de aplicação.

Em relação aos métodos convencionais de aplicação, Guo & Malkin (1992) afirmam que a aplicação de fluidos de corte é pouco eficiente nesses métodos. A energia armazenada durante sua aplicação não é suficiente para vencer a força centrífuga do rebolo, ou mesmo penetrar na barreira de ar que o circunda em movimento.

Segundo Howes *et al* (1991), no momento da usinagem com refrigeração convencional há grande dispersão de fluido, o que resulta em elevadas perdas, e ineficiente aplicação. Assim, o tipo e o posicionamento do bocal são fatores de grande influência. Os autores também lembram que os fluidos de corte são considerados substâncias de risco, principalmente para os trabalhadores, podendo causar-lhes danos dermatológicos e respiratórios, fator este que realça a importância de se otimizar o uso dessas substâncias.

Segundo Webster (1995), a qualidade da peça e seu custo estão relacionados com a forma de aplicação do fluido de corte na região da interface rebolo-peça. Um jato que incida de forma direta sobre a região de corte é capaz de reduzir de forma significativa a temperatura nessa região. No entanto, para que isso ocorra é necessário que o jato possua uma velocidade ideal a operação, para que seja capaz de penetrar efetivamente na zona de corte. Os autores acrescentam que se deve levar em consideração a abertura geométrica do bocal, na entrada e na saída do fluido, bem como as superfícies internas. Se estas últimas forem superfícies côncavas, apresentarão melhor efeito, pois tendem a aproximar as lâminas de fluido que se formam no interior do bocal, diminuindo o efeito de turbulência. Assim, os autores concluem que o bocal deve ser projetado de forma a causar a menor turbulência possível durante a saída do fluido.

2.5.3.1 O Modelo Proposto por Webster

A necessidade de se aperfeiçoar o uso de fluidos de corte nos processos de retificação levou a inúmeras pesquisas e propostas de soluções. Uma interessante é a proposta de Webster.

Webster (1995) propôs um projeto de bocal que busca minimizar a turbulência da saída do fluido, e sobrepor a barreira de ar que envolve o rebolo em movimento. Um modelo de sua proposta é mostrado na Figura 2.24.

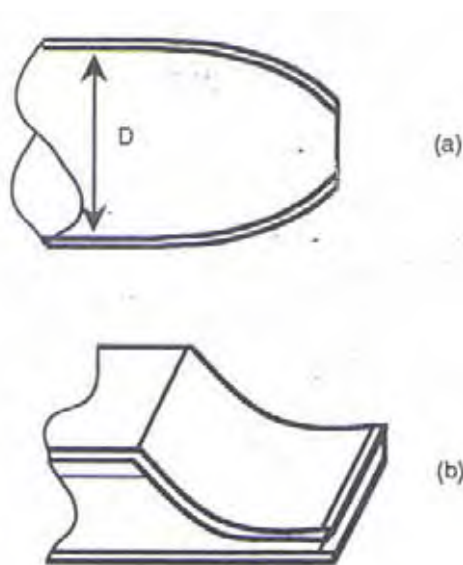


Figura 2.24 - (a) Modelo proposto por Webster (1995); (b) Modelo tradicional de bocal. (WEBSTER, 1995).

Segundo Irani *et al.* (2005) apud Webster *et al.* (2002), as vantagens desse tipo de bocal incluem a redução da turbulência do fluido de corte, maior velocidade do jato de fluido, e maior precisão no foco da zona de corte.

Irani *et al.* (2005) ainda acrescentam, com base nos trabalhos de Webster:

- O acabamento da superfície do bocal deve ser liso e côncavo;
- O bocal deve ter bordas afiadas na saída;
- O bocal deve ter uma elevada relação de contração, da entrada à saída;
- Quinas e mudanças bruscas no diâmetro do bocal devem ser evitadas;

- O desempenho não é muito sensível ao ângulo do bocal, contanto que o jato seja direcionado à região de corte;

Pode-se não haver necessidade de um bocal perfilado desde que haja um grande bocal redondo eficiente ou vários bocais redondos eficientes pequenos;

Uma tubulação reta colocada entre o condicionador de fluxo e a saída do bocal é necessária para provocar uma condição de velocidade e fluxo uniforme;

Rebolos de alta porosidade apresentam uma maior taxa de remoção de material quando usados fluidos à base de água em relação aos óleos integrais. Entretanto, quando se usa rebolos densos, o contrário é verificado.

Os bocais devem ser projetados de forma a ocasionarem a menor ocorrência possível de turbulência durante a saída do fluido. Muita importância é atribuída ao raio de contração, que expressa a razão entre os diâmetros de entrada e saída do bocal. Tal razão apresenta de maneira significativa a possibilidade de ocorrência de turbulência no bocal (IRANI *et al.*, 2005 *apud* WEBSTER *et al.*, 1995).

Segundo Webster (1999), a utilização de bicos convencionais não é adequada quando são utilizados fluidos à base de água. Estes fluidos sofrem grande dispersão e se perdem na região de corte, devido à barreira de ar gerada em torno do rebolo pela sua elevada rotação. Esta barreira de ar pode ser vencida, igualando-se a velocidade de saída do jato à velocidade periférica do rebolo.

No entanto, devido a um projeto não otimizado dos bicos convencionais, ocorre aumento da pressão da bomba. Para aumentar a velocidade de saída do fluido, conduz a um aumento na dispersão do jato, diminuindo a eficiência do mesmo durante a usinagem. Para se aproveitar o aumento da pressão da bomba, sem prejudicar a coerência do jato de fluido de corte, bocais com formatos otimizados podem ser utilizados na operação de retificação

2.5.4 Fatores de Influência

De acordo com Campbell (1995), existem alguns fatores que afetam diretamente a eficiência da aplicação do fluido de corte, como o tipo e a velocidade do fluido utilizado, o posicionamento, o ângulo de abertura, e o projeto do bocal, a utilização de um dispositivo para quebrar a barreira de ar que envolve o rebolo em movimento, e o tamanho dos grãos

abrasivos da ferramenta de corte. A Figura 2.25 apresenta os principais fatores de influência mais significativa na aplicação de fluidos de corte.

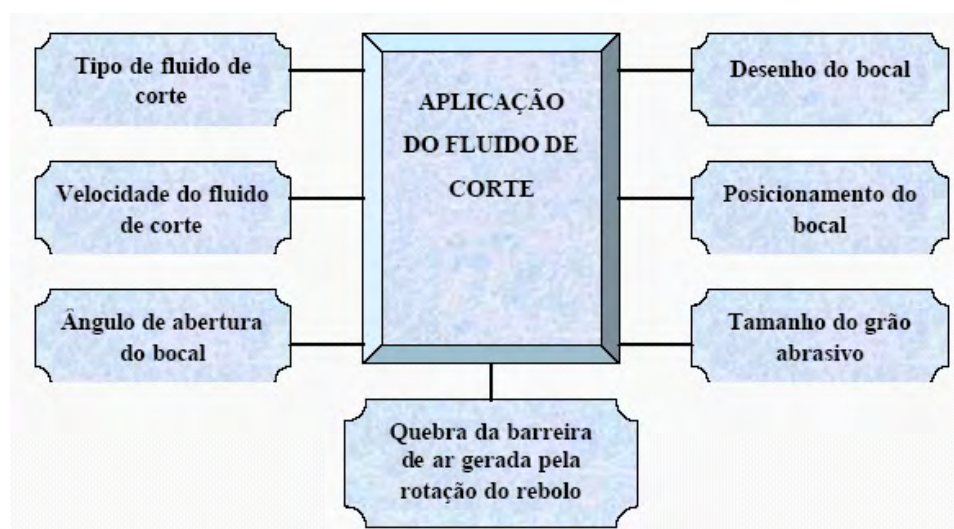


Figura 2.25 - Fatores que afetam a aplicação do fluido de corte (Campbell, 1995 - adaptada).

2.5.3.1 Posicionamento do bocal

Segundo Ebbrell *et al.* (2000), a correta aplicação do fluido de corte na região de corte possibilita o aumento da capacidade de lubri-refrigeração, facilita a remoção de cavacos, além de provocar menores dispersões dos fluidos na região de corte. Deve-se buscar atingir da melhor maneira possível a região de corte. No entanto, deve-se sempre levar em consideração o tipo e a posição do bocal, pois estes são fatores de elevada importância no processo de corte.

2.5.3.2 Tipo de fluido de corte

De acordo com Webster (1999), certo cuidado deve ser tomado ao utilizar fluidos de corte à base de água. Em comparação com os fluidos à base de óleo, os à base de água possuem baixa concentração de óleo, o que faz com que no momento de sua utilização ocorra grande dispersão do jato, quando utilizados bocais convencionais. Dessa forma, há a necessidade de grandes quantidade de fluido, maiores reservatórios, maior número de unidades de refrigeração, e bombas de alta potência.

2.5.3.3 Velocidade de saída do fluido de corte

Segundo Webster (1995), um jato de fluido incidindo diretamente sobre a região de corte é capaz de reduzir de forma significativa a temperatura na região. Entretanto, são necessárias altas velocidades do jato para que a penetração do fluido seja efetiva. De acordo com a pesquisa realizada pelo autor, a velocidade com que o fluido penetra na região de corte deve compreender um determinado valor, o qual minimize possíveis impactos entre o fluido e a ferramenta.

2.5.3.4 Geometria dos bocais

O projeto e a geometria dos bocais influenciam a qualidade e a eficiência da aplicação de fluidos de corte no processo. Vários autores sugeriram diferentes modelos e meios de se otimizar essa aplicação.

Segundo Silliman (1992), os métodos convencionais de aplicação de fluidos de corte no processo não são eficientes para remover o calor na região de retificação, pois os mesmos não alcançam efetivamente a região de corte, devido à rotação do rebolo, que gera um filme de ar em sua volta, responsável por expulsar o fluido. Para minimizar este problema, bicos especiais são necessários, como o proposto, apresentado na Figura 2.26.

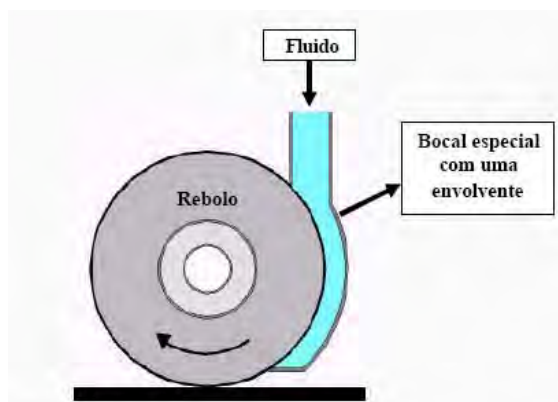


Figura 2.26 - Bico especial, com uma envoltente ao redor do rebolo (SILLIMAN, 1992 - adaptada).

Brinksmeier *et al.* (2001), com a intenção de minimizar a dificuldade de alimentação de fluido na zona de corte, propôseram um método de aplicação baseado na

utilização de bicos ejetores do tipo sapata, com elementos condutores, estes responsáveis por direcionar melhor o fluxo de fluido. A Figura 2.27 apresenta um esquema dos bicos injetores com elementos condutores do tipo radial, reto, tangencial, e sem elementos.

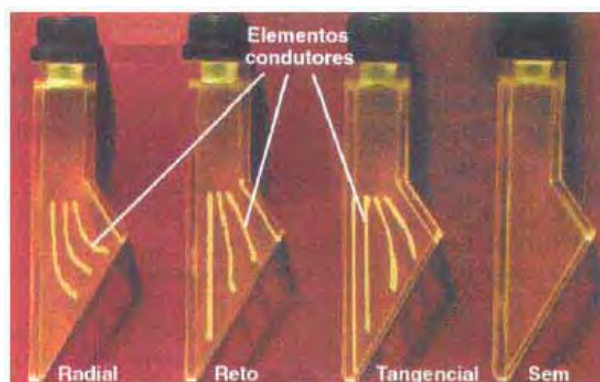


Figura 2.27 - Diferentes disposições dos elementos condutores no interior dos bicos de sapata (BRINKSMEIER *et al.*, 2001).

Neste tipo de bico, as diferentes geometrias dos elementos condutores, associadas com a velocidade de corte e vazão do fluido, influenciam as condições desfavoráveis de fluxo, como refluxos, separações de fluido e turbulências. A Figura 2.28 ilustra um exemplo da separação de fluxo ocorrida dentro do bico. Pode-se verificar a separação de fluxo na região “a”.

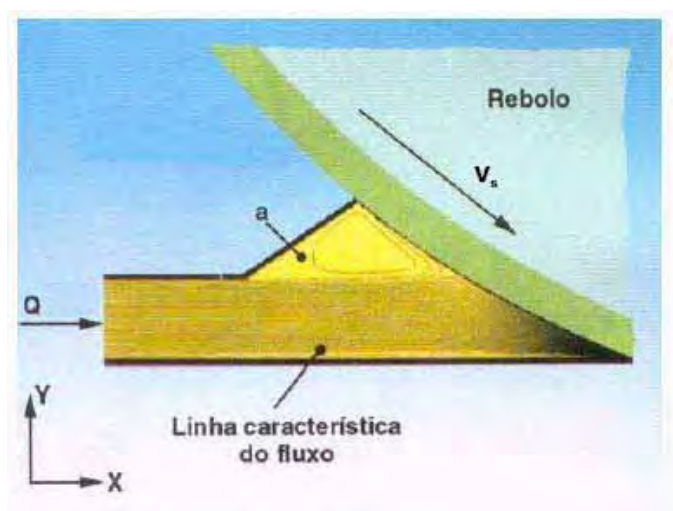


Figura 2.28 - Linhas características de fluxo (BRINKSMEIER *et al.*, 2001 - adaptada).

Segundo Ramesh *et al* (2001), a formação de uma cortina de ar ao redor do rebolo, dificulta e até evita a entrada de fluido de corte na zona de retificação. Para operações com a utilização de elevadas velocidades de corte, o efeito desta camada é ainda mais forte, sendo que a velocidade e a pressão do ar diminuem exponencialmente com o aumento da distância radial em relação à face do rebolo.

Propõem estes autores o uso de uma sapata refrigerante que cobre cerca de 60% da superfície do rebolo. A porção superior é construída com um bloco constantemente carregado para raspagem da cortina de ar, sendo que esta unidade é constituída de três orifícios. O orifício superior tem a função de barrar a camada de ar esquerda superior, formada internamente, enquanto o inferior é designado para gerar uma camada de fluido de corte e possibilitar a entrada do mesmo na zona de corte. Já o orifício mediano fornece o fluido de corte que conduz a formação de uma camada de fluido ao redor do rebolo.

Reduzindo ou eliminando o efeito da camada de ar, principalmente quando se trabalha com retificações de altas velocidades de corte, pode-se reduzir, por exemplo, as forças de corte em torno de 40% a 60% e os valores da rugosidade em torno de 10% a 20%. A Figura 2.29 ilustra a proposta de Ramesh *et al* (2001).

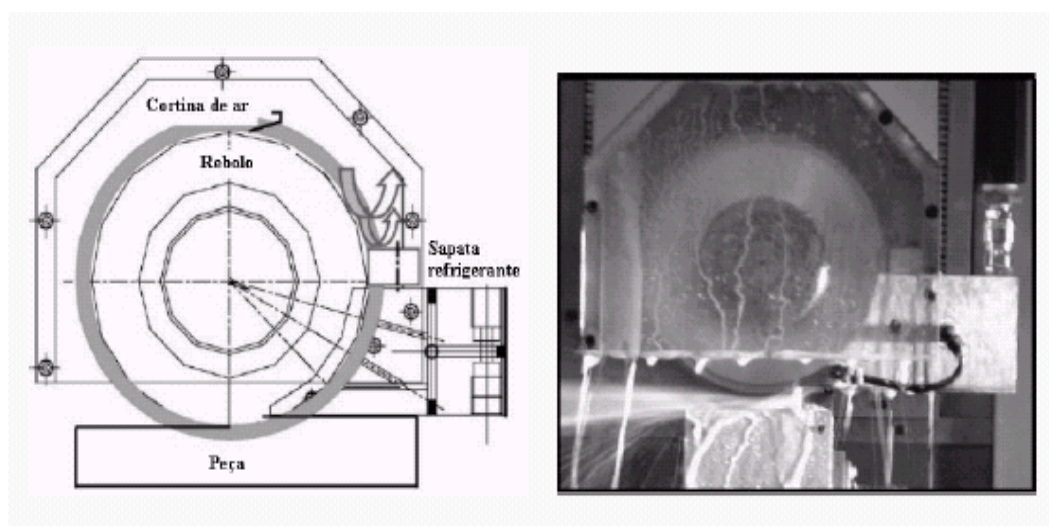


Figura 2.29 - Proposta de um bocal tipo sapata para atenuar os efeitos da camada de ar (Ramesh *et al*, 2001 - adaptada).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são apresentados os recursos materiais e procedimentos utilizados nesta pesquisa, ou seja, uma a descrição detalhada de todos os elementos utilizados nos ensaios e também as etapas de montagem e a regulagem do banco de ensaios como o ajuste dos parâmetros máquina de retificação plana e montagem e calibração dos três métodos de lubri-refrigeração, assim como explanações sobre as medições das seguintes variáveis de saída: força de corte, rugosidade e o desgaste diametral do rebolo.

Além das explicações sobre a metodologia das medições no banco de ensaio, serão comentados os procedimentos das medições de variáveis de saída que não foram realizadas no laboratório, em razão de que o laboratório não contar com os equipamentos necessários para realizar tais medições. Estas medições realizadas por terceiros são as seguintes: análise da superfície retificada via microscopia eletrônica de varredura (MEV), medição da tensão residual superficial e a medição da microdureza da região usinada.

3.1 PARÂMETROS DE CORTE E MATERIAIS UTILIZADOS

Neste item são detalhados os parâmetros utilizados no processo de retificação descrita como foi realizada montagem do equipamento e a regulagem dos parâmetros e dos materiais utilizados nos ensaios.

3.1.1 Parâmetros de corte

Os parâmetros de entrada usados na operação de retificação plana foram os seguintes: velocidade de corte (V_s), velocidade da peça (V_w) e a profundidade de corte (a_e). Apenas o parâmetro profundidade de corte não foi mantido constante nos teste. Com essa variação foi possível simular condições de acabamento e desbaste na operação de retificação plana e assim analisar o desempenho dos três métodos de aplicação de fluidos de corte testados nesta pesquisa, os quais são: convencional, MQL e otimizado.

A velocidade de corte foi ajustada em 32m/s. a qual segue a orientação do fabricante da ferramenta, que recomenda a faixa de 30 a 50m/s.

A velocidade de peça foi fixada em 1,98m/min, este valor foi escolhido após realização de ensaios preliminares, pois, esta velocidade mostrou-se ser a mais estável, com

mínimo de vibrações e ausente de outros fatores que pudessem comprometer os resultados relativos a influência dos métodos de lubri-refrigeração. A seqüência do ensaios realizado neste trabalho está a apresentada na figura 3.1.

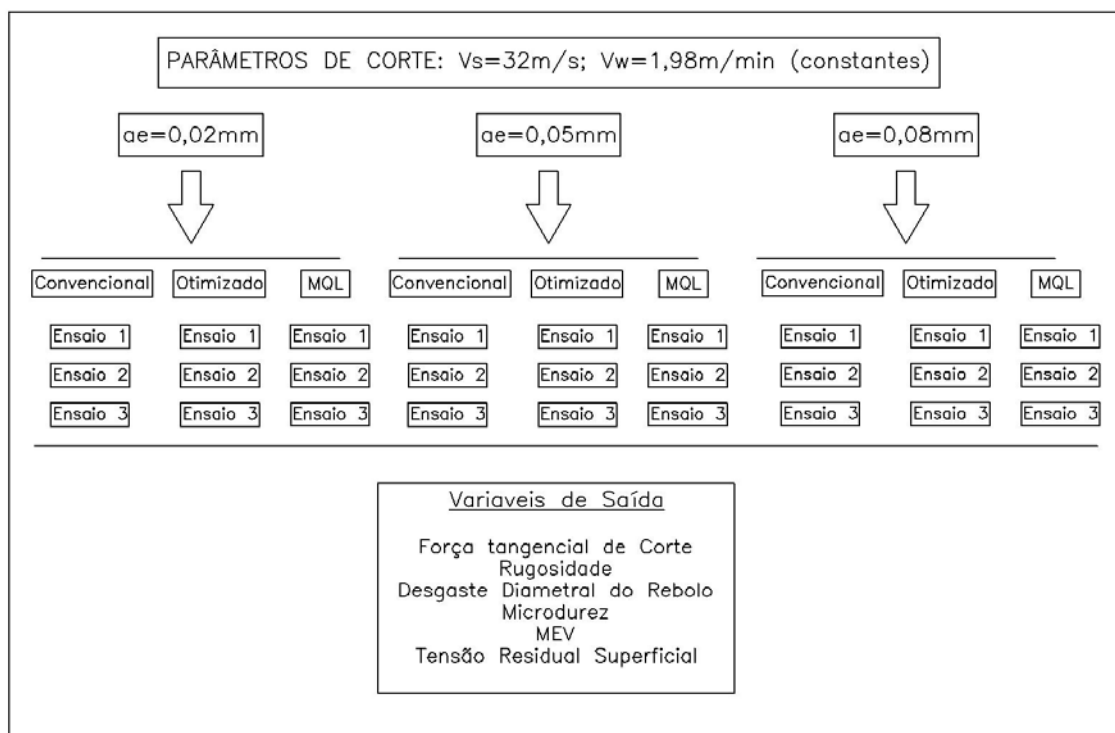


Figura 3.1 – A seqüência de ensaios realizados

3.1.2 Metodologia dos ensaios

Esta pesquisa testou três distintos métodos de aplicação de fluido de corte, os quais são: método convencional, método otimizado e método MQL.

Para cada método testado, realizou a retificação de três corpos de prova, de forma que cada um foi retificado com uma profundidade de corte diferente. As profundidades de corte foram definidas como: 20, 50 e 80 μm . Esses valores representam situações de acabamento, desbaste médio e desbaste mais severo, respectivamente.

3.1.3 Fluidos de corte

Foram utilizados dois tipos de fluidos de corte nesta pesquisa. Para os métodos de aplicação convencional e otimizado utilizou-se um óleo solúvel semi-sintético, ULTRACUT 370 da empresa ROCOL. Segundo este fabricante, este fluido é um óleo solúvel semi-sintético de alta diluição recomendado para operações de retificação. Este óleo tem como característica facilitar as operações de corte, aumentar a vida útil das ferramentas de corte, apresentar resistência extra contra corrosão e auxiliar na redução dos tempos de operação de usinagem.

Este fluido foi utilizado na proporção de 1:20, isto é, o que equivale a uma concentração de 5% de fluido na emulsão. Essa escolha baseou-se em experiências positivas obtidas em outros trabalhos realizados no Laboratório de Usinagem por Abrasão da UNESP - Bauru. Portanto, colocaram 180 litros de água no reservatório de fluido de corte da retificadora. Assim, para que a diluição fosse feita corretamente, acrescentou-se cerca de 9 litros e 470 mililitros do óleo solúvel semi-sintético. Dessa forma, obteve-se a concentração de 5% desejada. De acordo com o fabricante, este fluido já possui alguns aditivos em sua composição como os antiespumantes, sendo assim não há necessidade da adição de mais aditivos.

Para a técnica MQL utilizou-se fluido de corte o Accu-Lube LB 10000 do fabricante Accu-lube Manufacturing GmbH, que é um óleo vegetal biodegradável (lipídios refinados) com aditivos de extrema pressão, para operações severas, e antioxidantes. A escolha deste fluido baseou-se no conceito de utilizar fluidos indicado para este tipo de sistema de aplicação de fluido, o qual se recomenda fluidos de fácil evaporação, pois, é desta forma que o calor é retirado da região de corte.

3.1.4 Ferramenta abrasiva

Na retificação das peças utilizou-se um rebolo de nitreto de boro cúbico (cBN) com ligante vitrificado, cujas dimensões são diâmetro externo de 350 mm, 20 mm de largura, 5 mm de espessura da camada abrasiva, 127 mm de furo interno e o corpo do rebolo foi confeccionado em alumínio. O grão utilizado foi cBN B151, classificado como tamanho médio. A estrutura do rebolo é definida como aberta. Esse rebolo possui a especificação técnica do fabricante SNB151Q12VR2, lote 7936, fornecida pela empresa

Nikkon Ferramentas de Corte Ltda. A Figura 3.2 mostra a imagem o rebolo já balanceado e fixado ao cabeçote da retificadora.



Figura 3.2 – Rebolo de cBN fixado no cabeçote da retificadora.

O dressador utilizado no condicionamento do rebolo foi fornecido pela empresa Master Diamond. Trata-se de um dressador estático do tipo conglomerado, cuja ponta é uma pastilha composta por diamantes distribuídos aleatoriamente em uma matriz metálica. Este tipo dressador com diamantes aglomerados em liga metálica proporciona maior robustez e durabilidade, apresentando vantagens de custo e substituição de dressadores com diamantes naturais. As dimensões da pastilha são 15x8x10 (mm). A Figura 3.3(a) e 3.3(b) ilustram um dressador gasto e um dressador novo, respectivamente.



Figura 3.3 – Dressador estático do tipo conglomerado de diamante utilizado nesta pesquisa: (a) dressador gasto; (b) dressador novo.

3.1.5 Corpos de Prova

O corpo de prova utilizado para os ensaios é recorte de chapa aço de ABNT 4340. Após serem usinados, os mesmos foram submetidos a um processo tratamento térmico de têmpera e revenimento pela empresa Thermix – Tratamentos Térmicos, passando a apresentar uma dureza média de 54 HRC. Esse aço é utilizado na fabricação de componentes mecânicos, como eixos, fusos de roscas, cilindros e muitos outros, pois esse aço segundo Chiaverini (2005), esse aço confere uma boa combinação de resistência mecânica e dureza.

O formato escolhido para os corpos de prova usou apenas parte da largura total do rebolo na usinagem, possibilitando assim a medição do desgaste do rebolo. As dimensões do corpo de prova são 10x100x200(mm). Estas dimensões também permitiram que a troca das peças fosse realizada de forma rápida e precisa. A figura 3.4(a) mostra um desenho deste corpo de prova e a 3.4(b) mostra os esquema da montagem do sistema para retificação dos corpos de prova.

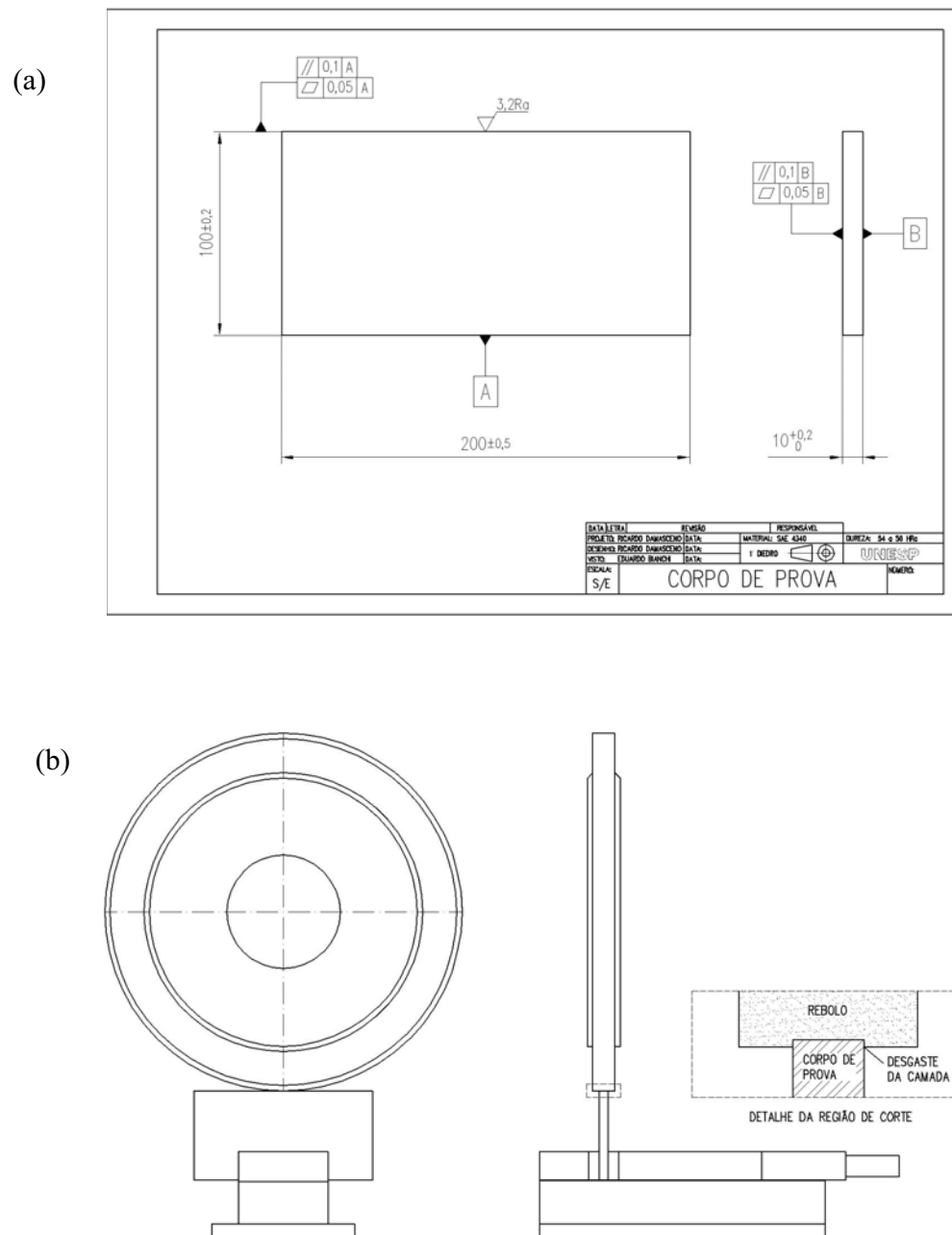


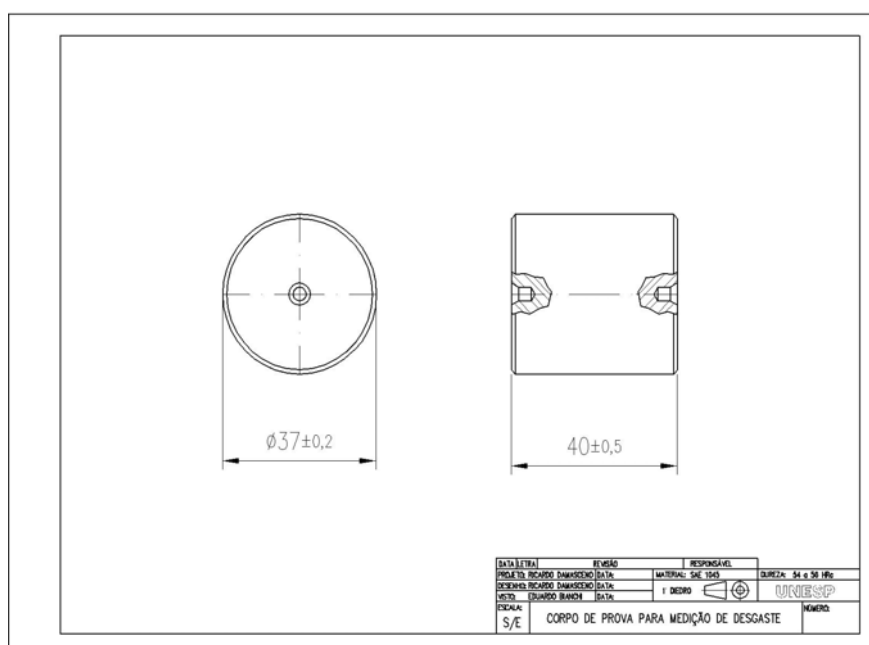
Figura 3.4 – (a) Esquema do corpo de prova utilizado nos ensaios; (b) Esquema de Usinagem do corpo de prova.

Um segundo corpo de prova foi utilizado na pesquisa, à qual foi inicialmente retificado com o rebole gasto, ou seja, a fim de possuir uma superfície com o perfil

deformado da camada abrasiva do rebolo após o ensaio. Esta superfície retificada foi posteriormente submetida à medição do perfil, o qual o intuito era mensurar a altura da camada consumida do rebolo na operação de retificação.

As dimensões deste corpo de prova em ABNT 1045 foram: 37 mm de diâmetro e comprimento de 40 mm. A Figura 3.5(a) apresenta o corpo de prova utilizado para a determinação do desgaste do rebolo após teste com o primeiro corpo de prova e 3.5(b) ilustra-se o corpo de prova sendo retificado com o rebolo gasto.

(a)



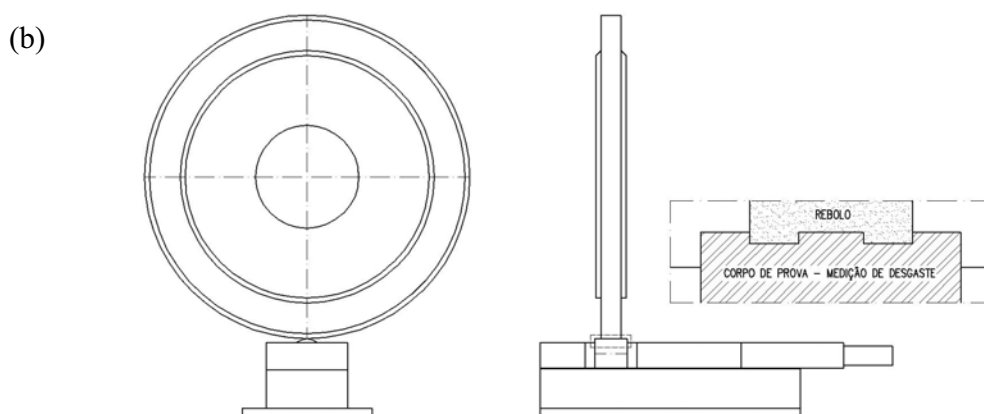


Figura 3.5 – (a) Corpo de prova usado para a marcação do desgaste do rebolo; (b) Esquema de usinagem da marcação do perfil gasto

3.2 MÉTODOS UTILIZADOS PARA APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE

Nesta sessão são apresentados os detalhes de todos os componentes dos equipamentos utilizados nos métodos de lubri-refrigeração empregados nos ensaios, assim como sua montagem e regulação.

3.2.1 Método Convencional

O primeiro método de aplicação do fluido de corte empregados nos experimentos foi o sistema que recebeu a denominação “Convencional”, este é caracterizado pela aplicação do fluido de corte a baixa pressão e alta vazão. O bocal e a bomba hidráulica deste sistema são componentes originais da retificadora plana utilizada nos ensaios, ou seja, este tipo de sistema acompanha as máquinas-ferramentas.

O posicionamento do bocal foi mantido como original da máquina, o qual também somente permite ajuste vertical. O ajuste do posicionamento do bocal foi para alcançar a melhor posição do jato do fluido para que pudesse atingir de forma mais eficiente a zona de corte. A Figura 3.6 ilustra o posicionamento do bocal durante a operação de retificação.



Figura 3.6 – Posicionamento do bocal no método convencional de aplicação de fluido de corte.

A bomba é do tipo centrífuga de imersão, a qual tem uma vazão 2.600 l/h a 0,1 bar de pressão e fica acoplada ao tanque de fluido de corte da retificadora.

O bocal utilizado foi denominado de convencional, pois, é comumente encontrado em retificadoras universais em geral e este bocal não possui elementos geométricos que auxiliem na aplicação não turbulenta do fluido de corte.

3.2.2 Método da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL)

O sistema de aplicação de fluido denominado neste trabalho como MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante) é constituído de: compressor de ar, regulador de pressão, medidor de vazão de ar, dosador (equipamento de MQL) e um bocal especialmente projetado para a utilização desse sistema na retificadora plana. O equipamento de MQL permite uma fina regulação individual do volume de lubrificante e ar que é introduzido na região de corte.

A Figura 3.7 apresenta detalhadamente os elementos constituintes da unidade de controle do equipamento de MQL.

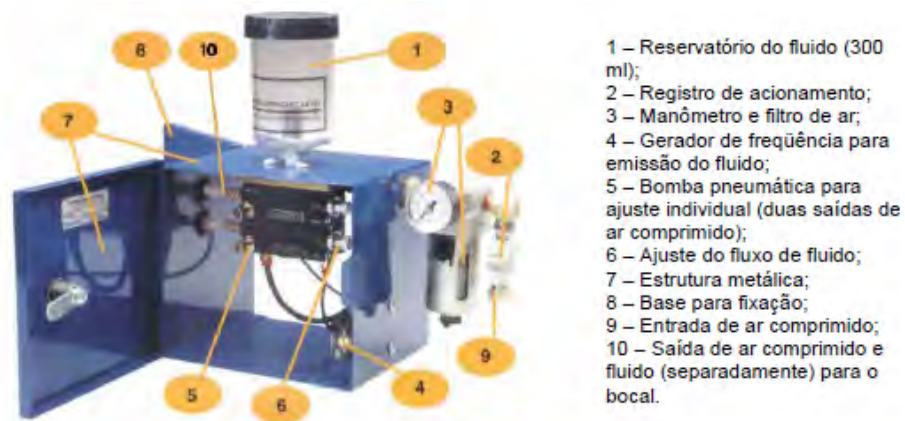


Figura 3.7 – Equipamento de controle do sistema de MQL

Nas figuras 3.8(a) e 3.8(b) são apresentados os detalhes externos e internos do equipamento de MQL utilizado nos ensaios.

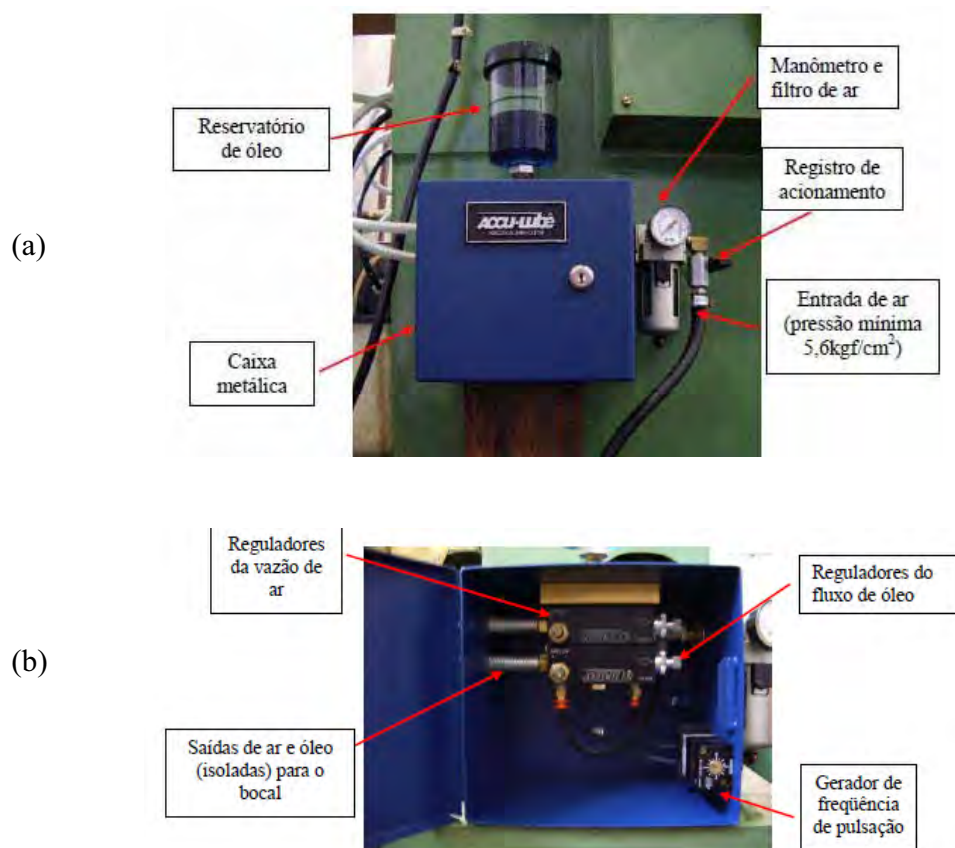


Figura 3.8 – (a) Detalhes externos; (b) Detalhes Internos.

Este equipamento necessita de uma alimentação de ar comprimido em rede com filtros e reguladores de pressão abastecida por um compressor de ar para levar o fluido atomizado até a região de corte. A medição da vazão do ar comprimido foi feita conectando-se um medidor de vazão modelo SVTG DMY-2030 fabricado pela empresa Contech, à rede de ar comprimido, fornecendo-se assim através do visor a leitura da vazão em $m^3/hora$. Este medidor é do tipo turbina, capaz de gerar um campo magnético em função da rotação da turbina. O medidor de vazão foi calibrado para ser utilizado a uma pressão de $8kgf/cm^2$. A vazão de ar regulada para o aparelho foi equivalente a $34m^3/h$.

$$Q = AxV_j \quad (3.1)$$

Esse valor de vazão (Q) é relacionado pela velocidade do jato (V_j), pela área (A) da superfície de saída do bocal. Buscou-se manter o valor da vazão de ar constante durante os ensaios. Na Figura 3.9 pode-se observar o medidor de vazão na linha de ar comprimido.

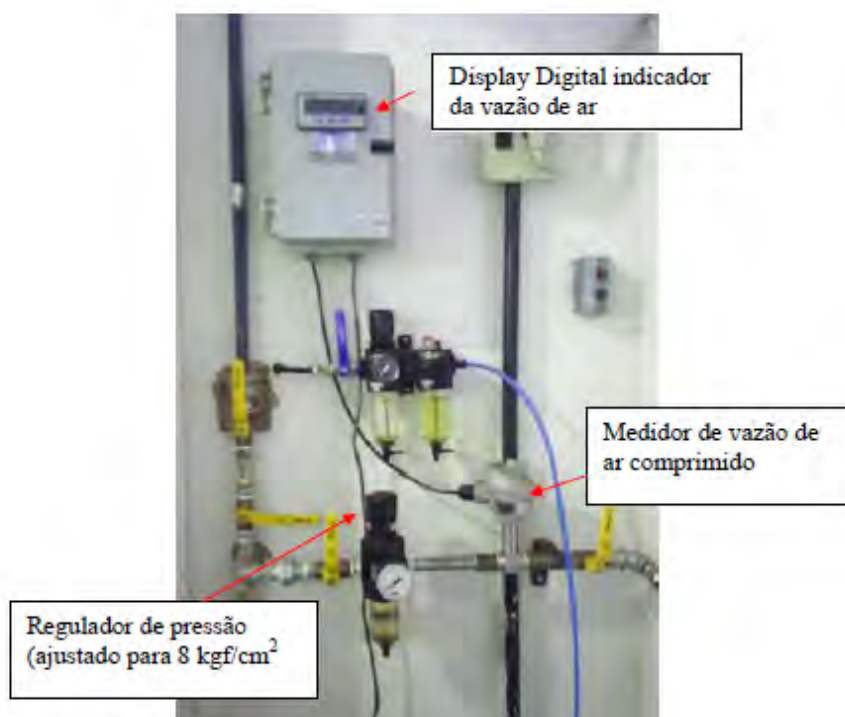


Figura 3.9 – Medidor de vazão da linha de ar comprimido

O bocal que direcionaram o fluido por MQL utilizado nesta pesquisa foi projetado e construído em outro trabalho de pesquisa realizado no LUA (Laboratório de Usinagem por Abrasão), o qual possui características especiais para as condições encontradas na retificação plana utilizada nesta pesquisa. O bocal foi fabricado em latão e sua forma permite um condicionamento menos turbulento para a vazão do fluido. A área do bocal referente à saída do fluido possui uma forma retangular, o qual consegue abranger toda a região de usinagem do rebolo. A Figura 3.10 mostra o desenho do bocal utilizado na experimentação com o método de MQL no processo de retificação plana.

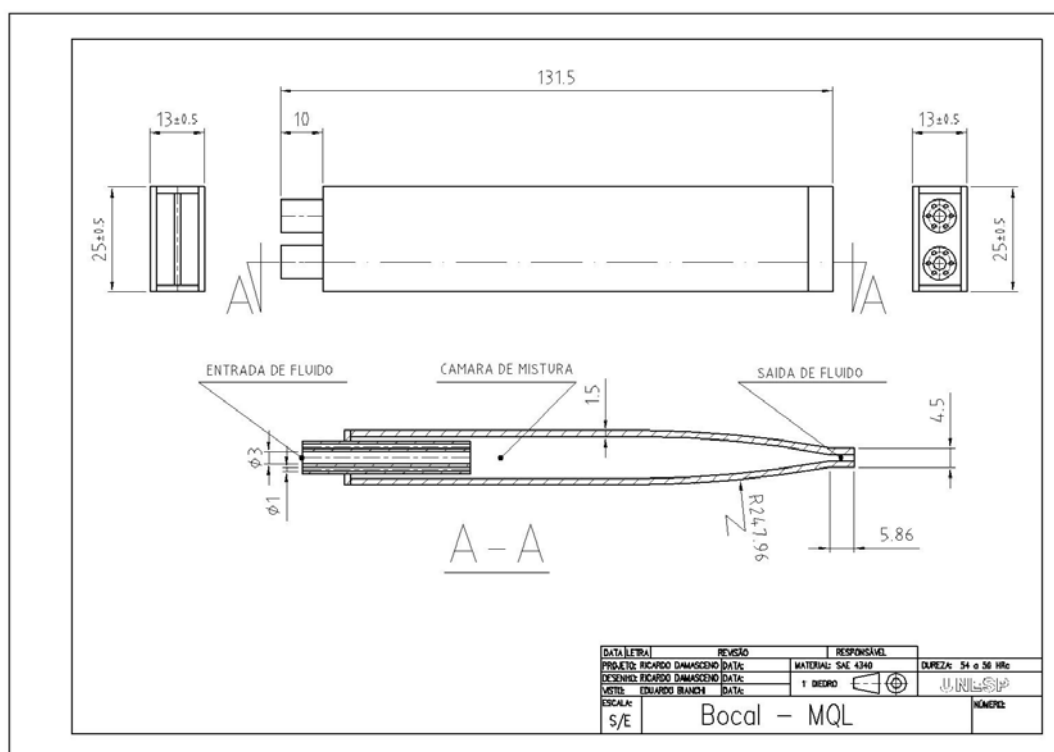


Figura 3.10 – Projeto do bocal para a técnica de aplicação de fluido por MQL

Este bocal possui uma entrada dupla de fluido especialmente para o sistema MQL, isto é, cada entrada possui dois canais independentes, um para entrada de ar e outra para entrada de fluido. O canal para o fluido de corte encontra-se ao centro e possui um diâmetro de 3 mm, já a para o sistema de ar-comprimido a entrada tem seis furos de $\phi 1$ mm que ficam disposto ao redor do furo de fluido de corte. A mangueira proveniente do aparelho de MQL

também é dupla, isto é, possui uma mangueira interna e uma externa. Pela mangueira interna é transportado o fluido lubrificante, enquanto que pela externa, o fluxo de ar comprimido. A mangueira interna é conectada ao furo do centro da entrada, enquanto que pela a mangueira externa é transportado o ar comprimido nos vários furos menores. As Figuras 3.11 e 3.12 mostram as imagens do bocal para a técnica MQL.



Figura 3.11 – Bocal para o sistema MQL

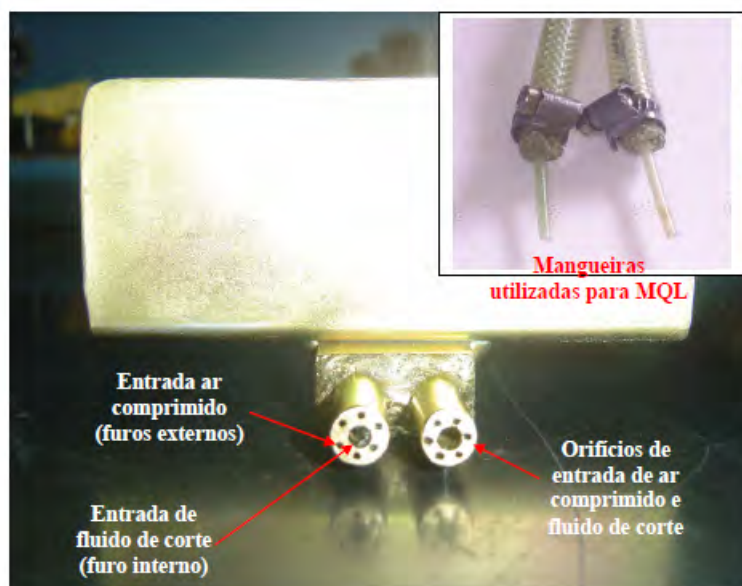


Figura 3.12 - Detalhe do bocal para o sistema MQL

Após a introdução do fluido de corte e o ar-comprimido, estes são conduzidos para a câmara interna onde é realizada a mistura. Após esta mistura o fluido este pronto para ser aplicado. O bocal segue o princípio de Venturi e seu perfil curvilineo evita a formação de fluxo turbulento. A saída do bocal tem o formato retangular, isso permite a distribuição mais regular sobre a região de corte na operação de retificação plana. O consumo de fluido no MQL foi de 100 *ml/h*. A calibração desta vazão foi feita com um recipiente graduado (proveta) e um cronômetro. No recipiente foram feitos dois orifícios nos quais se introduziram as mangueiras internas do sistema de MQL. Assim, com o sistema ligado, monitorava-se o tempo para encher 10 *ml* do recipiente graduado. A partir de uma regra de três simples determinou-se o tempo para o enchimento. Se 100 *ml* precisam levar 3600s (uma hora), 10 *ml* precisam de 360s, o que equivale a 6min. A calibração foi manual e trabalhosa, sendo feita nos reguladores de fluxo de óleo do aparelho de MQL, até que fosse obtido um valor bem próximo da vazão estipulada.

Na Figura 3.13 observa-se o recipiente graduado (proveta) com as mangueiras internas acopladas.



Figura 3.13- Proveta utilizada na calibração da vazão do fluido de corte no sistema MQL.

Este bocal foi posicionado no mesmo local do bocal convencional, mas utilizou-se outro suporte, sobre o qual o bocal foi fixado. A Figura 3.14 ilustra a forma de montagem

do bocal de MQL na retificadora plana, destacando os suportes utilizados. Os mesmos cuidados adotados na instalação e regulagem do bocal convencional foram também seguidos para a instalação do bocal de MQL, porém este bocal permitia uma regulagem na posição horizontal além da posição vertical, assim pode-se posicioná-lo o mais próximo possível da zona de corte.



Figura 3.14 - Disposição geral do sistema rebolo/peça/bocal MQL e máquina empregados nos testes com a técnica MQL.

3.2.3 Método de Lubri-refrigeração Otimizada

O terceiro sistema de aplicação de fluidos de corte testado, denominado de método otimizado, é composto essencialmente por um bocal com características que garantem o fluxo não turbulento do fluido em alta pressão e uma bomba para alta vazão e pressão.

Apesar da perda de carga gerada pela tubulação deste sistema e à limitação de vazão da bomba centrífuga, a construção do bocal foi realizada de forma a se atingir a velocidade de saída de fluido de corte mais próxima possível da velocidade de corte do rebolo que foi aproximadamente $V_j=30m/s$. O bocal utilizado neste método também foi projetado em outra pesquisa realizada no LUA. As dimensões internas do tubo retangular necessárias para se conseguir tal velocidade são: 13 mm de largura por 1,1mm de altura.

Esta largura foi aquela determinada para garantir a cobertura de toda a largura de retificação de 10 mm pelo jato do fluido. A Figuras 3.15 apresenta a imagem do bocal otimizado empregado nesta pesquisa.



Figura 3.15 - O bocal projetado para sistema otimizado de fluido de corte.

A calibração da vazão de fluido de corte deste método foi realizada através de um medidor de vazão do tipo turbina fornece uma leitura direta da vazão em litros por minuto ($l/min.$). O funcionamento ocorre por meio de um campo magnético que é gerado de acordo com a rotação da turbina. Assim, regulou-se a vazão em aproximadamente em $26l/min$ para obtenção da velocidade do jato desejada na saída do bocal.

À medida que se abria ou fechava válvula reguladora de vazão, o valor da vazão era aferido e mostrado no mostrador do aparelho medidor de vazão modelo SVTG DMY-2030, Contech. Atentou-se para fato de colocar o medidor tipo turbina afastado da válvula de esfera presente antes do medidor e mais afastado ainda da bomba centrífuga. Segundo o fabricante esse cuidado deve ser tomado para que os valores indicados no mostrador sejam confiáveis, de forma evitar fluxos turbulentos. A figura 3.16 apresenta um esquema da medição da vazão do método otimizado.



Figura 3.16- Esquema do sistema para medição e calibração da vazão no sistema de aplicação de fluido otimizado.

A fixação deste bocal à máquina retificadora foi feita utilizando-se um suporte em forma de barra redonda, fixada próxima ao rebolo. Procurou-se garantir que o bocal localizasse mais próximo possível da região retificada, direcionando o jato para a zona de corte, tangencialmente ao rebolo. A Figura 3.17 ilustra a forma de fixação do bocal otimizado na máquina retificadora.



Figura 3.17 - Vista geral do sistema utilizado na retificação plana com detalhe para o posicionamento do bocal otimizado na operação retificação.

A bomba utilizada neste sistema é do tipo centrífuga de imersão que possui uma vazão de 9.500l/h a 1bar de pressão, a qual é fabricada pela empresa Texius.

3.3 RETIFICADORA PLANA

Este trabalho utilizou uma retificadora plana, esta escolha foi motivada pela grande aplicação atualmente deste tipo de operação nas fábricas e ferramentarias.

Desta forma foi utilizada uma retificadora universal tangencial plana fabricada pela empresa SULMECÂNICA, modelo 1055E. Este tipo de máquina-ferramenta possui um layout em “c” comum as retificadoras planas universais. Ela é composta por: mesa com movimentos horizontais realizados com auxílio de um cilindro hidráulico, cabeçote onde se encontra o fuso do rebolo e está localizado na coluna que possui uma regulagem de vertical (profundidade de corte) e seu painel elétrico de controle de seus movimentos. A Figura 3.18 ilustra esses itens na retificadora.



Figura 3.18- Máquina retificadora plana universal utilizada nos ensaios.

Na mesa da máquina está instalada uma placa magnética sobre a qual foi apoiada e fixada morsa utilizada como dispositivo de fixação dos corpos de provas a ser retificados, esta placa magnética possui uma regulagem de força do imã cujo controle esta localizado no painel de controle. A velocidade da mesa foi ajustada por uma alavanca ligada a uma válvula que controla a vazão do cilindro hidráulico que movimenta a mesa. Esta alavanca está localizada ao lado do painel de controle da máquina. No painel de controle estão localizados botões com as várias funções executáveis para ajuste da máquina. Entre essas funções estão: ajuste vertical e horizontal do posicionamento do rebolo, acionamento da mesa, acionamento da bomba de fluido (para o método convencional) e o acionamento do rebolo. Figura 3.19 mostra o painel de controle e os botões de acionamento de vários componentes da máquina retificadora.



Figura 3.19- Detalhe do painel de controle da retificadora plana.

3.3.1 Procedimentos Realizados Antes de Cada Ensaio.

Os procedimentos realizados sejam antes, durante ou após cada ensaio são os mesmos para todos os métodos de aplicação de fluido (Convencional, Otimizada e MQL). Assim, os seguintes procedimentos antes de iniciar a operação de retificação são relatados:

- Liga-se a máquina e o rebolo, deixando-o funcionar por cerca de quinze minutos, para que a máquina atinja regime estável de funcionamento, não comprometendo a execução do ensaio e os dados coletados;
- Liga-se o sistema de fornecimento de fluido de corte, no caso dos métodos Convencional e Otimizado, garantir a circulação adequada do fluido pelo sistema; em seguida, mede-se a concentração deste, utilizando um refratômetro da marca ATAGO, modelo N-50E, a escala desse aparelho é em Brix, e não em porcentagem de concentração, e assim sendo, o valor correto para cerca de 5% de concentração do fluido é de 3 na escala do refratômetro; valores abaixo deste, significam que o fluido estava com concentração baixa, sendo necessário colocar mais óleo, seguindo os valores de concentração estipulados; para valores acima de 3, a emulsão estava com concentração elevada de óleo, devendo-se acrescentar água;
- Regulou-se o zero peça, ou seja, fazendo com que o rebolo tocasse a peça, e assim, zera-se o nônio do fuso de profundidade de corte

3.3.2 Procedimentos realizados durante cada ensaio.

Uma vez realizados os procedimentos citados no item 3.3.1, iniciou-se a execução do ensaio propriamente dito. Durante cada ensaio realizam-se as seguintes tarefas:

- Efetuar o avanço do rebolo, a cada passada da peça pelo rebolo, conforme a profundidade corte do ensaio (20, 50 ou 80 μm) e este avanço foi realizado sempre quando o movimento estava concordante; vide a figura 3.20 que apresenta indicação do nônio do fuso de profundidade, a divisão corresponde a 0,01mm ou 10 μm ;



Figura 3.20- Detalhe do nônio do fuso de controle da profundidade de corte.

- Foi realizado monitoramento dos parâmetros de saída em tempo real pelo computador, utilizando o programa elaborado pelos membros do grupo do LUA da UNESP/Bauru utilizando o software LabView 7.1®, (Figura 3.21); essa verificação visual da tela do computador é útil para detecção de problemas durante o ensaio;



Figura 3.21 - Tela do computador ilustrando detalhes de monitoramento da variáveis de saída

- Realizava-se a medição da rugosidade em três pontos na superfície retificada após a remoção de 10.000mm^3 de volume de material removido da peça, esta etapa será explicada com mais detalhes no item 3.3.2.1;
- O ensaio era concluído quando a quantidade de material removido do corpo de prova alcançava aproximadamente 50.000mm^3 .

3.3.2.1 Procedimento de medição de rugosidade

A medição de rugosidade foi realizada a cada 10.000mm^3 de material removido, sabendo-se que foi removido 50.000mm^3 de cada peça, assim totalizando cinco medições por corpo de prova. Como foram realizados ensaios com três diferentes profundidades de corte, calculou-se o número de passadas do rebolo até alcançar o volume de 1.000mm^3 para cada profundidade de corte.

- Para $a_e=20\mu\text{m}$: paradas a cada 250 ciclos (passadas do rebolo);
- Para $a_e=50\mu\text{m}$: paradas a cada 100 ciclos (passadas do rebolo);
- Para $a_e=80\mu\text{m}$: paradas a cada 62 ciclos (passadas do rebolo).

A medição de rugosidade foi feita medindo-se o parâmetro R_a , com um rugosímetro da marca Taylor Hobson, modelo Surtronic 3+ (Figura 3.22).



Figura 3.22- Rugosímetro utilizado na medição da rugosidade

A medição foi realizada na direção perpendicular à superfície de retificação, enquanto a peça estava presa à morsa e fixa à mesa da retificadora, como ilustra a Figura

3.23. O comprimento de medição (cut-off) utilizado foi de $0,8mm$ e o raio da ponta do apalpador de diamante do stylus foi de $0,2\mu m$. A rugosidade foi medida em três pontos da peça a cada $10000mm^3$ removidos. Os valores foram anotados posteriormente tratados estatisticamente.

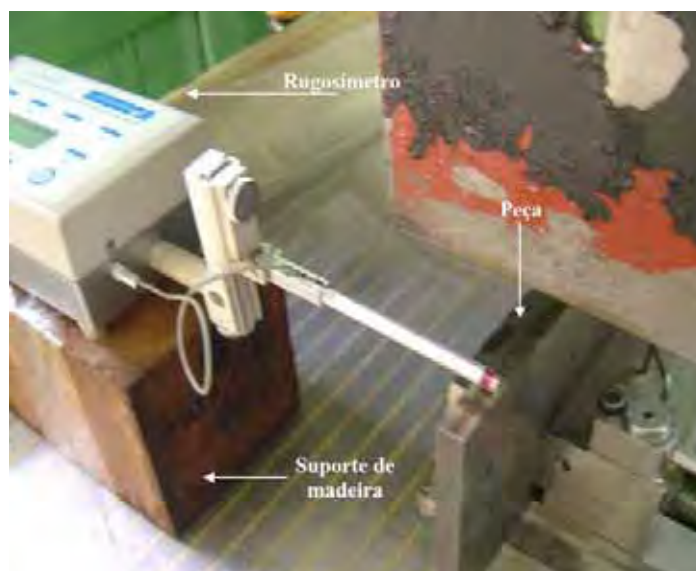


Figura 3.23 – Esquema de montagem do rugosímetro para medição da rugosidade da superfície retificada

3.3.2.2 Medição da Força Tangencial de Corte

A medição da força tangencial de corte F_{tc} foi determinada por meio da potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do fuso do rebolo. Foram monitorados valores de tensão e corrente elétrica do motor de indução trifásico (7,5cv), responsável pelo acionamento do eixo árvore da retificadora, utilizou-se um sensor de corrente de efeito Hall do fabricante Nana Eletronics Co. Ltd, e com auxílio de um transdutor de tensão de feito Hall LV 25-P do fabricante LEM Components.

Além disso, foi necessário um módulo condicionador de sinal, denominado Curvopower, o qual foi projetado e construído pelo LUA da Faculdade de Engenharia de Bauru, sendo utilizado para transformação dos valores de corrente elétrica e tensão (provenientes do motor) em sinais de tensões compatíveis, para serem enviados a uma placa

de aquisição de dados e manipulados pelo programa de aquisição de dados, que foi desenvolvido, utilizando-se o software LabView 6.1®, da National Instruments®.

Com a medição dos valores da tensão de saída do módulo condicionador de sinal e com a equação de calibração através do programa MatLAB® 6.5 e com regressão linear determinou-se a equação 3.2 de calibração:

$$P_{elet} = 1,341 * U - 7,5 \quad (3.2)$$

A partir dos valores da potencia elétrica, fez-se o cálculo da potencia mecânica seguindo uma metodologia específica desenvolvida pelo grupo de pesquisa do LUA, com auxílio de curvas fornecidas pelo fabricante do motor, obteve-se a equação 3.3, que relaciona a potência elétrica consumida pelo motor e a potência mecânica P_{mec} fornecida ao fuso do rebolo.

$$P_{mec} = -2,3196 * e^{-8} * P_{elet} + 1,6659 * e^{-4} * P_{elet} + 5,3593 * e^{-1} * P_{elet} - 28,961 \quad (3.3)$$

De posse do cálculo da potência mecânica e da rotação do rebolo, torna-se possível realizar o calculo da força tangencial de corte pela seguinte equação 3.4:

$$F_{tc} = \frac{60 \cdot P_{mec}}{d_s \cdot n \cdot \pi} \quad (3.4)$$

3.2.2.3 Cálculo da Rotação do Rebolo

A aquisição da rotação do rebolo foi realizado para ajustar precisamente a velocidade de corte do rebolo. A calibração da rotação do rebolo foi feita utilizando-se um tacômetro e um multímetro, ambos digitais. Assim, variando os valores de frequência do inversor obtinha-se uma leitura no tacômetro e simultaneamente no multímetro. Efetuou-se a leitura para dois valores de frequência como se informado na Tabela 3.1, obtendo-se

portanto os respectivos valores de rotação e tensão. A Tabela 3.1 apresenta os valores médios obtidos.

Tabela 3.1 – Valores da frequência, rotação e tensão utilizados para a calibração da curva de rotação do rebolo.

Frequência (Hz)	Rotação (rpm)	Tensão (V)
30	867,5	3,17
60	1735	5,04

A partir dos dados da Tabela 3.1, obteve-se a Equação 3.5 de calibração da rotação do rebolo, a partir do relacionamento linear entre a rotação do rebolo (rpm) e a tensão gerada (U):

$$RPM = 463,9037.U - 603,0749 \quad (3.5)$$

Essa equação foi calibrada no programa de aquisição, permitindo a obtenção segura dos dados necessários à análise deste projeto.

A medição da rotação do rebolo durante os ensaios foi realizada por meio de um encoder, marca Hohner, tipo 1012-0312-1800, com faixa de tensão de 5 a 28V, o qual foi acoplado ao motor de indução trifásico do motor da retificadora (Figura 3.24).



Figura 3.24 – Disposição da montagem do encoder acoplado ao eixo do motor da retificadora

Os valores da rotação do rebolo foram obtidos em tempo real durante todos os ensaios. Os dados foram então armazenados pelo programa de aquisição de dados desenvolvido no software LabView 7.1®, da National Instruments®.

3.3.3 Procedimento Realizado Após a Cada Ensaio.

Ao final de cada ensaio realizava-se a medição do desgaste da camada abrasiva do rebolo. A medição do desgaste foi feita utilizando-se um corpo de prova cilíndrico de aço ABNT 1045, o qual foi fixo à morsa que já estava sendo utilizada nos ensaios de retificação. O procedimento é simples, mas suficiente para transferir o perfil do rebolo gasto para a superfície cilíndrica da peça. Imagem do corpo de prova com a marcação da camada abrasiva gasta é apresentado na figura 3.25 e o esquema do perfil esta mostrado na figura 3.26.



Figura 3.25 - Corpo de prova com a impressão do perfil do rebolo

De forma geral e simplificada, esse desgaste da camada abrasiva apresenta-se na peça de impressão conforme ilustra a Figura 3.26. Há praticamente duas regiões sendo uma em nível mais elevado que a outra. A mais alta (*B*) refere-se ao desgaste sofrido pelo rebolo, enquanto a mais baixa (*A* e *C*) corresponde à superfície do rebolo que não foi utilizada na retificação.

Para medição deste perfil do desgaste utilizou-se uma máquina de medição de coordenadas TESA, modelo Micro-Hite 3D Direct Computer Control (DCC) (Fig. 3.26).



Figura 3.26 – Vista geral da máquina de medição de coordenadas TESA

Para medição da altura de elevação entre as superfícies, programou-se a máquina de medição de coordenadas da seguinte maneira:

- Seleccionando três pontos de referência na superfície A e três na superfície C, dimensionou-se um plano médio; a obtenção dos pontos seguiu sempre a mesma seqüência de baixo para cima (Figura 3.27);
- Com nove pontos na superfície B, formou-se outro plano; a obtenção dos pontos seguiu sempre a mesma seqüência de baixo para cima e da esquerda para a direita (Figura 3.27);
- Mediu-se então a distância média entre os dois planos adotados;
- O diâmetro da esfera de medição nas medições foi de $1,997\mu m$ e o erro de forma registrado em $0,002\mu m$.

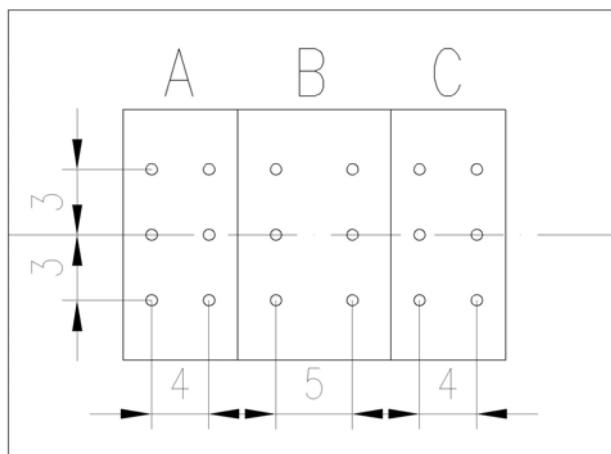


Figura 3.27 – As seqüências de pontos selecionadas para determinação do perfil de desgaste pela da maquina medição de coordenadas TESA

Esses passos foram repetidos para todos os corpos de prova. As figuras 3.28 e 3.29 complementam a visualização da operação da operação realizada.

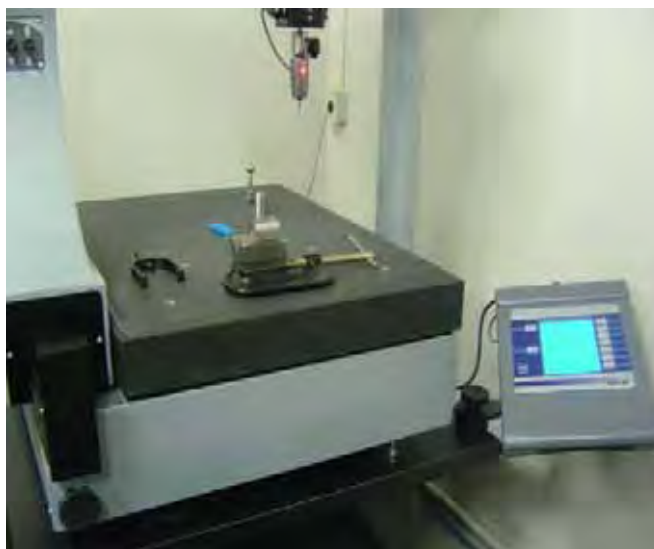


Figura 3.28 – Esquema de montagem para a medição de perfil do rebolo impresso no corpo de prova

Na Figura 3.28, a esfera metálica apoiada sobre a mesa da máquina é utilizado como referência para a calibração da máquina. Observa-se também que a peça cilíndrica é apoiada sobre um prisma preso a um sargento. E figura 3.29 mostra o momento que se realiza a medição do perfil no corpo de prova.



Figura 3.29 - O operador da máquina realizando a coleta dos pontos necessários para a formação dos planos auxiliares à medição do perfil de desgaste do rebolo impresso no corpo de prova.

3.3.4.2 Preparação das Amostras para Análises Realizadas em Outros Laboratórios

Com o término dos ensaios, as outras variáveis de saída foram analisadas. Pois, força de corte e a rugosidade foram obtidas durante os ensaios e o desgaste do rebolo medido após término de cada ensaio. Assim, restam ainda à micro dureza e a microscopia eletrônica de varredura e a tensão residual. Para a medição destas, os corpos de prova retificados devem ser preparados conforme exigência dos locais de medição.

3.3.4.3 Amostras para Análise da Microdureza, Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) e Tensão Residual

Os corpos de prova foram divididos obtendo-se pequenas amostras com as superfícies retificadas. Destas, algumas foram selecionadas para a análise de micro dureza, enquanto outras para MEV e tensão residual. A Figura 3.30 apresenta um esquema do corte realizado nas peças. Nela, as letras “A”, “B” e “C” indicam o número cortes devem foram efetuados nos corpos de prova.

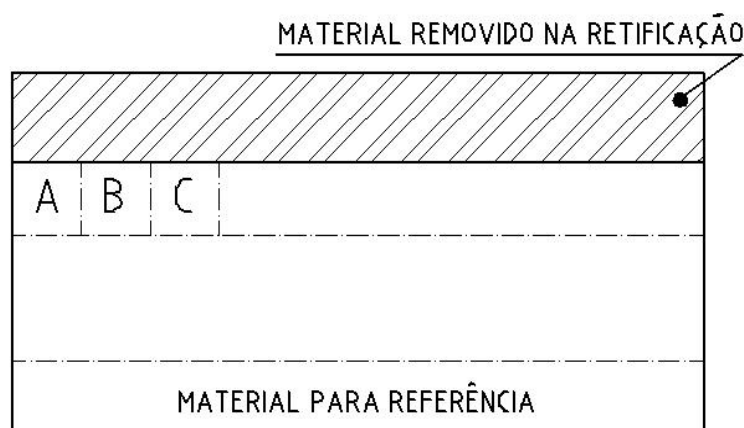


Figura 3.30 – O esquema de corte dos corpos de provas retificados.

3.3.4.4 Dureza por microindentação Vickers

Para a medição desta variável foi utilizado o microdurômetro da marca BUEHLER, modelo 1600-6300 da Escola de Engenharia de São Carlos- USP.

Realizaram-se aplicações de diferentes cargas a fim de se definir a carga a ser aplicada nos ensaios de microdureza. A carga de 25gf proporcionou a melhor relação entre

as medidas das diagonais, obedecendo-se à norma que estabelece uma distância mínima de duas vezes o valor da diagonal. Após a definição da carga realizou-se a aplicação da carga durante 40s obtendo-se o valor da dureza.

3.3.4.5 Microscopia eletrônica de varredura (MEV)

As peças retificadas foram cortadas em pequenos cubos de aproximadamente de 1cm^3 de volume ($1\text{cm} \times 1\text{cm} \times 1\text{cm}$). Após do corte, estas foram presas a um suporte de alumínio que apresenta dimensões apropriadas para a colocação no microscópio eletrônico de varredura.

Um esquema da disposição do corpo de prova para MEV é apresentado na Figura 3.31. Na Figura 3.32, observam-se os corpos de prova fixos ao suporte que acoplado na base da mesa interna do MEV.

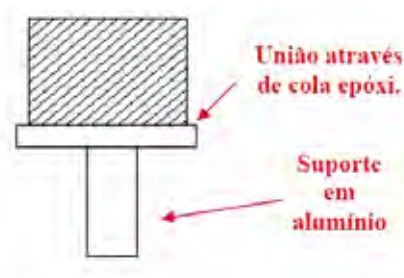


Figura 3.31 – O esquema da disposição das amostras para o MEV.



Figura 3.32 – Amostras prontas para análise no MEV

A microscopia eletrônica de varredura foi realizada no Centro de Pesquisa em Óptica e Fotônica, do Instituto de Física de São Carlos (IFSC), da Universidade de São Paulo – USP, *campus* de São Carlos. Foram realizadas ampliações de 2.000 vezes em cada amostra.

O microscópio eletrônico de varredura utilizado foi um microscópio da marca ZEISS, modelo DSM 960, emprega-se a técnica dos elétrons espalhados, que permite melhor visualização do relevo das estruturas da superfície analisada. A Figura 3.33 apresenta o microscópio utilizado nos ensaios. A Figura 3.34 mostra os corpos de prova dispostos na câmara de visualização do microscópio.



Figura 3.33 – O microscópio eletrônico de varredura utilizados na pesquisa



Figura 3.34 – Arranjo das amostras dentro do MEV

A análise das amostras por microscopia eletrônica de varredura foi efetuada em seis peças, dentre todas ensaiadas. Escolheu-se uma peça de cada ensaio, isto é, uma peça de cada espessura equivalente de corte (20, 50 e 80 μm) retificado por cada um dos métodos empregados de lubri-refrigeração.

3.3.4.6 Tensão Residual

O processo de retificação gera tensões residuais na superfície da peça e estas tensões podem vir a comprometer o comportamento mecânico do material. Por isso, faz-se necessário a análise da tensão residual na superfície na peça após usinagem para verificar-se o processo induziu algum tipo de deformação superficial prejudicial à peça.

Utilizou-se o método de múltipla exposição para a determinação da tensão residual nas peças retificadas, ou seja, dispõe-se a superfície da peça em vários ângulos de inclinação para determinar a distância interplanar. Para isso, tomaram as seguintes inclinações: -35° , -30° , -20° , -10° , 10° , 20° , 30° e 35° da normal da superfície de medida nos corpos de prova.

Devido ao que se chama de estado de tensão em possuir um comportamento tensorial, a medida das diversas componentes de tensão varia de acordo com o modo de visualização da amostra, ou seja, são avaliadas para cada orientação particular da amostra (escolhida convenientemente) e há uma relação matemática bem simples para avaliação da componente tangencial à superfície de medida com a inclinação da normal da amostra em relação ao vetor de difração (que gera a linha de difração escolhida). Essa relação matemática informa que ao se registrar uma curva “d” (penetração na amostra) versus $\sin^2\Psi$, onde Ψ é o ângulo de inclinação referente à normal da amostra, tem-se uma curva em formato elipsoidal, onde a largura menor indica a presença de tensões cisalhantes e a inclinação do semi-eixo maior, o valor da tensão residual normal o qual irá ponderar pela constante elástica do material que está sendo analisado.

A figura 3.35 mostra duas geometrias utilizadas para determinação das deformações relativas: geometrias Omega e Psi. A geometria Psi gradativamente está sendo preferida à geometria Omega pelo fato de permitir um maior número de medidas de inclinação.

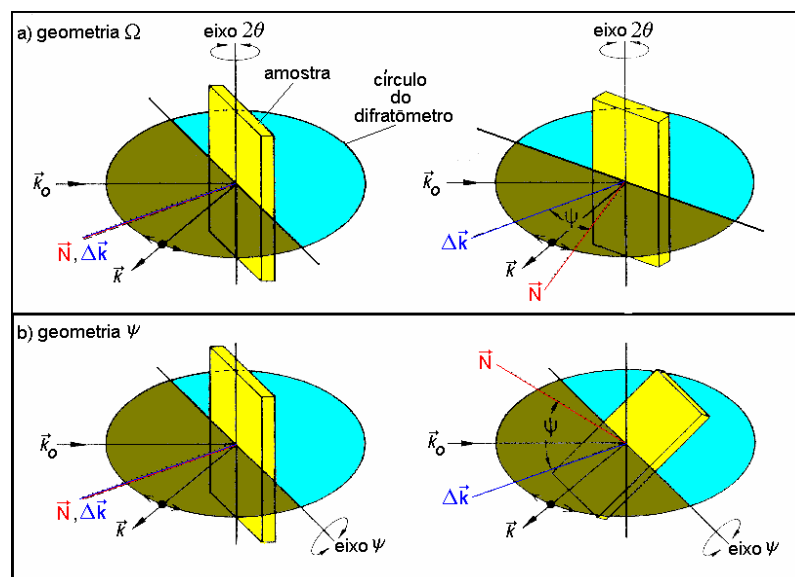


Figura 3.35 - Métodos de medição da tensão residual

A Geometria Omega é excelente para avaliações rápidas, contudo nem todos os materiais podem ser examinados nessa geometria. Diversos equipamentos para fins industriais utilizam essa geometria e tem sido utilizado há mais de 40 anos.

A Geometria Psi é indicada para avaliações em materiais fora das especificações padrão. Não há nenhuma desvantagem aparente em relação à geometria Omega. Atualmente com a maior versatilidade adquirida pelos modernos difratômetros, gradativamente esta geometria vem substituindo a antiga geometria Omega. Vale ressaltar que existem dois fatores mais importantes na avaliação, sendo o primeiro um possível desalinhamento do feixe de raios X e o segundo a profundidade de penetração do mesmo na amostra.

Para a medição das tensões residuais foi utilizada a difração de raios-X. O equipamento usado foi da marca RIGAKU – modelo DEMAX, do IPEN – Instituto de Pesquisas de Energia Nuclear (Figura 3.36). As tensões residuais obtidas foram as superficiais, isto é, na direção tangencial plano que foi retificado. Foram realizadas três medições em cada peça usinada.



Figura 3.36 Difratorômetro de Raios-X, fabricante RIGAKU DMAX modelo Rnt2000 (FARIAS, 2009)

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados e discussões obtidos neste trabalho

4.1 FORÇA TANGENCIAL DE CORTE

Com os resultados relativos a força tangencial de corte de retificação obtidas nos ensaios e gerou-se o gráfico na Figura 4.1. Nesta figura estão apresentados os resultados relativos a cada método testado sob as três diferentes profundidades de corte (0,02mm, 0,05mm e 0,08mm) ao longo da duração dos ensaios, ou seja, relacionando a força tangencial de corte à respectiva quantidade de material removido previamente estipulado conforme informado na sessão metodologia. Cada ponto para cada condição corresponde um volume descrito de 1000mm³ de material removido que acumulado totalizam 50.000mm³ estipulados para fim do teste.

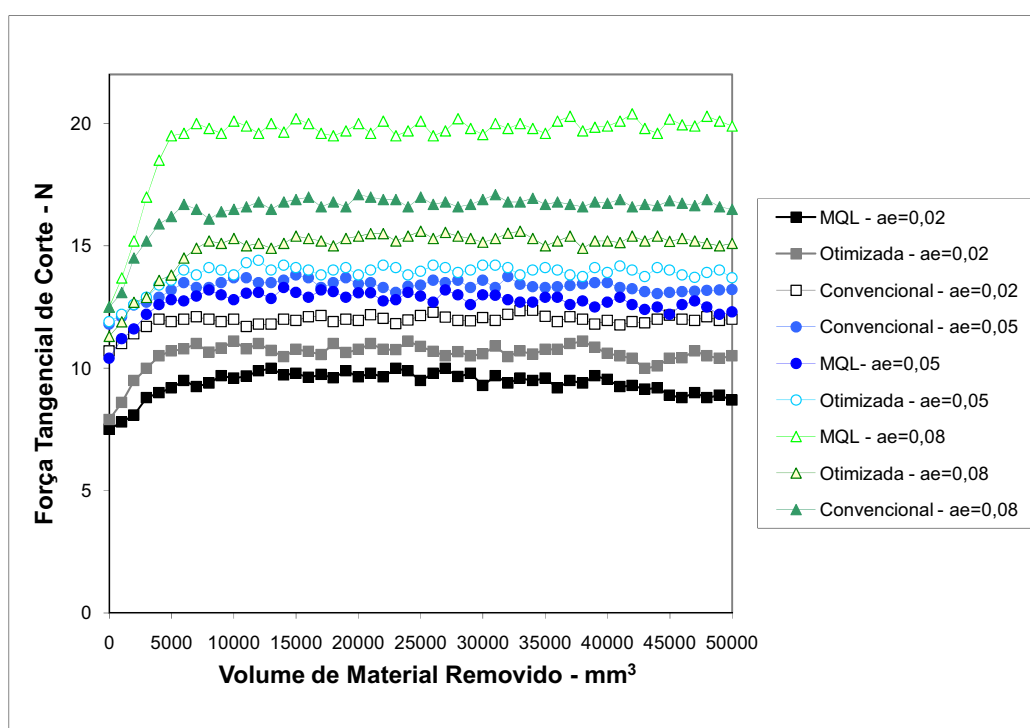


Figura 4.1 – Força tangencial de corte durante os ensaios de retificação para várias condições de corte e lubri-refrigeração

Nota-se que as curvas para os valores de força tangencial de corte (F_{t_c}) referentes a $a_e=0,02\text{mm}$ possuem uma mesma tendência de inicialmente aumentar de forma quase linear até volume de material removido de 5000 mm^3 e em seguida permanecem praticamente estáveis até 50.000mm^3 independente do método de aplicação de fluido. Nessa mesma condição pode-se afirmar que os valores para F_{t_c} são os menores quando comparados as outras condições de profundidade de corte testadas ($a_e=0,05\text{mm}$ e $a_e=0,08\text{mm}$), fato já previsto de acordo com literatura em razão que nesta condição ($a_e=0,02\text{mm}$) uma menor quantidade de material é removida e conseqüentemente um esforço menor de corte é solicitado para ferramenta.

Ainda analisando os resultados com $a_e=0,02\text{mm}$, o método de aplicação de fluido de corte que proporcionou o menores esforço de corte foi com MQL que apresentou valores aproximadamente 13,8% menor do que o método convencional e 29,6% menor do que o método de aplicação otimizado. Em função deste desempenho, o método MQL mostrou-se eficiente na introdução do fluido, pois, como a velocidade do jato de aplicação do fluido é aproximadamente igual a velocidade de corte, foi capaz de romper a barreira de ar. Além disso e o fluido uma vez alcançando a região de corte, exerceu sua função de lubrificação, e conseqüentemente reduzindo o atrito entre os grãos abrasivos e a peça.

O mesmo desempenho observado para o método MQL era também esperado para o método otimizado, sabendo-se que este método também conduz o fluido de corte com velocidade próxima da velocidade de corte e, conseqüentemente, o fluido pode também chegar a região de corte com maior facilidade e, além disso, a quantidade de fluido aplicado pelo método otimizado é muito maior em relação ao MQL. Porém, pelos resultados, o método otimizado à profundidade de corte $0,02\text{mm}$ mostraram que as forças de corte em são maiores em relação aos outros métodos. No entanto, esse comportamento está coerente com o estudo realizado por Klocke (2000), o qual descreve que o grande volume de fluido aplicado na interface da ferramenta e peça em uma velocidade aproximadamente igual à velocidade de corte pode induzir forças extras durante a remoção do material e assim resulta em um aumento na força de corte.

O método de aplicação de fluido convencional apresentou os valores intermediários entre o MQL e otimizado, sabendo-se que neste método o fluido não é

aplicado em uma velocidade igual à velocidade de corte, isto é, o fluido não sendo aplicado na mesma velocidade do rebolo tem maior dificuldade de alcançar a região de corte e portanto, teoricamente menos eficiente. Apesar dessa característica, o método convencional mostrou-se capaz de lubrificar e refrigerar satisfatoriamente o contato dos grãos abrasivos e peça na condição de retificação ajustada com $a_e=0,02\text{mm}$ em termos de força de corte.

Na condição de corte intermediária testada, com $a_e=0,05\text{mm}$, verifica-se no comportamento da força tangencial de corte ao longo dos ensaios uma tendência semelhante à encontrada na condição utilizando $a_e=0,02\text{mm}$. Da mesma forma, o desempenho dos métodos mostraram-se semelhantes a condição anterior ($a_e=0,02\text{mm}$), ou seja, MQL ainda resultando nos menores valores de força tangencial de corte, isto é, com cerca de 0,04% menor em relação ao método convencional e 0,09% menor do que o método otimizado. Mas, nota-se que a diferença percentual entre os valores de força tangencial de corte entre os métodos de aplicação de fluidos com $a_e=0,05\text{mm}$ ensaiados estão menores do que as diferenças percentuais encontradas entre os métodos com $a_e=0,02\text{mm}$ e $a_e=0,08\text{mm}$. Outro fato que se verifica nesta condição ($a_e=0,05\text{mm}$) são que os valores de força tangencial de corte são naturalmente maiores do que os encontrados na condição de 0,02mm de profundidade de corte, pois a espessura do cavaco gerado para $a_e=0,05\text{mm}$ é maior que aquela do cavaco gerado com $a_e=0,02\text{mm}$, isso é resultado de maior penetração do grão na peça. Penetração maior indica maior área de contato que por sua vez exige maior esforço da máquina para arranque ou remoção de material.

Para os teste com valores de $a_e=0,08\text{mm}$, pode-se notar na fig. 4.1 que a força tangencial de corte para o método MQL foi mais elevada do que os outros dois métodos. Assim, tem-se MQL aumentou as forças em 15,3% em relação ao método com convencional e 28,7% em relação ao método otimizado. Essa condição de usinagem é mais severa de todas testadas, pois, a espessura do cavaco é maior e conseqüentemente o que implica em um aumento na geração de calor. O que se confirma pela elevação da força de corte em todos os métodos. Possível explicação para a elevação da força de corte apresentada pelo método MQL $a_e=0,08\text{mm}$ deve-se ao fato de que a quantidade de fluido e/ou as características do fluido utilizado não foram adequados para atender a lubrificação exigida durante a remoção do cavaco. Assim o atrito excessivo provocou um maior esforço de corte, conseqüentemente, o calor não foi retirado de forma satisfatória da região de corte.

Ao contrário do apresentado pelo método MQL para , o método otimizado apresentou os menores valores de força tangencial de corte nesta condição mais severa, ou seja, método otimizado promoveu uma lubrificação adequada a região zona de corte, evitando à excessiva geração de calor a remoção do cavaco. Já o método convencional apresentou novamente um valor intermediário de força tangencial de corte em relação aos outros métodos testados.

O comportamento geral das forças tangencial de corte apresentadas nesta pesquisa onde observa-se que em todos os métodos de aplicação de fluido causaram aumento do valor da força no início da operação onde a ferramenta e os grãos ainda não acomodaram, o qual é uma característica comum do desgaste das pontas grãos abrasiva do rebolo, ou seja, ocorre rapidamente um pequeno arredondamento das pontas dos grãos, fenômeno típico num rebolo recém dressado (JACKSON & MILLS, 2004). Após esta etapa, existe uma estabilização do processo de corte e da taxa desgaste da ponta do grão abrasivo, e com isso a força sofre apenas pequenas variações durante a operação.

Portanto, em termos de forças tangenciais de corte, os resultados mostram que é essencial uma boa acessibilidade do fluido de corte a região de corte, pois, se ocorre adequadamente lubrificação na interface do grão/peça, isso implica em melhor deslizamento do cavaco durante sua formação, gerando como consequência menor resistência da peça na remoção de material e exigindo menores forças para tal. Dessa forma em geral, pode-se destacar a importância da aplicação do fluido em uma velocidade próxima da velocidade de corte, características presente presentes nos métodos MQL e otimizado de aplicação de fluidos testados nesta pesquisa. O método MQL com a vazão de 100ml/h apresentou os menores valores de força com até 0,05mm de profundidade de corte. Acima deste valor do método MQL mostrou-se menos eficiente para atender as exigências de lubrificação na formação do cavaco. Na condição mais severa, retificando o material com profundidade de corte 0,08mm, o método otimizado se destacou, pois, mostrou os menores esforços de corte.

Entretanto, vale ressaltar que a análise somente da variável da força tangencial de corte não é representativa para determinar o desempenho das técnicas investigadas nas condições de corte empregadas. Por isso, resultados de outras variáveis de saída serão comentadas a seguir.

4.2 RUGOSIDADE

Realizou-se neste trabalho a medição desta variável, sendo adotado o parâmetro rugosidade média (R_a). Os valores de rugosidade são dados em micrometros, sendo que os valores plotados nos gráficos são a média aritmética das medidas realizada durante os ensaios, ou seja, a média aritmética de quinze valores de rugosidade R_a medida.

A Figura 4.2 mostra os valores médios de rugosidade (R_a) obtidos nos ensaios utilizando o método convencional, em função da profundidade de corte.

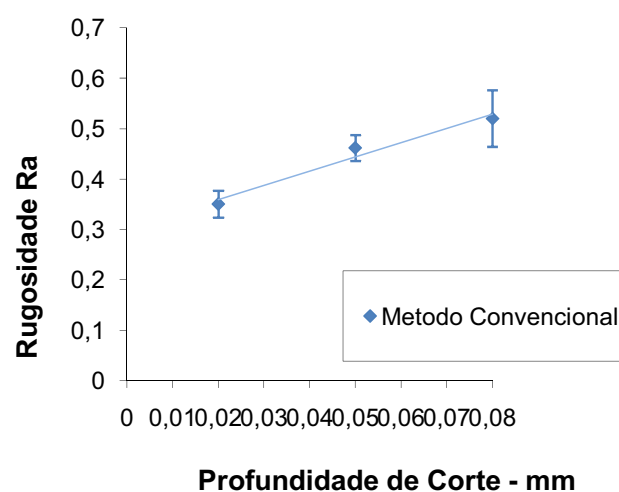


Figura 4.2 - Influência da profundidade de corte na rugosidade com método lubri-refrigeração convencional após retificação plana do aço ABNT 4340 com rebolo cBN.

Pode-se observar na fig. 4.2 que há uma tendência de aumento de R_a com o aumento da profundidade de corte. Esta tendência está relacionada com aumento da espessura do cavaco, a qual é consequência direta do aumento da profundidade de corte. Assim, o valor rugosidade esta ligado diretamente com a quantidade de material que o cavaco remove da peça.

A Figura 4.3 mostra o comportamento da rugosidade em função do volume de material removido para cada profundidade de corte.

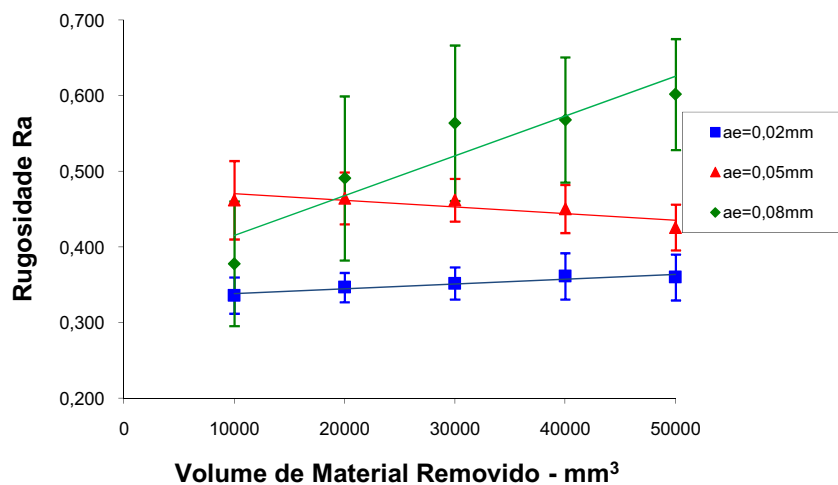


Figura 4.3 – Comportamento da rugosidade ao longo do ensaio de retificação do aço ABNT4340 com rebolo cBN vitrificado com lubri-refrigeração convencional.

Verifica-se que ao longo do ensaio de usinagem a rugosidade aumentou, exceto para condição utilizando $a_e = 0,05\text{mm}$, possível causa deste efeito pode ser as deformações da camada abrasiva ocasionada pelo seu desgaste

Observa-se na figura 4.4 o comportamento da rugosidade em função da profundidade de corte na retificação utilizando o método de mínima quantidade de lubrificação (MQL).

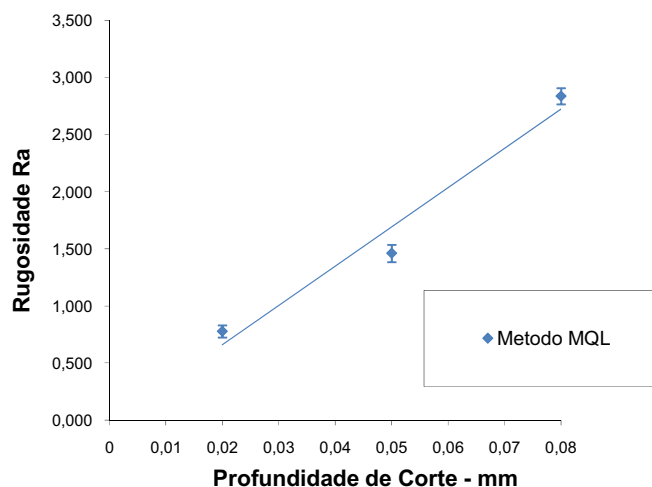


Figura 4.4 - Influência da profundidade de corte na rugosidade média utilizando o método de MQL após retificação plana do aço ABNT 4340 com rebolo cBN

Também ao empregar a técnica MQL observa-se na fig 4.4 a tendência similar aquela no método convencional: o aumento da profundidade de corte produziu os valores de rugosidade superficial. Em vista aos resultados, pode-se observar que o método MQL apresentou uma rugosidade maior em relação ao método convencional, apesar de apresentar os menores valores de força tangencial de corte até profundidade de corte de $0,05\text{mm}$. A possível causa deste fato deve-se que o método MQL não ser capaz de remover os detritos (borra) da retificação localizados na região de corte na camada abrasiva do rebolo. Isto provoca ao longo do tempo, o entupimento dos poros do rebolo, também conhecido como empastamento rebolo. Portanto, este fenômeno acaba por diminuir a capacidade de corte do rebolo e a presença desses detritos na camada abrasiva induz um aumento na rugosidade e quanto maior a profundidade de corte, maior será o efeito sobre a rugosidade, como pode ser observado nos resultados.

Na figura 4.5 é apresentado que o comportamento da rugosidade em função do volume de material removido ao longo dos ensaios é praticamente constante. Ressalta-se a razão da rugosidade praticamente dobrar para $a_e = 0,08\text{mm}$ em relação ao menor $a_e = 0,02\text{mm}$ está relacionado com a maior severidade de condição

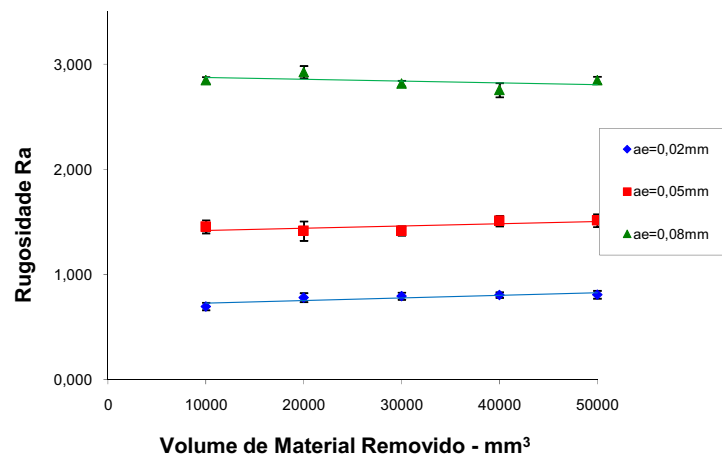


Figura 4.5 – Comportamento da rugosidade durante o ensaio com MQL.

A Figura 4.6 mostra os valores de rugosidade obtidos nos ensaios utilizando o método otimizado de aplicação de fluido baseado no conceito ao proposto por Webster (1995), em função da profundidade de corte após retificação plana do aço ABNT4340 com rebolo de cBN vitrificado.

A tendência observada na figura 4.6 é semelhante aos outros dois métodos testados, com o aumento da profundidade de corte, aumenta-se a rugosidade. Para o método otimizado não se verifica um grande aumento da rugosidade em função do aumento da profundidade de corte, como visto para a técnica de MQL.

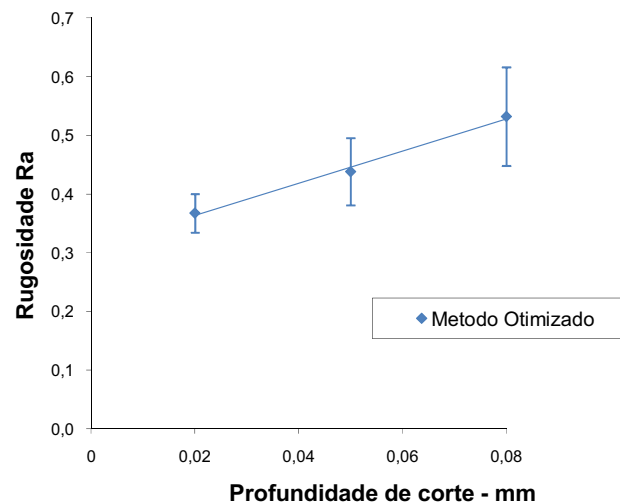


Figura 4.6 – Influência de profundidade de corte na rugosidade média utilizando o método otimizado.

Na figura 4.7, novamente observa-se que aumento da rugosidade com o aumento do volume de material removido para os três de profundidade de corte testados. Mas neste método o aumento na rugosidade é menor em relação aos outros métodos testados. Isso confirma a eficiência do método otimizado na manutenção da qualidade da superficial em todas as condições testadas neste trabalho. Isso se pode ser explicado pela adequada refrigeração e lubrificação proporcionadas pelo jato de fluido aplicado, além de promover a limpeza dos detritos da região de corte, evitando o acúmulo deste e o empastamento do rebolo.

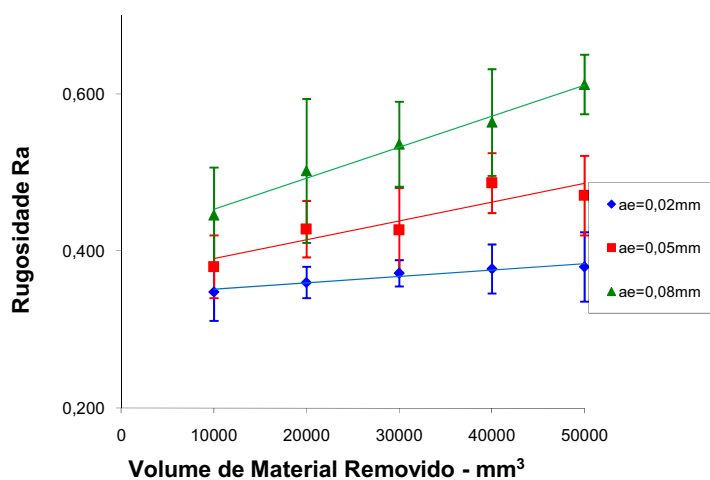


Figura 4.7 – Comportamento da rugosidade ao durante do ensaio utilizando o método otimizado.

4.2.1 Comparações dos Resultados de Rugosidade: Método Convencional x Técnica de MQL x Método Otimizado

Na Figura 4.8 são apresentados, os valores médios de rugosidade para os três tipos de lubri-refrigeração utilizados nesta pesquisa.

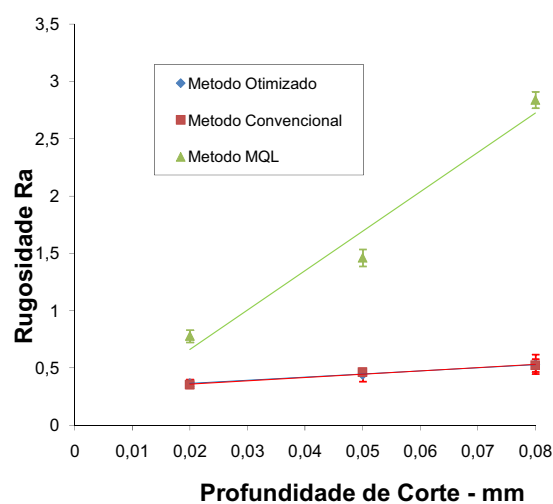


Figura 4.8 – Rugosidade média em função da profundidade de corte entre os métodos de aplicação de fluidos testados.

Pode-se verificar que a média dos valores de rugosidade (R_a) medido obtida nos ensaios utilizando a técnica de MQL foi maior em todas as condições analisadas. No caso de 0,08mm de profundidade de corte, os valores de rugosidade do MQL foram cerca de seis vezes maiores que os valores obtidos para os outros métodos - convencional e o otimizado.

Segundo Diniz *et al.* (2003), a faixa de valores de rugosidade R_a aceitável para o processo de retificação está entre 0,2 e 1,6 μm . Assim, todos os valores obtidos no método convencional e no método otimizado estão dentro da faixa de tolerância, apresentando até valores próximos e satisfatórios. Para o MQL, no entanto, os valores de rugosidade obtidos com $a_e=0,08mm$ de profundidade de corte estão fora da faixa de tolerância considerada. No caso da profundidade de corte $a_e=0,05mm$, os valores estão próximos ao limite. Na melhor condição, $a_e=0,02mm$ de profundidade de corte, os valores apresentados pela técnica MQL são maiores que os apresentados pelos outros dois métodos, no entanto a técnica MQL em vazão 100ml/h apresenta-se como uma opção considerável para operações de acabamento.

A desvantagem do método do MQL em remover os resíduos formados durante a usinagem da zona de corte, o que induz a esses altos valores de rugosidade obtidos. Mas quando comparado os resultados de força de corte para as profundidades de corte de $a_e=0,02$ e $a_e=0,05mm$, o MQL apresenta melhor desempenho em relação aos outros dois métodos. No entanto a rugosidade nessas condições destes é a maior, ou seja, acabamento superficial mais pobre. Isso se explica pelo fato de o MQL, embora seja capaz de lubrificar a interface ferramenta/peça, não é capaz promover uma limpeza dos detritos da zona de corte, concentrando os detritos provenientes da retificação. Portanto, essa “borra” formada pela a combinação dos detritos com o fluido pulverizado prejudica o acabamento superficial.

As Figuras 4.9, 4.10 e 4.11 apresentam os resultados da rugosidade em função do volume de material removido. Em termos de rugosidade, a utilização do MQL como método de lubri-refrigeração só pode ser considerada eficiente para pequenas profundidades de corte.

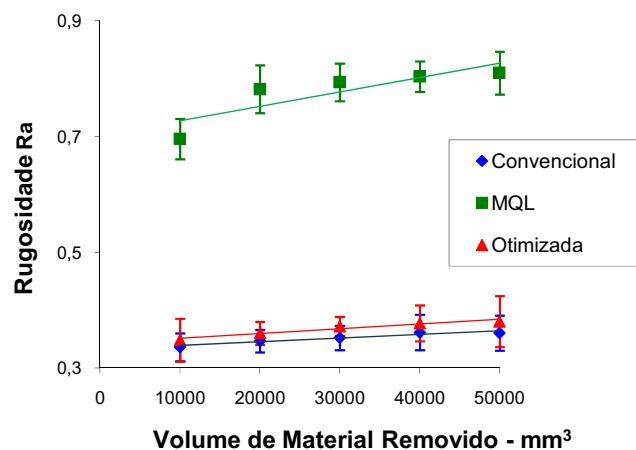


Figura 4.9 – Comparação do comportamento da rugosidade ao durante os ensaios com espessura equivalente de corte de 0,02mm.

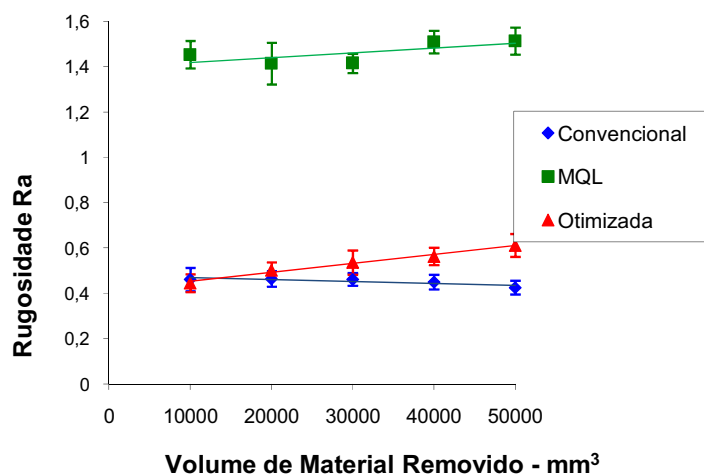


Figura 4.10 – Comparação do comportamento da rugosidade durante os ensaios com espessura equivalente de corte de 0,05mm.

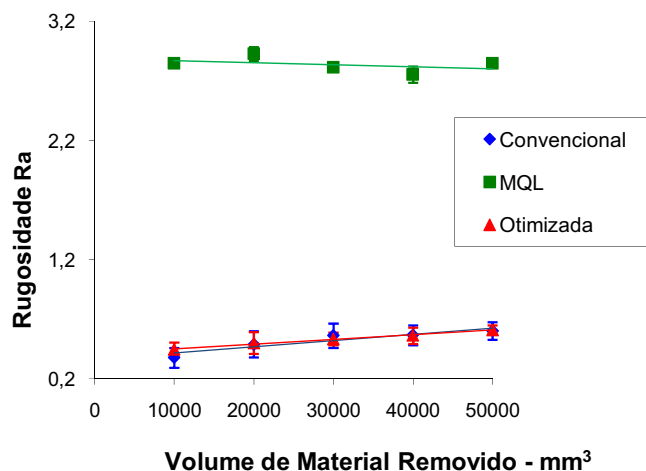


Figura 4.11 – Comparação do comportamento da rugosidade durante os ensaios com espessura equivalente de corte de $0,08\text{mm}$.

Ao comparar os resultados, destaca-se que o método convencional proporcionou uma rugosidade (R_a) próxima a obtida pelo método otimizado. No entanto, para o método MQL, como já observado, a diferença dos valores de rugosidade em relação aos outros dois métodos, o qual é aproximadamente duas vezes maior em $a_e=0,02\text{mm}$, duas vezes e meia maior na condição de $a_e=0,05\text{mm}$ e seis vezes maior do que encontrado na profundidade de corte $0,08\text{mm}$.

4.3 DESGASTE DIAMETRAL DO REBOLO E RELAÇÃO G

O desgaste do rebolo é dependente de três fatores principais: desgaste do aglomerante, desgaste do grão abrasivo, e friabilidade dos grãos e a dureza da peça usinada. Trata-se de uma variável de extrema importância no processo de retificação, já que quanto maior o desgaste do rebolo, menor será o rendimento da ferramenta.

A Figura 4.12 apresenta o desgaste diametral do rebolo versus profundidade de corte para os três tipos de lubri-refrigeração considerados após retificação plana do aço ABNT4340 com rebolo cBN vitrificado.

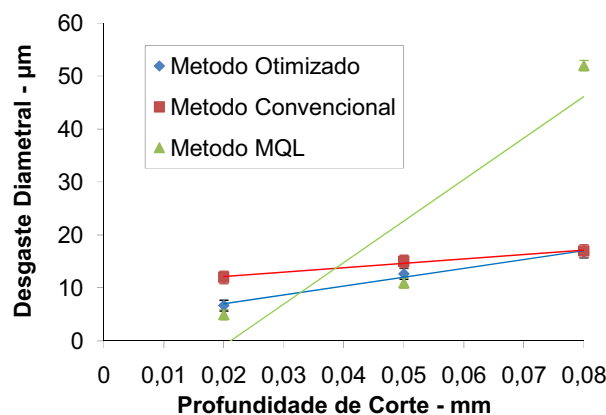


Figura 4.12 – Desgaste do rebolo versus profundidade de corte para as diferentes condições de corte.

Verifica-se que o desgaste diametral do rebolo aumentou com a profundidade de corte, um comportamento previsto, uma vez que quanto maior a quantidade material retirado, maior será o consumo da camada abrasiva do rebolo.

O método MQL destacou-se pois resultados obtidos com as profundidades de corte $a_e = 0,02$ e $a_e = 0,05\text{mm}$, pois, produziu os menores desgastes dentre todos os métodos testados com profundidade inferior a $a_e = 0,08\text{mm}$. Para valor de $a_e = 0,08\text{mm}$ a técnica MQL foi a que produziu maiores valores de desgaste do rebolo. Em uma análise comparativa, para a profundidade de corte de $a_e = 0,02\text{mm}$, o valor do desgaste do método convencional foi aproximadamente 2,4 vezes maior que o MQL na mesma condição, enquanto que o valor do desgaste do método otimizado foi cerca de 1,3 vezes maior. Para $a_e = 0,05\text{mm}$, o MQL foi cerca de 25% menor que o método convencional, e cerca de 13% menor em relação ao método otimizado. Essa durabilidade maior do rebolo ao usar com MQL comprova que foi promovida uma lubrificação adequada na região de corte, diminuindo o desgaste do grão abrasivo e assim mantendo-o por mais tempo ativo na camada abrasiva. No entanto, para $a_e = 0,08\text{mm}$, a técnica MQL foi cerca de três vezes maior que os outros dois métodos testados. Estes resultados relativos ao desgaste da ferramenta de corte estão coerentes com os resultados obtidos na medição da força tangencial de corte, em que a técnica MQL proporcionou usinagem com os menores esforços de corte nas condições de $a_e = 0,02$ e $a_e = 0,05\text{mm}$ e o maior esforço de corte na condição $a_e = 0,08\text{mm}$, confirmando que

o MQL com vazão 100 ml/h mostrou-se eficiente para condições de acabamento e menos eficaz para condição de desbaste.

A usinagem com o método convencional de aplicação de fluido produziu os maiores valores de desgaste nas condições utilizando $a_e = 0,02$ e $a_e = 0,05\text{mm}$ e ficou com desempenho intermediário na condição de $a_e = 0,08\text{mm}$. O desgaste produziu, mas a usinagem com o método convencional em $a_e = 0,02\text{mm}$ foi aproximadamente 58% maior que aquele gerado ao usinar com método MQL e 45% maior do que o método otimizado. Com $a_e = 0,05\text{mm}$ obteve-se o valor de desgaste 27% maior do que o método MQL e quase 16% maior do que o método otimizado. Já na condição de usinagem mais severa, com a profundidade de corte com 0,08mm, o valor de desgaste da camada abrasiva foi apenas 2% maior em relação ao método otimizado mas 32% menor do que o valor obtido no método MQL. Esses valores mostram a importância da aplicação do fluido de corte na velocidade próxima da velocidade de corte, pois, o método convencional era aquele que não possuía essa característica, de forma que foi o responsável pelos piores resultados na condição de acabamento.

O método otimizado também apresentou uma tendência semelhante aos outros dois métodos testados, ou seja, quanto maior a profundidade de corte maior foi o desgaste da camada abrasiva. Nas condições de $a_e = 0,02\text{mm}$ e $a_e = 0,05\text{mm}$, os resultados apresentados ficaram sempre maior em relação aos apresentados pelo método MQL e menor do que os apresentados pelo método convencional, assim obtiveram-se um desgaste superior 34% e 15,4%, a mais de desgaste respectivamente em relação ao método MQL e 44,2% e 15,33%, menor valor, respectivamente de desgaste em relação ao método convencional. No entanto, na condição de $a_e = 0,08\text{mm}$ tem-se o método otimizado como melhor resultado, ou seja, nessa condição obteve-se o menor desgaste, isto é, 1,7% menor em relação ao método convencional e 67,8% menor do que o método MQL. Estes resultados comprovam o que já era suposto para este método, pois, a aplicação do fluido de corte em uma velocidade igual à de corte além lubrificar adequadamente a região de corte, realiza simultaneamente uma limpeza da camada abrasiva retirando-se a borra formada durante a retificação.

Diante desses resultados do desgaste da ferramenta abrasiva, pode-se destacar novamente a importância do acesso do fluido de corte na zona de corte, pois, com a presença do fluido na interface grão/peça menor será o atrito, conseqüentemente menor é a geração de calor. Com a menor geração de calor, menor será também a ocorrência de possíveis mecanismos de desgaste da camada abrasiva provocado por excesso de calor, como: Microtrincas no grão abrasivo e a degradação do ligante do rebolo. Com isso tem-se uma maior durabilidade da camada abrasiva.

Com os resultados do desgaste diametral da camada abrasiva do rebolo foi possível analisar a relação G, a qual é uma a relação de volume de camada abrasiva gasta do rebolo com a quantidade de material removido da peça. Essa relação foi descrita e informada na equação (2.7) do item 2.3.1.2.6.

A Figura 4.13 compara a relação G para os três métodos de lubri-refrigeração analisados. Os resultados apresentados seguem a relação inversa aquela apresentada para os valores de desgaste diametral. Desta forma, o MQL apresentou o melhor rendimento nas condições de 0,02mm e 0,05mm, ou seja, alto valor da relação G.

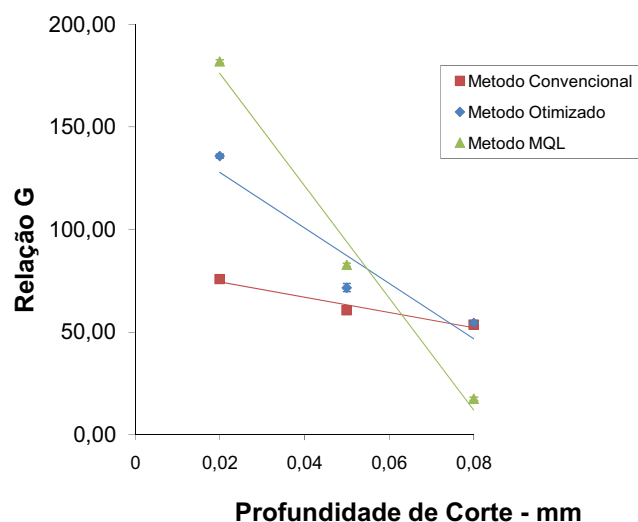


Figura 4.13 – Comparação da relação G entre os métodos de lubri-refrigeração analisados

No entanto, para uma profundidade de corte $a_e=0,08mm$, a menor eficiência do MQL com a vazão $100ml/h$ fica novamente visível pelo baixo desempenho ou reduzido valor da relação G, o que mostra alto desgaste da ferramenta de corte, fato que pode ser atribuído às condições tribológicas menos favoráveis para esta condição em relação aos outros métodos de aplicação de fluido testados. Para o método convencional e otimizado, a relação G nesta condição também é baixo comparado às outras profundidades de corte, mas em relação ao MQL os outros métodos apresentam valores muito maiores. Esse rendimento menor da ferramenta na condição de $a_e=0,08mm$ é em razão que a operação de corte é severa, exigindo maior esforço da ferramenta.

4.3 DUREZA POR MICROINDENTAÇÃO VICKERS

Na Figura 4.14 são apresentados os valores de dureza obtidos os métodos para três profundidades de corte diferentes., que é o valor da microdureza das peças antes da operação de retificação. Nesta figura também se encontra uma linha de referencia que indica o valor de dureza da peça antes da retificação.

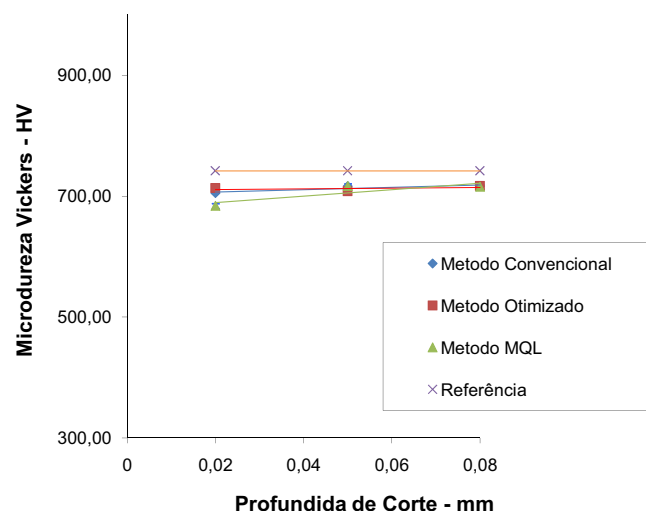


Figura 4.14 – Valores de dureza por microindentação Vickers das peças retificadas.

Valores da medição de microdureza obtidos mostram que para todas as profundidades de corte experimentadas e para os três métodos de lubri-refrigeração empregados, houve uma pequena queda de dureza superficial. A possível causa da queda na dureza pode estar associada aos vários ciclos de aquecimento e seguido de rápido de resfriamento que superfície retificada sofre durante a operação. Tais fatores são determinantes na definição da microestrutura obtida, gerando estruturas de menor dureza que a inicial.

Em todos os métodos, observa-se que a perda de dureza superficial foi praticamente igual em todas as profundidades de corte testada.

Pela análise dos dados para $a_e=0,02mm$, nota-se que o método otimizado implicou na menor queda de dureza dentre os três métodos. Em relação ao valor de microdureza de referência, as peças retificadas com lubri-refrigeração convencional perderam cerca de 5% de sua microdureza superficial, enquanto que aquelas retificadas com MQL perderam aproximadamente 8%. Já as retificadas com o método otimizado perderam cerca de 4%.

Para uma profundidade de corte $a_e=0,05mm$, observa-se que a diferença de dureza entre os métodos de aplicação de fluido é pequena, mostrando um comportamento muito semelhante para os três métodos, o que impossibilita qualquer conclusão sobre a tendência da microdureza nas peças. No entanto, há uma perda de cerca de 4% em relação a uma peça não retificada.

Para a condição de retificação com a profundidade de corte $a_e=0,08mm$, observa-se que os valores obtidos para o método de MQL e o otimizado estão abaixo dos obtidos para o método convencional. Nessa condição de usinagem, a queda de dureza da peça retificada com MQL foi de cerca de 4%, contra aproximadamente 3,5% do método otimizado, e apenas 1,5% do método convencional.

É interessante observar, geralmente, a perda de microdureza apresentada na condição mais severa de corte ($a_e=0,08mm$) foi menor que a apresentada na condição mais branda ($a_e=0,02mm$). Uma das razões para isso é que o ensaio com menor profundidade de corte chega a demorar três vezes mais que um mais severo. Assim a superfície fica exposta por mais tempo ao calor gerado durante a remoção de cavaco.

4.4 IMAGENS OBTIDAS POR MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA

Observar a superfície retificada em detalhes, como proporcionado por um microscópio de varredura eletrônica, auxilia na identificação de possíveis danos térmicos provocados pela remoção do cavaco durante a operação. Nas figuras de 4.15 a 4.23 estão apresentadas as imagens da superfícies retificadas obtidas no MEV (aumento 2000x).

Para uma profundidade de corte $a_e=0,02mm$, a microscopia da superfície de uma peça retificada utilizando o método convencional é apresentada na Figura 4.15, a de uma peça retificada com MQL na Figura 4.16 e a de uma peça retificada com método otimizado na Figura 4.17.

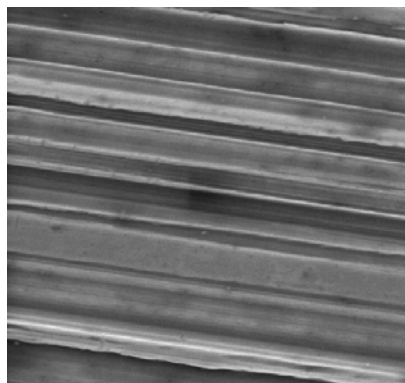


Figura 4.15 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método convencional ($a_e=0,02mm$).

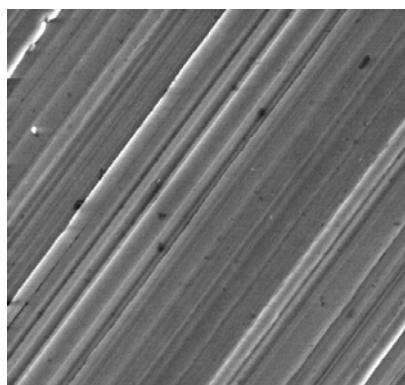


Figura 4.16 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método MQL ($a_e= 0,02mm$).

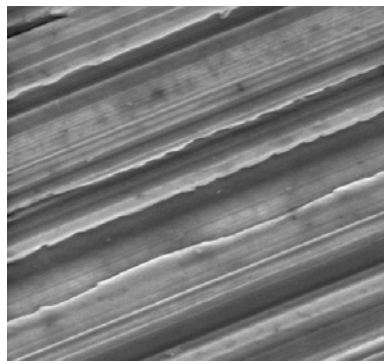


Figura 4.17 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método otimizado ($a_e = 0,02mm$).

Por estas imagens de microscopias pode-se observar que nos três métodos analisados, não foram constatados grandes danos térmicos ou trincas na peça, mostrando apenas algumas marcas de oxidação. Nas Figuras referentes aos métodos convencional e otimizado, observa-se a presença de rebarbas da remoção de material e isso pode ser explicado em razão de maior dificuldade da remoção de material em relação ao método MQL, confirmados pelos valores mais altos de força de corte quando comparados ao método MQL. Destaca-se a Figura 4.16, referente ao método MQL que apresenta uma superfície com uma presença menor de rebarbas, apesar das medições de rugosidade demonstrar um valor maior do que os métodos convencional e otimizado.

Para uma profundidade de corte de $0,05mm$ as microscopias são mostradas nas Figuras 4.18, 4.19 e 4.20, para o método convencional, para a técnica de MQL, e para o método otimizado, respectivamente.

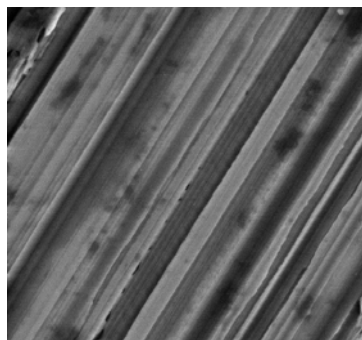


Figura 4.18 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método convencional ($a_e = 0,05mm$).

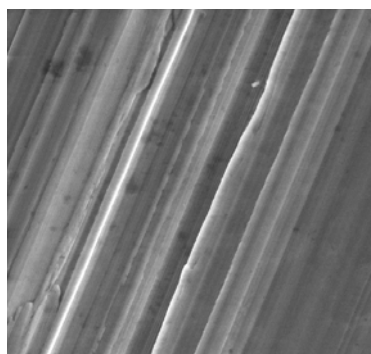


Figura 4.19 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com MQL ($a_e = 0,05mm$).

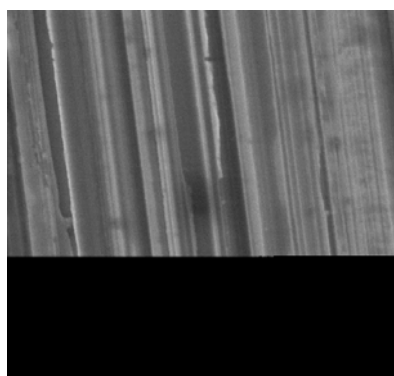


Figura 4.20 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método otimizado ($a_e = 0,05mm$).

Das três figuras observa-se que as superfícies geradas são bem semelhantes. Apenas nota-se rebarbas maiores devidos a trajetória dos grãos para o método MQL o que gera maiores valores de rugosidade em relação as superfícies produzidas com 0,05mm e 0,02mm de profundidade de corte. Nota-se que a figura 4.18 referente ao método convencional apresenta maior quantidade de marcas de oxidação da superfície.

Para profundidade de corte de 0,08mm, as Figuras 4.21, 4.22, e 4.23 mostram as microscopias obtidas para o método convencional, MQL e método otimizado, respectivamente.

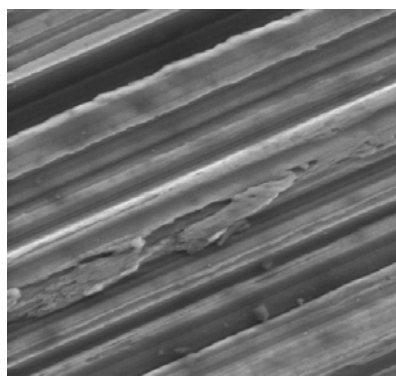


Figura 4.21 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método convencional ($a_e = 0,08mm$).

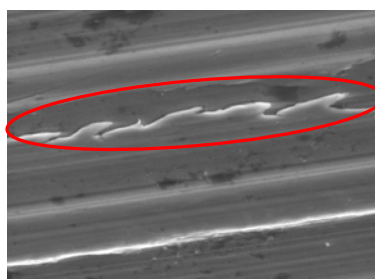


Figura 4.22 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com MQL ($a_e = 0,08mm$).

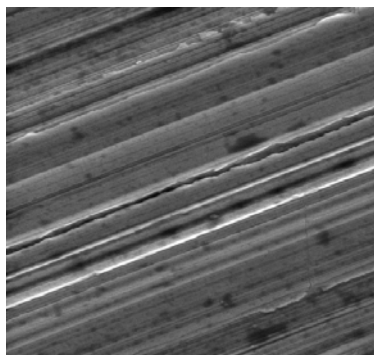


Figura 4.23 – Imagem por MEV da superfície de uma peça retificada com método otimizado ($a_e = 0,08mm$).

Da Figuras 4.21 e 4.22 observa-se que o grande esforço exigido para o arranque de material resultou na formação de rebarbas grosseiras e bem maiores que nas situações anteriores, ou seja, nas condições de usinagem utilizando profundidade de corte com 0,02mm e 0,05mm, fato confirmado pelos altos valores de rugosidade medidos. Assim, as microscopias reforçam que nesta condição de desbaste, o MQL não é o método mais indicado para condição de retificação com grande remoção de material. Na Figura 4.23, a qual se refere ao método otimizado mostrou a melhor superfície gerada, mas ainda com apresenta algumas de marcas de oxidação.

4.5 TENSÃO RESIDUAL SUPERFICIAL

A análise das tensões residuais revelou que a variação da que independente da profundidade de corte, todos os métodos induziram tensões de compressão. Conforme observado na figura 4.24

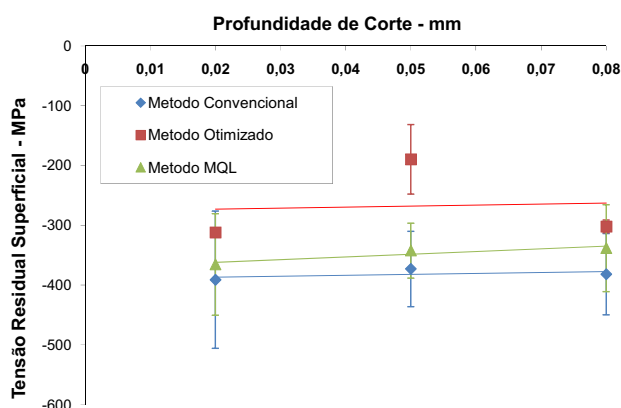


Figura 4.24 – A influência da profundidade de corte na tensão residual superficial.

Desta figura observa-se que ao empregar a profundidade de corte 0,02mm foram gerados os maiores valores de tensão residual de compressão. O método convencional apresentou os valores de tensão de compressão maiores 7% e 25,3% MQL e otimizado, respectivamente.

Pela análise dos resultados referentes a $a_e=0,05mm$, observa-se novamente que o método convencional proporcionou a maior tensão residual de compressão, sendo quase o dobro do valor encontrado no método otimizado e 8,9% maior do que o método MQL.

Na condição de $a_e=0,08mm$, nota-se mesma tendência das condições anteriores, ou seja, o método convencional com produzindo valores com 12,9% e 26,5% maiores do que aqueles para método MQL e otimizado, respectivamente.

Comparando-se os resultados citados, não é possível relacionar a influência do tipo de método de lubri-refrigeração com os resultados da tensão residual. Somente percebe-se que com aumento da profundidade de corte tem-se a diminuição da tensão residual de compressão.

5 CONCLUSÕES

A partir dos dados obtidos experimentalmente utilizando três diferentes métodos de lubri-refrigeração, o convencional, o de mínima quantidade de lubrificação (MQL), e o otimizado baseado no modelo proposto por Webster (1995), pode-se concluir para a retificação plana de aço ABNT 4340 temperado e revenido a 55HRc com rebolo de cBN vitrificado, que:

- A utilização de bocais com geometria que não induzem fluxo não turbulento do fluido, modelo proposto por Webster (1995), mostrou-se muito eficiente nas condições testadas utilizando-se os métodos MQL e otimizado;
- A análise dos resultados indica que é viável a utilização do método MQL de aplicação de fluido de corte no processo retificação plana do aço ABNT4340 em condições específicas e investigadas neste trabalho de retificação com profundidade de corte até 0,05mm;
- O método MQL somente deve ser empregado em operações de retificação com utilização de bocais especialmente projetados, os quais possuem abertura que abrangem toda região de corte da retificação e que também possuam uma câmara para realizar a mistura do ar com o fluido de corte;
- Através dos resultados da força tangencial de corte e desgaste diametral do rebolo, concluiu-se que o método MQL foi capaz de introduzir adequadamente o fluido de corte na região de corte, pois, em condições de usinagem utilizando ate profundidade de corte até 0,05mm, foram obtidas os menores esforços de corte e menor desgaste da camada abrasiva;
- Na condição mais severa testada, ou seja, com a profundidade de corte de 0,08mm, o método MQL mostrou-se possuir uma eficiência menor na lubrificação da região de corte, pois, apresentou os maiores valores das seguintes variáveis analisadas: força tangencial de corte, desgaste diametral do rebolo e rugosidade;
- Ao retificar com o método otimizado foram registrados os maiores esforços de corte nas condições de usinagem utilizando a profundidade de 0,02mm e 0,05mm, no entanto, na condição de usinagem mais severa ($a_e=0,08\text{mm}$), a

usinagem com este método produziu os menores resultados de força tangencial de corte;

- Ao usinar com o método otimizado observou-se o maior valor de desgaste do rebolo na condição de corte com $a_e=0,08\text{mm}$, mostrando a eficiência de alta vazão de fluido de corte para condições mais severa de corte;
- A usinagem com o método MQL apresentou em todas as condições investigadas valores de rugosidade no mínimo duas vezes maior dos aqueles outros métodos testados. Esses elevados valores de rugosidade podem ser atribuídos as condições tribológicas desfavoráveis e também na menor eficiência na remoção dos detritos camada abrasiva;
- A análise da dureza por microindentação Vickers dos corpos de prova mostrou que em todas as condições testadas houve queda de dureza, quase sempre pequena e semelhante em todos os testes independente do método de lubri-refrigeração ou profundidade de corte variadas;
- Pela análise dos resultados da rugosidade, pode-se concluir que com o aumento da profundidade de corte tende-se aumentar a rugosidade, independente da condição testada;
- Os resultados relativos à tensão residual superficial mostraram-se que todos os métodos de aplicação de fluido ensaiados induziram tensão residual de compressão, a qual possui efeitos benéficos a resistência mecânica do material;
- Em todos os métodos de lubri-refrigeração testados, observou-se que quanto menor a profundidade de corte empregada, maior foi a tensão residual de compressão induzida na superfície do material

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

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

- Aplicação da técnica de MQL associada à com bocais para limpeza do rebolo distribuídos ao longo da periferia do rebolo;
- Variação das vazões dos fluidos, tanto na técnica de MQL quanto nos métodos convencional e otimizado de lubri-refrigeração;
- Variação dos outros parâmetros de corte. Além disso, a utilização de corpos de prova de diferentes materiais se faz bastante interessante

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

AGUIAR, P. R.; BIANCHI, E. C.; SERNI, P. J. A.; DOTTO, F. R. L. **“In-process grinding monitoring through acoustic emission”**. Journal of Brazilian Society of Mechanic Science & Engineering. Vol.28, No.1, pp. 118-124, 2006.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K. **“The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel”**. Wear. Vol. 196, pp.279-284, 1996.

AGOSTINHO, O. L., RODRIGUES, A. C. S., LIRANI, J. **“Princípios de Engenharia de fabricação Mecânica-Processos de Fabricação-Volume 2”**. Universidade de São Paulo, São Carlos, 1981.

AGUIAR, P. R.; CATAI, R. E.; BIANCHI, E. C.; FREITAS, R. **“Studies on the cooling minimum quantity and conventional cooling at hardened steels in grinding process”**. Journal of Brazilian Society of Mechanic Science & Engineering. Vol.29, No.2, pp. 136-141, 2007.

ALDEN, G. I. **“Operation of grinding wheels in machine grinding”**. Trans. ASME, p.451, 1914.

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

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

BIANCHI, E.C.; AGUIAR, P.R.; PIUBELI, B.A. **“Aplicação e utilização dos fluidos de corte nos processos de retificação”**. Artliber Editora, São Paulo, SP, Brasil, 2004.

BRINKSMEIER, E., HEINZEL, C., WITTMANN, M., SCHMID, U., DREYER, M., RATH, H. J. **“Como a aplicação do fluido refrigerante pode ser melhorada na retificação”**. Revista Máquinas e Metais, P. 34-41, Outubro 2001.

BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; WITTMAN, M. **“Friction, cooling and lubrication in grinding”**. CIRP Annals. Vol. 48, No.2, pp.581-598, 1999.

BURAKOWSKI, T; WIERZCHON, T. **“Surface engineering of metals – Principles, equipment, technologies”**. CRC Press. New York, 1999.

BYERS, J. P. **“Metalworking fluids”**. CRC Press. 2nd edition, New York, 2006, 463p

CAI, R.; ROWE, W. B. **“Assessment of vitrified cBN wheels for precision grinding”**. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 44, pp. 1391-1402, 2004.

CAMPBELL, J. D. **“Optimized Coolant Application”**. In: 1st International Machining and Grinding Conference, Technical Paper, MR95-211, Society of Manufacturing Engineers, 12-14 September, Dearborn, Michigan, p. 895-904, 1995.

CHANG, C. C.; SZERI, A. Z. **“A thermal analysis of grinding”**. Wear. Vol. 216, pp.77-86, 1998.

CHEN, X.; ROWE, W. B. **“Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding”**. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 36, pp.883-896, 1996.

CHEN, X.; ROWE, W. B.; ALLANSON, D. R.; MILLS, B. **“A grinding power model for selection of dressing and grinding conditions”**. Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 121, pp. 632-637, 1999.

CHEN. X.; ALLANSON, D. R.; ROWE, W.B. **“Life cycle model of the grinding process”**. Computers in Industry. Vol. 36, pp.5-11, 1998.

CHOI, H. Z.; LEE, S. W.; JEONG, H. D. **“A comparison of the cooling effects of compressed cold air and coolant for cylindrical grinding with a cBN wheel”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 111, pp.265-268, 2001.

CHOI, T. J.; SUBRAHMANYA, N.; LI, H.; SHIN, Y. C. **“Generalized practical models of cylindrical plunge grinding processes”**. International Journal of Machine Tools & manufacture: Design, Research and Application. Vol. 48, pp.61-72, 2008.

DERKX, J. M.; HOOGSTRATE, A. M.; SAURWALT, J. J.; KARPUSCHEWSKI, B. **“Form crush dressing of diamond grinding wheels”**. CIRP Annals. Vol. 57, No.1, pp. 349-352, 2008.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. **“Tecnologia da usinagem dos materiais”**. Artiliber Editora Ltda, Campinas, SP, Brasil, 4ª Edição, 2003, p.230-248.

EBBRELL, S.; WOOLEY, 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: Design, Research and Application. Vol. 40, pp.209-223, 2000.

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

EL BARADIE, M. A. **“Cutting fluids: Part I. Characterization”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 56, pp. 786-797, 1996.

FATHALLAH, B. B.; FREDJ, N.B.; SIDHOM, H.; BRAHAM, C.; ICHIDA, Y. **“Effects of abrasive type cooling mode and peripheral grinding wheel speed on the AISI D2 steel ground surface integrity”**. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 49, pp.261-272, 2009.

FATHIMA, K.; KUMAR, A. S.; RAHMAN, M.; LIM, H. S. **“A study on wear mechanism and wear reduction strategies in grinding wheels used for ELID grinding”**. Wear. 254, pp.1247-1255, 2003.

FERREIRA, M. C. **“Apostila de Preparo de amostras para a realização do teste de microdureza”**, UFSC. Florianópolis, 2004.

GOLDSTEIN, J., NEWBURY, D.; ECHLIN, P.; JOY, D. C. **“Scanning electron microscopy and microanalysis: a text for biologists, materials scientists and geologists”**. Plenum Pub Corp, 2nd edition, USA, 1992, 820 p.

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

GU, R. J.; SHILLOR, M.; BARBER, G. C.; JEN, T. **“Thermal analysis of the grinding Process”**. Mathematical and Computer Modeling. Vol. 39, pp.991-1003, 2004.

GUO, C., MALKIN, S. **“Analysis of Fluid Flow Through the Grinding Zone”**. ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 104, p.427, 1992.

HAFENBRAEDL, D.; MALKIN, S. **“Tecnologia ambientalmente correta para retificação cilíndrica interna”**. Revista Máquinas & Metais, Vol. 37, nº 426, p. 40-55, julho 20

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

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

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

HOWES, T. D., TONSHOFF, H.K., HEUER, W. **“Environmental Aspects of Grinding Fluids”**. Cirp Grinding Stc Keynote Paper, 1991.

HRYNIEWICZ, P.; SZERI, A. Z.; JAHANMIR, S. **“Coolant flow in surface grinding with non-porous wheels”** International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 42, pp.2347-2367, 2000.

INASAKI, I.; KARPUSCHEWSKI, B.; LEE, H. –S. **“Grinding chatter – Origin and suppression”**. CIRP Annals. Vol. 50, No.2, pp. 515-534, 2001.

IRANI, R. A.; BAUER, R. J.; WARKENTIN, A. **“A review of cutting fluid application in the grinding process”**. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 45, pp.1696-1705, 2005.

JACKSON, M. J. “**Sintering and vitrification heat treatment of cBN grinding wheels**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 191, pp. 232-234, 2007.

JACKSON, M. J.; DAVIS, C. J.; HITCHINER, M. P.; MILLS, B. “**High-speed grinding with cBN grinding wheels – applications and future technology**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol.110, pp. 78-88, 2001.

JACKSON, M. J.; MILLS, B. “**Microscale wear of vitrified abrasive materials**”. Journal of Materials Science. Vol. 39, pp. 2131-2143, 2004.

KIM, S.; AHN, J. H. “**Decision of dressing interval and depth by the direct measurement of the grinding wheel surface**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 84, pp. 190-194, 1999.

KING, R. I., HAHN, R. S., “**Handbook of Modern Grinding Technology**”. 3^a Ed., New York, Chapman And Hall, 1992.

KLOCKE, F., EISENBLÄTTER, G. “**Dry Cutting**”. Annals of the CIRP, Vol. 46, No.2, 1997, pp. 519-526.

KLOCKE, F.; BAUS, A.; BECK, T. “**Coolant induced forces in cBN high speed grinding with shoe nozzles**”. CIRP Annals. Vol. 49, No.1, pp.241-244, 2000.

KLOCKE, F.; KÖNIG, W. “**Appropriate conditioning strategies increase the capabilities of vitrified-bond cBN grinding wheels**”. CIRP Annals. Vol. 44, No.1, pp. 305-310, 1995.

KOENIGSBERGER, F. TLUSTY, J. **Machine tool structures**. Pergamon Press. Vol. 1 Hungary, 1970.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. „**Fertigungsverfahren band2: Shchleifen, Honen, Läppen**“. Band 2.VDI-Verlag GmbH. Düsseldorf, 1980.

KOPAC, J.; KRAJNIK, P. “**High –performance grinding – A review**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol.175, pp. 278-284, 2006.

KRAR, S. F.”**Grinding technology**”. Delmar Publishers Inc., Second Edition, USA, 1994, p. 165-319, ISBN 0-8273-6390-7.

KRAR, S. F., RATTERMAN, E. **“Superabrasives: Grinding and Machining With cBN and Diamond”**. McGraw-Hill, Inc., Usa. 1990.

KRUSZYNSKI, B. W.; WÓJCIK, R.; **“Residual stress in grinding”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 109, pp. 254-257, 2001.

LANG, G.; SALGÉ, E. **“Moderne schleiftechnologie und scheifmaschinen”**. Vulkan-Verlag, Essen, 1989

LEE, S. W.; LEE, Y. C.; JEONG, H. D.; CHOI, H. Z. **“The effect of high pressure air jet on form accuracy in slot grinding”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 128. pp.67-72, 2002.

LIAO, Y. S.; LUO, S. Y.; YANG, T. H. **“A thermal model of the wet grinding process”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 101, pp. 137-145, 2000.

LINDSAY, R. P. **“Principles of grinding”**. Metals handbook: machining. 9.ed. Nova York; ASM International, 1995.

LINKE, B. **“Dressing process model for vitrified bonded grinding wheels”**. CIRP Annals. Vol. 57, pp.345-348, 2008.

LIU, C. H.; ADRIAN CHEN, C.; CHEN, C. A.; YIN-TIEN WANG. **“Grinding force control in an automatic surface finishing system”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 170, pp.367-373, 2005.

LIU, Q.; CHEN, X.; WANG, Y.; GINDY, N. **“Empirical modeling of grinding force based on multivariate analysis”**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 203, pp. 420-430, 2008.

MACHADO, A.R.; WALLBANK, J. **“The effect of extremely low lubricant volumes in machining”**. Wear. Vol. 210, pp.76-82, 1997.

MACHADO, R.M.; ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; SILVA, M. B.; **“Teoria da usinagem dos materiais”**. Editora E.Blucher, São Paulo. Brasil, 371p. 2009

MAHDI, M.; ZHANG, L. **“Applied mechanics in grinding – V. Thermal residual stresses”**. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 37, No.5, pp. 619-633, 1997.

MALKIN S., HWANG T. W., “**Grinding mechanism for ceramics**”, Annals CIRP, 45(2), pp. 569, 1996.

MALKIN, S. “**Grinding Mechanisms e Grinding Temperatures and Thermal Damage**”. In: MALKIN, S. Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989.

MALKIN, S.; GUO, C. “**Thermal analysis of grinding**”. CIRP Annals. Vol. 56, No.2, pp.760-782, 2007.

MARINESCU, I. D.; HITCHINER, M.; UHLMANN, E.; ROWE, W.B.; INASAKI, I. “**Handbook of Machining with Grinding Wheels**”. CRC Press. New York, 2007.

MARINESCU, I. D.; ROWE, W.B.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. “**Tribology of abrasive machining processes**”. 1.ed. Norwich, William Andrew Inc, 2004.

MOLTRECHT, K. H. “**Machine shop practice**”. Industrial press inc. Vol.2. New York, 1979.

MONICI, R. D.; BIANCHI, E. C.; CATALI, 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 superabrasives CBN grinding wheels**”. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 46, pp.122-131, 2006.

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

NGUYEN, T.; ZHANG, L. C. “**The coolant in grinding with a segmented wheel – Part 2: Quantitative analysis**”. International Journal of Machine Tools & manufacture: Design, Research and Application. Vol. 46, pp.114-121, 2006.

NGUYEN, T.; ZHANG, L.C. “**An assessment of the applicability of cold air and oil mist in surface grinding**”. Journal of Materials Processing Technology, Volume 140, Issues 1-3, 22 September 2003, Pages 224-230.

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

OLIVEIRA, J. F. G. **“Tópicos avançados sobre o processo de retificação”**.

Reimpressão. Universidade de São Paulo, USP, Setembro, 1998.

PAHLITZSCH, G., HELMERDIG, H. **“Einfluss des Abrichtens mit diamantbestückten auf die Feingestalt der Schleifscheibenschneidfläche”**

Werkstattstechnik 58. Jg., Heft1, Jan. 1968.

PEKLENIK, J. **“Ermittlung Von geometrischen und physikalischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens”**. Dissertation T. H. Aachen, 1969.

PÉREZ, J.; HOYAS, S.; SKURATOV, D. L.; RATIS, Y. L.; SELEZNEVA, I. A.; FERNÁNDEZ DE CÓRDOBA, P.; URCHUEGUÍA, J. F. **“Heat transfer analysis of intermittent grinding processes”**. International Journal of Heat and Mass Transfer. Vol. 51, pp.4132-4138, 2008.

RAMESH, K.; YEO, S. H.; GOWRI, S.; ZHOUL, L. **“Experimental Evaluation of Super High Speed Grinding of Advanced Ceramics”**. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 17, p. 87-92, 2001.

ROWE, W. B.; EBBREL, S.; MORGAN, M. N. **“Process requirements for cost-effective precision grinding”**. CIRP Annals. Vol. 53, No.1, pp.255-258, 2004.

ROWE, W. B.; MORGAN, M. N., **“The effect of deformation on the contact area in grinding”**. In: Annals of the CIRP, vol. 42/1, 1993.

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

SALMON, S.C. **“Modern grinding process technology”**. 1 ed. New York; McGraw-Hill, 1992, 224p

SANTOS, C.S; SALES, W. F. **“Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais”**. Artiliber Editora Ltda, Campinas, SP, Brasil, 1ª Edição, 2007, 246p.

SENAI - SERVIÇO DE APRENDIZAGEM INDUSTRIAL.” **Resposta técnica: rebolo para retificar alumínio**”. São Leopoldo, RS, Brasil, 2007, em <http://www.sbrt.ibict.br>, acesso em: 22 de janeiro de 2008.

SHAJI, S.; RADHAKRISHNAN, V. “**An investigation on solid lubricant moulded grinding wheels**”. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 43, pp.965-972, 2003.

SHAW, M. C. “**Principles of abrasives processing**”. Oxford Science on Advanced Manufacturing, New York, USA, 1996.

SILLIMAN, J. D. “**Cutting and grinding fluids: selection and application**”. Dearborn – Michigan, SME, Second Edition, p. 119-135, 1992.

SILVA, L. R., BIANCHI, E. C., FUSSE, R. Y., FRANÇA, T. V., NETO, L. D., CATAI, R. E., AGUIAR, P. R. “**Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant – MQL in grinding**”. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 47, No2, pp.412-418, 2007.

SNOEYS, R.; PETERS, J.; DECNEUT, A. “**The significance of chip thickness in grinding**”. CIRP Annals. Vol. 23, No.2, pp.227-237, 1974.

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

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. Vol. 109, pp.181-189, 2001.

SOUZA, C. N. de.; CATAI, R. E.; AGUIAR, P. R., SALGADO, M. H.; BIANCHI, E. C. “**Analysis of diametrical wear of grinding wheel and roundness errors in the machining of steel VC131**”. Journal of Brazilian Society of Mechanic Science & Engineering. Vol.26, No.2, pp. 209-121, 2004.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. “**Dry machine: Machining of the future**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 101, pp.287-291, 2000.

STANFORD, M., LISTER, P.M. “**Future role of metalworking fluids**”, Industrial Lubrication Tribology, Vol. 54, No.1, pp. 11-19, 2002.

STEMMER, C. E. “**Ferramentas de corte II: brocas, alargadores, ferramentas de roscar, fresas, brochas, rebolos, abrasivos**”. Editora da UFSC, Florianópolis, 314 p., 1992.

TANG, J.; DU, J.; CHEN. Y. “**Modeling and experimental study of grinding forces in surface grinding**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol.209, pp. 2847-2854, 2009.

TAWAKOLI, T. “**Minimum coolant lubrication in grinding**”. Industrial Diamond Review, nº 1, p. 60-65, 2003.

TAWAKOLI, T.; WESTKÄMPER, E.; RABIEY, M.; RASIFARD, “**A. Influence of the type of coolant lubricant in grinding with CBN tools**”. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 47, pp.734-739, 2007.

TSO, P. –L. “**Study on the grinding of Inconel 718**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 55. pp. 421-426, 1995.

TSO, PEI-LUM; WU, SHIH-HUANG. “**Analysis of grinding quantities through chip sizes**”. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 95, pp. 1-7, 1999.

VENKATESH, K.; BOBJI, M. S.; GARGI, R.; BISWAS, S. K. “**Genesis of workpiece roughness generated in surface grinding an polishing of metals**”. Wear. 225-229, pp.215-226, 1999.

WEBSTER, J. A. “**Optimizing coolant application systems for high productivity grinding**”, ABRASIVES Magazine, October/November, p. 34-41, 1999.

WEBSTER, J. A.; CUI, C.; MINDEK Jr., B. “**Grinding fluid application system design**”. CIRP Annals. Vol. 44, No.1, pp.333-338, 1995.

WEBSTER, J., LUI, C. “**Flow rate and jet velocity determination for design of a grinding cooling system**”. Presented at 1st International Machining and Grinding Conference, Dearborn, p.12-14, MI, September, 1995.

WEINGAERTNER, W.; SCHROETER, R.; TEIXEIRA, C. R. **“As Influências da Minimização do Fluido de Corte”**, Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVI, No. 408, p. 52-59, Janeiro 2000.

WINTER-GRUPO SAINT GOBAIN. **“Retificação”** Futura. Apostila de treinamento da Empresa Winter, Jundiaí, SP, Brasil, 2004.

WONG, Y. C.; DOYLE, E. D. **“Implications of High strain deformation in grinding”**. Wear. 233-235, pp.395-401, 1999.

YOU, H. -Y.; YE, P. -Q.; WANG, J. S.; DENG, X. -Y. **“Design and application of CBN shape grinding wheel for gears”**. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application. Vol. 43, pp. 1269-1277, 2003.