



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

FACULDADE DE ENGENHARIA DE GUARATINGUETÁ
DEPARTAMENTO DE MATERIAIS E TECNOLOGIA

RODRIGO EDUARDO CATAI

OTIMIZAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE REFRIGERAÇÃO/LUBRIFICAÇÃO NO
PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE MERGULHO

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia do *campus* de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica na área de Projetos e Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
Co-orientadores: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Guaratinguetá

2004



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

FACULDADE DE ENGENHARIA DE GUARATINGUETÁ
DEPARTAMENTO DE MATERIAIS E TECNOLOGIA

RODRIGO EDUARDO CATAI

OTIMIZAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE REFRIGERAÇÃO/LUBRIFICAÇÃO NO
PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE MERGULHO

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia do *campus* de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica na área de Projetos e Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
Co-orientadores: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Guaratinguetá

2004

Catai, Rodrigo Eduardo

C357o Otimização das condições de refrigeração/lubrificação no processo de retificação cilíndrica de mergulho / Rodrigo Eduardo Catai.- [s.n] 2004
178f.: il.

Bibliografia: f. 166-178

Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2004

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

1. Retificação. 2. Fluidos de corte. 3. Defletores. I. Título

CDU 621.9(043)

DEDICATÓRIA

Aos meus pais Sérgio Cláudio Catai e Vera Lúcia Pedron Catai, ao meu irmão Daniel Catai, e minha noiva Denise Cristina Silva; aos meus avôs Geraldo Catai e Geraldo Pedron, os quais já se encontram junto de Deus, e por fim as minhas avós Inês Picolini Catai e Malvina Pereira Pedron.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente e especialmente a Deus por ter me concedido saúde, disposição e capacidade para a realização desta pesquisa científica.

Agradeço ao meu orientador Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pelo constante auxílio, paciência, amizade e pela confiança em meu potencial acadêmico, apoiando e me incentivando nos momentos difíceis que apareceram durante a realização deste trabalho, buscando sempre extrair deste os melhores resultados.

Ao meu Co-orientador do Doutorado, Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro, do Depto. de Materiais e Tecnologia, da UNESP de Guaratinguetá, por ter aceitado me ajudar com a maior cordialidade e confiança, quando precisei de um Co-orientador, e ao Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, do Departamento de Engenharia Elétrica, da Faculdade de Engenharia, da UNESP de Bauru, que foi meu Co-orientador de Mestrado e contribuiu especialmente com a parte elétrica/eletrônica deste projeto, bem como, com sua grande e sincera amizade.

Em especial ao Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva do CEFET de Belo Horizonte – MG, que colaborou de forma direta sempre com muita sinceridade e companheirismo durante toda a elaboração desta Tese.

Agradeço à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP, pela concessão da bolsa de doutorado, que possuiu fundamental importância para o desenvolvimento desta pesquisa.

Às Empresas SHELL e AGENA pela doação dos fluidos de corte e VILLARES por ceder os corpos de prova utilizados nesta pesquisa

À Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista - *campus* de Guaratinguetá, com distinção ao Departamento de Materiais e Tecnologia, que me acolheu com muita presteza.

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.

Ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz da UNICAMP e ao Prof. Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves da UNESP de Bauru por terem aceitado com satisfação participar da minha banca de Doutorado.

Aos docentes do Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, que contribuíram para a realização desta pesquisa, quer seja com sugestões, quer com conselhos, notoriamente, aos Professores Doutores Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, Luiz Daré Neto,

Célio Losnak, Ivan De Domenico Valarelli, Ivaldo De Domenico Valarelli, João Eduardo Guarnetti dos Santos e Vicente Luiz Scalon.

A todos os docentes do Departamento de Materiais e Tecnologia e de Mecânica da UNESP de Guaratinguetá, em especial aos Professores Doutores Sérgio João Crnkovic, Luiz Rogério de Oliveira Hein, Valdir Alves Guimarães, Aécio Zangrandi, Humberto e Mauro Hugo Mathias.

Aos Mestres Eraldo Jannone da Silva, Rodrigo Daun Monici e Sidney Domingues, e aos mestrandos Ronaldo Yoshinobu Fusse, Thiago Valle França, Nilton Zhu Xu Jun, Kratus Raniere, Rogério Mazur e Thiago Cardoso Magagnin, os quais colaboraram com amizade e informações úteis à pesquisa.

Aos alunos de graduação em Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, Felipe Montebugnoli Zilio, José Augusto Camargo Alves, Renison Reis da Silva, Lúcio Roberto da Silva Santana, Carlos Eduardo Dorigatti Cruz e Vinicius Tadashi Miyahara que foram de grande importância no desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço aos técnicos Uilson Kruger do Laboratório de Usinagem por Abrasão, Osmar Luis Martinelli do Laboratório de Engenharia Elétrica, Carlos Roberto Furlanetto do Laboratório de Refrigeração e Ar Condicionado e Hamilton José de Mello do Laboratório de Materiais, todos da Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista - *campus* de Bauru, por gentilmente colaborarem neste projeto.

E por fim, agradeço ao Laboratório de Difração de Raios-X, do Centro de Caracterização de Materiais (CCDM) de São Carlos - SP, na pessoa dos Pesquisadores Associados Dr. Rogério Machado e a M.Sc. Fabíola de Moraes, pelo auxílio técnico na determinação das tensões residuais e realização das microscopias eletrônicas de varredura nos componentes usinados.

**“Comece fazendo o que é necessário, depois o que é possível,
e de repente você estará fazendo o impossível”**

(São Francisco de Assis)

CATAI, R. E. **Otimização das condições de refrigeração/lubrificação no processo de retificação cilíndrica de mergulho**. 2004. 178f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do *campus* de Guaratinguetá, UNESP, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2004.

RESUMO

Diante do elevado desenvolvimento tecnológico mundial, o processo de retificação surge cada vez mais como um dos processos de usinagem mais importantes dentro das indústrias. Diante disto, na procura incessante por processos mais capazes e econômicos é que as empresas vêm buscando a otimização da retificação, por exemplo, através da redução da quantidade de fluido de corte a ser utilizada. Desta forma este projeto pretendeu explorar o conceito da utilização racional de fluidos de corte no processo de retificação, e a utilização de defletores aerodinâmicos para minimizar os efeitos das camadas de ar provindas da rotação do rebolo. Foram utilizados dois fluidos de corte (uma solução sintética e um óleo emulsionável), duas ferramentas abrasivas (um rebolo convencional e outro superabrasivo de CBN com ligante vitrificado), um bocal convencional (para o sistema de lubri-refrigeração convencional) e um bocal otimizado de formato arredondado (para o sistema otimizado, que conta ainda com o emprego ou não dos sistemas defletores). Nas condições de aplicação otimizada, fez-se quatro variações da velocidade de saída do fluido, partindo-se de uma relação unitária (velocidade de saída do fluido de corte igual à velocidade de corte do rebolo), tentando verificar se uma velocidade de fluido um pouco menor poderia afetar negativamente às variáveis de saída analisadas (força tangencial de corte, energia específica de retificação, emissão acústica, rugosidade, desgaste diametral, circularidade, tensão residual e microscopia eletrônica de varredura), com o intuito de se buscar a mínima quantidade de fluido de corte possível de ser aplicada sem prejudicar o processo e a qualidade final das peças. Os resultados mostraram a eficiência na utilização dos defletores aerodinâmicos na condição otimizada, os quais para todas as condições de usinagem proporcionaram melhores resultados. Em relação as diferentes velocidades de saída do fluido de corte testadas, notou-se que a tendência foi melhorar a qualidade final das peças a medida que se aumentava a quantidade de fluido de corte no processo, com exceção da velocidade de 24m/s que se comportou de uma maneira geral melhor que a de 30m/s (relação unitária), possibilitando assim, uma redução na vazão de fluido sem prejuízos à integridade superficial e ao processo.

Palavras-chaves: Retificação, Bocal, Defletores, Fluido de corte, Superabrasivos de CBN.

CATAI, R. E. **Optimization of the coolant/lubrication conditions in the cylindrical plunge grinding process.** 2004. 178f. Thesis (Mechanical Engineering Doctoral Program) - Faculty of Engineering of Guaratingueta Campus, UNESP, Sao Paulo State University, Guaratingueta, 2004.

ABSTRACT

Given the high world technological development, the grinding process appears like one of the most important processes inside the industries. Thus, companies are looking for the optimization of the grinding process, for example, through the reduction of the amount of cutting fluid used as the incessant search for more capable and economical processes takes place. Therefore, this project intended to explore the concept of the rational use of cutting fluids in the grinding process, and the utilization of the aerodynamics deflectors to minimize the effects of the air layers created by the grinding wheel rotation. Two cutting fluids (a synthetic cutting fluid and an emulsion oil), two grinding wheels (a conventional and other CBN superabrasive grinding wheel with vitrified bond), a conventional nozzle (for the conventional system of coolant and lubrication) and an optimized nozzle with round format (that was used with and without the deflector system) were used. For conditions of optimized coolant and lubrication, four variations of the coolant jet speed were developed, starting from the unitary relationship (coolant jet speed equal to the wheel peripheral speed), trying to verify whether a minor coolant jet speed could affect negatively the output variables (tangential cutting force, grinding specific energy, acoustic emission, roughness, diametrical wear of grinding wheel, roundness, residual stress and scanning electron microscopy), with the intention of looking for the minimal quantity of cutting fluid that can be applied without harming the process and the final quality of the workpieces. The results showed the efficiency of the aerodynamic deflectors in the optimized coolant/lubrication for all the machining conditions. In relation to the different coolant jet speeds used, it has been noticed that the tendency was to improve the final quality of the workpieces, with the increase of the cutting fluid quantity in the process, except for the coolant jet speed of 24 m/s which had a better behavior than the one of 30 m/s (unitary relationship), becoming possible a reduction in the cutting fluid flow rate without damages to the surface integrity and to the process.

Key-words: Grinding, Nozzle, Deflectors, Cutting fluid, CBN superabrasives.

SUMÁRIO

DEDICATÓRIA.....	i
AGRADECIMENTOS	ii
RESUMO.....	v
ABSTRACT.....	vi
LISTA DE FIGURAS	xii
LISTA DE TABELAS	xxiii
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	xxiv
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 OBJETIVOS.....	2
1.2 ESTRUTURA DA TESE.....	3
1.3 JUSTIFICATIVAS PARA A REALIZAÇÃO DESTA PESQUISA.....	3
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO	5
2.1.1 Desenvolvimento da usinagem com abrasivo	5
2.1.2 Caracterização do processo de retificação	6
2.1.3 Principais danos térmicos decorrentes no processo de retificação	8
2.1.3.1 Queima superficial da peça.....	9
2.1.3.2 Tensões residuais	10
2.1.3.3 Alterações microestruturais	11
2.1.4 Rebolos.....	12
2.1.4.1 Comparações entre os rebolos de CBN e de Óxido de Alumínio.....	12
2.1.4.2 Influência do tipo de ferramenta nas trocas térmicas	13
2.1.4.3 Influência do tipo de ferramenta na tensão residual	13
2.1.5 Principais parâmetros de corte envolvidos na retificação	14
2.1.5.1 Profundidade de corte	14
2.1.5.2 Velocidade de mergulho	14
2.1.5.3 Velocidade de corte	15
2.1.5.4 Velocidade da peça	16
2.1.5.5 Espessura equivalente de corte	17
2.1.5.6 Dressagem.....	18

2.1.5.6.1 Dressadores	19
2.1.6 Variáveis envolvidas no processo de retificação	20
2.1.6.1 Força tangencial de corte e energia específica de retificação	21
2.1.6.2 Emissão Acústica	22
2.1.6.3 Rugosidade	23
2.1.6.4 Desgaste diametral do rebolo e Relação G	23
2.1.6.5 Circularidade.....	25
2.1.6.6 Tensão Residual.....	26
2.1.6.7 Análise Microestrutural	26
2.2 FLUIDOS DE CORTE	27
2.2.1 A importância dos fluidos de corte nos processos de usinagem.....	27
2.2.2 Principais definições sobre os fluidos de corte	29
2.2.3 Classificação dos fluidos de corte	30
2.2.3.1 Óleos de Corte	31
2.2.3.2 Fluidos de corte solúveis em água	32
2.2.3.2.1 Emulsões	32
2.2.3.2.1.1 Fluidos emulsionáveis convencionais	32
2.2.3.2.1.2 Fluidos Semi-sintéticos (microemulsões)	33
2.2.3.2.2 Soluções	34
2.2.3.2.3 Aspectos que influenciam a estabilidade dos principais fluidos de corte solúveis em água	34
2.2.3.2.4 Controle microbiológico de emulsões	36
2.2.3.3 Gases	37
2.2.3.4 Pastas e lubrificantes sólidos	37
2.2.4 Funções dos fluidos de corte	38
2.2.4.1 Aditivos utilizados nos fluidos de corte.....	39
2.2.5 Manutenção dos fluidos de corte	41
2.2.6 Aspectos relacionados à saúde dos trabalhadores.....	42
2.2.7 Descarte dos fluidos de corte	43
2.2.8 Tendências quanto à redução dos fluidos de corte na usinagem	45
2.2.8.1 Exemplos da aplicação da MQL na retificação	46
2.3 OTIMIZAÇÃO DO PROCESSO DE APLICAÇÃO DE FLUIDOS NA RETIFICAÇÃO	47
2.3.1 Posicionamento do bocal	48

2.3.2 Utilização de bicos otimizados arredondados	49
2.3.3 Utilização de bicos especiais com uma envolvente ao redor do rebolo.....	51
2.3.4 Utilização de bicos ejetores com elementos condutores	52
2.3.5 Utilização de sapatas refrigerantes e defletores	53
3 MATERIAIS E MÉTODOS	57
3.1 PARÂMETROS DE ENTRADA	57
3.1.1 Fluidos de corte	57
3.1.2 Ferramentas de corte	58
3.1.3 Bocais para aplicação de fluidos de corte	58
3.1.4 Parâmetros de corte	61
3.2 VARIÁVEIS DE SAÍDA DO PROCESSO	64
3.3 PROCEDIMENTOS PRÉ-ENSAIOS	64
3.3.1 Confecção dos corpos de prova	64
3.3.2 Dressagem dos rebolos	67
3.3.3 Preparação dos fluidos de corte	67
3.3.4 Confecção do sistema de defletores.....	68
3.3.5 Classificação dos ensaios.....	70
3.4 PROCEDIMENTOS INICIAIS PARA MEDIÇÃO DAS VARIÁVEIS MONITORADAS EM TEMPO REAL.....	72
3.4.1 Aquisição da força tangencial de corte e energia específica de retificação.....	72
3.4.1.1 Calibrações para aquisição da força tangencial de corte e energia específica de retificação.....	73
3.4.1.2 Cálculo da força tangencial de corte e energia específica de retificação	76
3.4.3 Emissão acústica	78
3.4.4 Programa de aquisição de dados	79
3.4.5 Considerações gerais sobre o banco de ensaios	80
3.5 PROCEDIMENTOS PADRÕES ANTES DE CADA ENSAIO	81
3.6 PROCEDIMENTOS EFETUADOS DURANTE A RETIFICAÇÃO.....	82
3.7 PROCEDIMENTOS PARA MEDIÇÃO DAS VARIÁVEIS DE SAÍDA PÓS-ENSAIOS.....	87
3.7.1 Medição da rugosidade	87

3.7.2 Desgaste diametral do rebolo	88
3.7.3 Medição dos desvios de circularidade	89
3.7.4 Tensão residual	91
3.7.4.1 Preparação das amostras para medição da tensão residual.....	91
3.7.4.2 Medição da tensão residual.....	92
3.7.5 Análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura	93
3.7.5.1 Preparação das amostras para realização de MEV	93
3.7.5.2 Realização da MEV	94
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	96
4.1 FORÇA TANGENCIAL DE CORTE E ENERGIA ESPECÍFICA DE RETIFICAÇÃO	96
4.1.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de refrigeração nas forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação	96
4.1.2 Influência do tipo de rebolo empregado nas forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de refrigeração	102
4.1.3 Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte e energia específica de retificação para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de refrigeração	109
4.2 EMISSÃO ACÚSTICA.....	114
4.2.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de refrigeração na emissão acústica.....	115
4.2.2 Influência do tipo de rebolo empregado na EA variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de refrigeração	118
4.2.3 Influência do tipo de fluido na EA para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de refrigeração.....	121
4.3 RUGOSIDADE.....	123
4.3.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de refrigeração na rugosidade	123
4.3.2 Influência do tipo de rebolo empregado na rugosidade (R_a) variando-se as velocidades de aplicação do fluido e o tipo de refrigeração	127
4.3.3 Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de refrigeração	130

4.4 DESGASTE DIAMETRAL DO REBOLO	133
4.4.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de refrigeração no desgaste diametral do rebolo.....	133
4.4.2 Influência do tipo de rebolo empregado no desgaste diametral do rebolo variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de refrigeração	136
4.4.3 Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de refrigeração	139
4.5 DESVIOS DE CIRCULARIDADE	141
4.5.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de refrigeração nos valores de circularidade	142
4.5.2 Influência do tipo de rebolo empregado nos valores de circularidade variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de refrigeração	145
4.5.3 Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de refrigeração	148
4.6 TENSÃO RESIDUAL.....	150
4.6.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de refrigeração na tensão residual.....	151
4.6.2 Influência do tipo de rebolo empregado na tensão residual variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de refrigeração	154
4.6.3 Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de refrigeração	156
4.7 ANÁLISE MICROESTRUTURAL POR MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA (MEV)	159
 5 CONCLUSÕES	 163
 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	 165
 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	 166

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Ilustração dos parâmetros envolvidos em uma retificação cilíndrica externa de mergulho (MALKIN, 1989 - adaptada)	7
Figura 2.2 – Representação do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho (SOARES & OLIVEIRA, 2002 - adaptada)	7
Figura 2.3 – Distribuição da energia durante a retificação (KÖNIG, 1980 - adaptada)	9
Figura 2.4 – Influência do tempo de contato na força tangencial de corte em um grão abrasivo F_{tc} (BIANCHI et al., 1999a)	16
Figura 2.5 – Caracterização de um processo de dressagem, contato rebolo/dressador e principais parâmetros envolvidos no processo (OLIVEIRA, 1988 - adaptada)	19
Figura 2.6 – Exemplo de uma peça com erro de circularidade (TAYLOR HOBSON, 2001)	25
Figura 2.7 – Quantidade de fluidos utilizados em 1997 na Alemanha (NOVASKI & DÖRR, 1999a - adaptada)	27
Figura 2.8 – Porcentagem dos custos com fluidos de corte inserida nos custos de fabricação das peças (NOVASKI & DÖRR, 1999a - adaptada)	28
Figura 2.9 – Problemas causados pelos fluidos de corte (HEISEL et al., 1998 - adaptada)	29
Figura 2.10 – Seção transversal da interface cavaco/ferramenta (RUNGE & DUARTE, 1990)	39
Figura 2.11 – Disposição de fluidos de corte (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001 - adaptada)	44
Figura 2.12 – Fatores que afetam a aplicação do fluido (CAMPBELL, 1995 - adaptada)	47
Figura 2.13 – Rugosidade em função dos diferentes posicionamentos do bocal (EBBRELL et al., 1999 - adaptada)	49
Figura 2.14 – Bico tradicional (WEBSTER et al., 1995)	50
Figura 2.15 – Formato de um bico especial arredondado (WEBSTER, 1995 - adaptada)	50

Figura 2.16 – Bico especial, com uma envolvente ao redor do rebolo (SILLIMAN, 1992 - adaptada)	51
Figura 2.17 – Diferentes disposições dos elementos condutores no interior dos bicos de sapata (BRINKSMEIER et al., 2001)	52
Figura 2.18 – Linhas características de fluxo para uma vazão de “ $Q = 20$ l/min” e velocidade de corte de “ $V_s = 30$ m/s” (BRINKSMEIER et al., 2001 - adaptada)	53
Figura 2.19 – Características da cortina de ar gerada por um rebolo com velocidade de corte de cerca de 160m/s (RAMESH et al., 2001)	54
Figura 2.20 – Proposta de uma sapata refrigerante para atenuar os efeitos da camada de ar (RAMESH et al., 2001 - adaptada)	55
Figura 2.21 – Vista frontal e superior respectivamente de uma placa defletora empregada no processo de retificação (BELLOWS, 1983 - adaptada)	55
Figura 2.22 – Proposta de um defletor com palheta ajustável (BELLOWS, 1983 - adaptada)	56
Figura 2.23 – Ilustração de um sistema de defletores (BIANCHI et al., 2002)	56
Figura 3.1 – Sistema convencional para aplicação de fluido de corte, com dois bicos difusores	59
Figura 3.2 – Bocal otimizado com 4 mm de diâmetro	60
Figura 3.3 – Medidor de vazão para o controle do fluxo de fluido de corte	61
Figura 3.4 – Sistema de fixação do corpo de prova temperado e revenido antes de ser retificado	65
Figura 3.5 – Dimensões do corpo de prova definitivo	66
Figura 3.6 – Esquema da montagem do dressador <i>fliese</i> para posterior realização do processo de afiação dos rebolos utilizados	67
Figura 3.7 – Equipamentos para monitoramento do fluido de corte. (a) Peagâmetro portátil; (b) Refratômetro;	68
Figura 3.8 – Detalhes esquemáticos do sistema defletor	69
Figura 3.9 – Sistema de defletores fixo na retificadora cilíndrica	70
Figura 3.10 – Retificadora cilíndrica da marca SULMECÂNICA com CNC (Comando Numérico Computadorizado)	72
Figura 3.11 – Potência em função da tensão fornecida pelo multímetro	74
Figura 3.12 – Rotação em função da tensão fornecida pelo multímetro	75
Figura 3.13 – Localização do encoder acoplado no eixo do motor da retificadora	76

Figura 3.14 – Localização e fixação do sensor de emissão acústica _____	79
Figura 3.15 – Tela do programa de aquisição de dados para algumas das variáveis de saída obtidas diretamente durante o processo de retificação _____	80
Figura 3.16 – Disposição dos equipamentos empregados para aquisição dos dados durante a retificação _____	81
Figura 3.17 – Máquina retificadora em operação _____	83
Figura 3.18 – Corpo de prova após ter sido retificado, ao final do ensaio ainda colocado no mandril entre pontas _____	84
Figura 3.19 – Perfil desgastado e não utilizado do rebolo convencional de óxido de alumínio após a retificação de três peças _____	85
Figura 3.20 – Marcação do perfil do rebolo no tarugo de aço ABNT 1020 _____	86
Figura 3.21 – Tarugo após a marcação do perfil do rebolo _____	86
Figura 3.22 – Exemplo da disposição dos equipamentos para a medição da rugosidade (R_a) _____	87
Figura 3.23 – Aparelho TESA durante a medição do desgaste do tarugo _____	89
Figura 3.24 – Medidor de circularidade _____	90
Figura 3.25 – Medição da circularidade de uma peça retificada _____	90
Figura 3.26 – Amostra utilizada para análise da tensão residual _____	91
Figura 3.27 – Difratomômetro modelo D5000 da marca Siemens do CCDM (Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais) UFSCar/UNESP _____	92
Figura 3.28 – Microscópio eletrônico de varredura da marca LEICA modelo Stereoscan 440 do CCDM (Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais) UFSCar/UNESP _____	94
Figura 4.1 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético _____	97
Figura 4.2 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético _____	97
Figura 4.3 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável _____	98

Figura 4.4 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com óleo emulsionável	98
Figura 4.5 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica de retificação mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético	100
Figura 4.6 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica de retificação mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético	100
Figura 4.7 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável	101
Figura 4.8 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com óleo emulsionável	101
Figura 4.9 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada sem defletores utilizando fluido sintético	103
Figura 4.10 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada com defletores utilizando fluido sintético	104
Figura 4.11 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada sem defletores utilizando óleo emulsionável	104
Figura 4.12 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada com defletores utilizando óleo emulsionável	105
Figura 4.13 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores com fluido sintético	107
Figura 4.14 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando fluido sintético	107

Figura 4.15 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada sem defletores com óleo emulsionável _____	108
Figura 4.16 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e otimizada com defletores usando óleo emulsionável _____	108
Figura 4.17 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	109
Figura 4.18 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores _____	110
Figura 4.19 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	110
Figura 4.20 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores _____	111
Figura 4.21 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	112
Figura 4.22 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores _____	113
Figura 4.23 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	113
Figura 4.24 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores _____	114
Figura 4.25 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético _____	115

Figura 4.26 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético _____	115
Figura 4.27 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável _____	116
Figura 4.28 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com óleo emulsionável _____	116
Figura 4.29 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores utilizando fluido sintético _____	118
Figura 4.30 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando fluido sintético _____	119
Figura 4.31 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores utilizando óleo emulsionável _____	119
Figura 4.32 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando óleo emulsionável _____	120
Figura 4.33 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de CBN utilizando lubri-refrigeração otimizada sem o sistema de defletores _____	121
Figura 4.34 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de CBN utilizando lubri-refrigeração otimizada com o sistema de defletores _____	121
Figura 4.35 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de Al_2O_3 utilizando lubri-refrigeração otimizada sem o sistema de defletores _____	122
Figura 4.36 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de Al_2O_3 utilizando lubri-refrigeração otimizada com o sistema de defletores _____	122
Figura 4.37 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético _____	124

Figura 4.38 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético _____	124
Figura 4.39 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável _____	125
Figura 4.40 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com óleo emulsionável _____	125
Figura 4.41 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores utilizando fluido sintético _____	127
Figura 4.42 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando fluido sintético _____	128
Figura 4.43 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada sem defletores utilizando óleo emulsionável _____	128
Figura 4.44 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada com defletores utilizando óleo emulsionável _____	129
Figura 4.45 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores _____	131
Figura 4.46 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando o sistema de defletores _____	131
Figura 4.47 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores _____	132
Figura 4.48 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando o sistema de defletores _____	132

Figura 4.49 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de CBN e fluido sintético _____	134
Figura 4.50 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e fluido sintético _____	134
Figura 4.51 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de CBN e do óleo emulsionável _____	135
Figura 4.52 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e do óleo emulsionável _____	135
Figura 4.53 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e fluido sintético _____	137
Figura 4.54 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e fluido sintético _____	137
Figura 4.55 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e óleo emulsionável _____	138
Figura 4.56 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e óleo emulsionável _____	138
Figura 4.57 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de CBN e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	139
Figura 4.58 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de CBN e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores _____	140
Figura 4.59 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de Al_2O_3 e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	140

Figura 4.60 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de Al_2O_3 e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores	141
Figura 4.61 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de CBN e um fluido sintético	142
Figura 4.62 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e um fluido sintético	143
Figura 4.63 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de CBN e óleo emulsionável	143
Figura 4.64 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e óleo emulsionável	144
Figura 4.65 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e fluido sintético	145
Figura 4.66 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e fluido sintético	146
Figura 4.67 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e óleo emulsionável	146
Figura 4.68 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e óleo emulsionável	147
Figura 4.69 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores	148
Figura 4.70 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de CBN utilizando uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores	149

Figura 4.71 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de Al_2O_3 utilizando uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores _____	149
Figura 4.72 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores _____	150
Figura 4.73 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu m$ abaixo da superfície, mediante utilização do rebolo de CBN e fluido sintético _____	151
Figura 4.74 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu m$ abaixo da superfície mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e fluido sintético _____	152
Figura 4.75 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu m$ abaixo da superfície, mediante utilização do rebolo de CBN e óleo emulsionável _____	152
Figura 4.76 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu m$ abaixo da superfície, mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e óleo emulsionável _____	153
Figura 4.77 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e um fluido sintético _____	154
Figura 4.78 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e um fluido sintético _____	155
Figura 4.79 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e com óleo emulsionável _____	155
Figura 4.80 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e com óleo emulsionável _____	156
Figura 4.81 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores _____	157

Figura 4.82 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando o sistema de defletores _____	157
Figura 4.83 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores _____	158
Figura 4.84 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando sistema de defletores _____	158
Figuras 4.85 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de CBN, óleo emulsionável e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes) _____	160
Figuras 4.86 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de CBN, fluido sintético e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes) _____	160
Figuras 4.87 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de Al_2O_3 , óleo emulsionável e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes) _____	161
Figuras 4.88 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de Al_2O_3 , fluido sintético e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes) _____	161

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Características dos principais tipos de fluidos de corte utilizados nas indústrias (1-Ruim; 2-Bom; 3-Ótimo; 4-Excelente) (KRAR, 1994; WEBSTER, 1995)	39
Tabela 3.1 – Condições de usinagem utilizadas nos ensaios	62
Tabela 3.2 – Velocidades, vazões e pressões utilizadas durante os ensaios	63
Tabela 3.3 – Matriz de ensaios	71
Tabela 3.4 – Valores de potência elétrica e tensão para obtenção da curva de calibração da potência elétrica	73
Tabela 3.5 – Valores da frequência, rotação e tensão utilizados para a calibração da curva de rotação do rebolo	75

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

a - penetração do rebolo na peça	[mm]
ad - penetração de dressagem	[μm]
Al₂O₃ - óxido de alumínio	
Asd - área de dressagem	[mm ²]
b - largura de retificação	[mm]
bd - largura de atuação do dressador	[μm]
bdr - largura real de atuação do dressador	[μm]
CBN - nitreto cúbico de boro	
CNC - comando numérico computadorizado	
CETESB - companhia de tecnologia de saneamento ambiental	
D - diâmetro da mangueira de alimentação de fluido de corte	[mm]
d - diâmetro do bocal de aplicação de fluido de corte	[mm]
d_s - diâmetro do rebolo	[mm]
d_w - diâmetro da peça	[mm]
EA - emissão acústica	[V]
e - partição de energia	[%]
F_{tc} - força tangencial de corte	[N]
F_n - força normal de corte	[N]
G - relação G	[-]
h_{eq} - espessura equivalente de corte	[μm]
n_s - rotação do rebolo	[rpm]
n_w - rotação da peça	[rpm]
MEV - microscopia eletrônica de varredura	
MQL - mínima quantidade de lubrificante	
MQFC - mínima quantidade de fluido de corte	
P_{elet} - potência elétrica	[W]
P_{mec} - potência mecânica	[W]
Q - vazão de fluido de corte	[m ³ /s]
Q_w' - taxa de remoção específica de material	[mm ² /s]
RMS - root mean square	
rp - raio da ponta do dressador	[μm]
RPM - rotação por minuto	[rpm]
Sd - passo de dressagem	[mm]
t_s - tempo de centelhamento	[s]
T - torque aplicado	[N.m]
u - energia específica total de retificação para o corte	[J/mm ³]
u_{ch} - energia referente à formação do cavaco	[J/mm ³]
U_d - grau de recobrimento de dressagem	[-]
u_{pl} - energia utilizada na deformação do material	[J/mm ³]
u_{sl} - energia de deslizamento do grão na peça	[J/mm ³]
V - tensão de saída	[V]
V_f - velocidade de mergulho	[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]

1 INTRODUÇÃO

A retificação é um processo de usinagem utilizado para a obtenção de tolerâncias apertadas (tolerâncias dimensionais entre IT4 e IT6 e geométricas compatíveis) e valores reduzidos de rugosidade (R_a de 0,2 a 1,6 μm) (DINIZ et al., 2000).

O processo de retificação ocorre por meio de interações entre os grãos abrasivos do rebolo e a peça a ser retificada, sendo que virtualmente, toda esta energia é transformada em calor, o qual é concentrado dentro da região de corte. As elevadas temperaturas podem produzir vários tipos de danos térmicos à peça, como: queima superficial, mudanças microestruturais, aparecimento de tensões residuais, e até a deterioração da qualidade final da peça produzida (MALKIN, 1989; GUO, 1999).

Para se controlar este calor e evitar danos térmicos às peças, é necessário que se utilize sempre o par fluido-ferramenta ideal para cada tipo de usinagem, unidos à mínima quantidade de lubri-refrigeração possível, suficientemente capaz de não provocar alterações estruturais à qualidade final da peça. Atualmente a utilização de uma mínima quantidade de fluido de corte torna-se cada vez mais imprescindível, diante do quadro econômico-ambiental mundial. Porém, o grande problema em se utilizar uma quantidade restrita de fluido de corte no processo é a dificuldade de se quantificar exatamente quais são as mínimas vazões que podem ser aplicadas sem provocar alterações dimensionais e microestruturais significativas às peças.

Antigamente, o fluido de corte utilizado em processos de retificação era muitas vezes descartado diretamente no meio ambiente, causando sérios danos à natureza, pois segundo Burmeister (2002), apenas um litro de óleo usado, em contato com a água, pode contaminar cerca de um milhão de litros de água potável. Hoje, isto felizmente não é mais possível devido principalmente ao rigor presente nas Leis Ambientais vigentes. Com isso, pode-se afirmar, que de uma forma geral, a redução na quantidade de fluido a ser aplicada no processo é importante por minimizar o volume de descartes, diminuindo, portanto, os custos relativos com a disposição dos mesmos e os possíveis danos ao meio ambiente e a saúde dos trabalhadores.

Em relação à composição dos fluidos de corte, segundo Mayer & Fang (1993) e Jahanmir & Strakna (1993), devido às pressões exercidas por agências de proteção ambiental e de saúde, os fabricantes vêm tentando fabricar produtos cada vez mais saudáveis ao operador de máquinas-ferramentas e menos danosos ao meio ambiente.

De acordo com Novaski & Rios (2002), os custos relativos aos fluidos tornaram-se acentuados devido ao elevado consumo e freqüentes descartes que batem de frente com as políticas de preservação ambiental, sendo, portanto, necessário que se desenvolvam sistemas compatíveis com o meio ambiente e a saúde dos operários.

Desta forma, nota-se a grande importância em se minimizar ao máximo a utilização dos fluidos dentro das indústrias, sem que se perca a qualidade final das peças usinadas.

1.1 OBJETIVOS

A realização deste trabalho tem como objetivo principal determinar a mínima quantidade de fluido de corte no processo, capaz de manter a qualidade final das peças. Para tanto, procurou-se estabelecer uma faixa crítica para a relação da velocidade de saída do fluido de corte em função da velocidade periférica fixa do rebolo, com o intuito de aproveitar a máxima eficiência do processo com a menor quantidade possível de fluido de corte, sem ocasionar danos às peças. Tudo isto, sabendo-se que segundo estudos realizados por Webster (1995), a relação de velocidades ideal encontrada entre fluido e ferramenta foi a relação um para um (relação unitária), na qual a velocidade do fluido é igual a velocidade periférica do rebolo. Com isto, nesta pesquisa, objetiva-se verificar esta relação ideal proposta por Webster, buscando analisar se uma velocidade de aplicação do fluido inferior ao da relação unitária, não pode proporcionar também resultados aceitáveis ou mesmo melhores para as variáveis de saída analisadas nesta Tese. Isto seria importante, pois desta forma poderia ser reduzida a quantidade de fluido de corte necessária para se executar o processo de retificação com qualidade.

Também foram objetivos desta pesquisa:

- Comparar o sistema otimizado de aplicação de fluido de corte (o qual utilizará um bocal de formato arredondado baseado no proposto por Webster (1995)), com o sistema convencional (baixa pressão e alta vazão);
- Estudar qual o melhor par fluido-ferramenta para o processo de retificação em questão, sendo que foram usados dois tipos de rebolos e fluidos de corte;
- Analisar a viabilidade da utilização de defletores aerodinâmicos no processo, os quais têm a função de eliminar a barreira de ar na região de corte, a qual é gerada em torno do rebolo devido a sua rotação, ressaltando que esta barreira de ar é uma das responsáveis pela má refrigeração e lubrificação do contato peça-ferramenta;

1.2 ESTRUTURA DA TESE

No capítulo 1 apresenta-se uma introdução geral sobre o processo de retificação e a problemática na utilização dos fluidos de corte, os principais objetivos deste projeto e as justificativas para a realização desta pesquisa científica.

O capítulo 2 apresenta uma revisão de literatura referente aos assuntos abordados nesta Tese. No item 2.1 são apresentados parâmetros e variáveis que fazem parte do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho. O item 2.2 caracteriza os principais tipos de fluidos de corte existentes no mercado, suas propriedades e importância. Já no item 2.3 estão dispostas algumas formas de se realizar a otimização do processo de retificação, como pela aplicação eficiente dos fluidos de corte na interface peça-rebolo.

No capítulo 3 descreve-se a metodologia empregada neste trabalho bem como os materiais e equipamentos utilizados.

Já no capítulo 4 são apresentados os resultados e discussões pertinentes a este trabalho científico.

O capítulo 5 traz as conclusões do mesmo, assim como algumas sugestões para trabalhos futuros. Por fim, na seqüência estão dispostas as referências bibliográficas que foram utilizadas para a redação desta Tese de Doutorado.

1.3 JUSTIFICATIVAS PARA A REALIZAÇÃO DESTA PESQUISA

Têm-se como as duas principais justificativas para a realização deste trabalho o fator da disposição ambientalmente correta do fluido de corte, que é de elevado custo, o qual pode ser reduzido diminuindo-se as quantidades a serem descartadas; e a verificação comparativa da eficiência dos sistemas de lubri-refrigeração convencional e otimizado, visando a utilização de menores quantidades de fluido, o que também seria de grande interesse econômico para as empresas.

Este trabalho torna-se também importante e justificável por ser realizado com parâmetros e condições de usinagem utilizados rotineiramente dentro das indústrias brasileiras, com fluidos de corte e rebolos nacionais. Desta forma, a utilização dos sistemas defletores, se viável, poderá ser aplicada diretamente nas linhas de produções das indústrias, melhorando a qualidade das peças e reduzindo a quantidade de fluido de corte necessária ao processo.

Enfim, com a análise dos resultados deste trabalho, várias empresas do ramo de retificação poderão se beneficiar com o desenvolvimento do mesmo, pois este sugere uma reformulação na quantidade de fluido de corte utilizado, procurando-se obter condições que nada ou pouco alterem o estado final da peça retificada, contribuindo assim de maneira significativa para o progresso científico. Além disso, as mesmas poderão economizar fluido de corte sem prejudicar a qualidade de seus produtos, com custo reduzido e sem agredir o meio ambiente.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma revisão bibliográfica sobre os principais assuntos pertinentes a esta Tese.

2.1 O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

O processo de retificação ao longo dos tempos vem sendo considerado como um dos mais importantes da manufatura, tendo como objetivo melhorar o acabamento superficial e garantir a integridade das peças acabadas (VIEIRA JÚNIOR et al., 1999). Trata-se de um processo de alta precisão e importância, uma vez que é inaceitável perder uma peça nesta etapa, pois o valor agregado ao material nesta fase é elevado devido aos vários processos que antecederam a retificação (SOARES & OLIVEIRA, 2002).

Além disso, a retificação é um processo complexo, pois envolve uma gama de parâmetros e variáveis que podem facilmente influenciar no processo (KÖNIG & KNOP, 1991). Variáveis como os tipos de fluidos de corte e rebolos utilizados, parâmetros como as velocidades de corte e de avanço, entre outras. Portanto, para se monitorar melhor a retificação é necessário sempre analisar o maior número de variáveis possíveis, evitando assim perdas de peças durante o processo (TÖNSHOFF et al., 2002).

Este capítulo tem como objetivo apresentar a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho, suas principais características, os parâmetros de corte envolvidos e as variáveis de saída utilizadas para se analisar os resultados finais deste processo.

2.1.1 Desenvolvimento da usinagem com abrasivo

Os primeiros registros existentes sobre a utilização pelo homem primitivo das técnicas de usinagem com abrasivos relatam que estes homens utilizavam pedaços de rochas para afiar suas facas construídas com pedras. Já os registros mais importantes, os quais muitos pesquisadores consideram ter sido o início da usinagem abrasiva dos metais, datam de aproximadamente 2000 a.c. e são do antigo Egito. A tecnologia moderna só foi, porém, estabelecida mais recentemente com a introdução de máquinas de retificação e abrasivos sintéticos, o que aconteceu apenas no século XIX (BIANCHI et al., 1999b).

Segundo Oliveira (1988), a primeira retificadora de superfícies cilíndricas com velocidades de 5 m/s a 10 m/s foi construída em 1872. Atualmente, algumas retificadoras de produção trabalham com velocidades de corte em torno de 200 m/s (HITCHINER, 2001).

Para se atingir tais velocidades, nota-se o grande aprimoramento do processo de retificação, com a utilização de ferramentas abrasivas (rebolos) de diamante e CBN (Nitreto Cúbico de Boro), bem como, fluidos de corte mais eficientes. Desta forma, materiais de difícil usinabilidade podem, atualmente, ser usinados de forma mais fácil, precisa e econômica.

2.1.2 Caracterização do processo de retificação

De acordo com Diniz et al. (2000), o processo de retificação segundo a superfície a ser usinada pode ser dividido em:

- Retificação cilíndrica externa entre pontas (de mergulho e longitudinal);
- Retificação cilíndrica externa sem centros (de mergulho e longitudinal);
- Retificação cilíndrica interna;
- Retificação plana (tangencial e frontal);
- Retificação de perfis;

Mediante estes tipos de processos de retificação, as formas geométricas que podem ser obtidas com a utilização do rebolo, que é a ferramenta de corte deste processo, são: a cilíndrica externa, cilíndrica interna, plana e plana rotativa (SOARES & OLIVEIRA, 2002).

A operação de retificação cilíndrica externa de mergulho, a qual será utilizada neste trabalho, bem como alguns dos seus parâmetros estão caracterizados na Figura 2.1.

De acordo com a Figura 2.1, tem-se que a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho consiste, basicamente, na profundidade total de mergulho a correspondente ao final do ciclo de retificação, com velocidade de corte da ferramenta V_s , velocidade de mergulho V_f , rotação da peça n_w , velocidade de saída do fluido do bocal adentrando a região de corte V_j (a qual terá quatro variações neste trabalho), diâmetro da ferramenta d_s e diâmetro da peça d_w . É, portanto, a correlação entre estes e outros parâmetros que caracterizam a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho. Nesta mesma figura, nota-se ainda a representação esquemática de algumas variáveis de saída do processo como a força tangencial de corte F_{tc} e força normal de corte F_n .

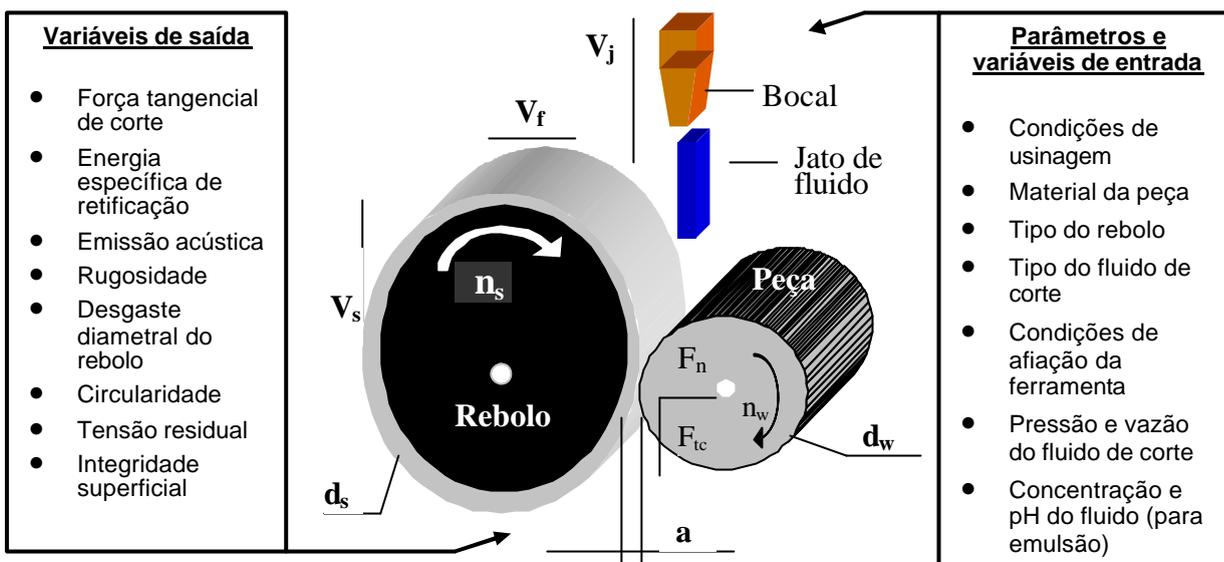


Figura 2.1 – Ilustração dos parâmetros e variáveis envolvidos em uma retificação cilíndrica externa de mergulho (MALKIN, 1989 - adaptada)

A Figura 2.2 ilustra o comportamento do ciclo de retificação, que é definido como o conjunto de etapas que ocorrem em uma operação, desde a fixação da peça até sua saída (SOARES & OLIVEIRA, 2002).

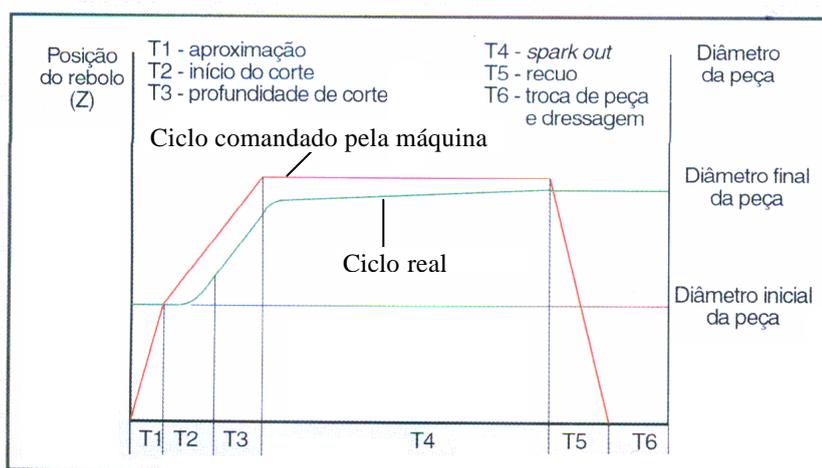


Figura 2.2 – Representação do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho (SOARES & OLIVEIRA, 2002 - adaptada)

Em relação à Figura 2.2, tem-se que a primeira fase (T1) corresponde à aproximação do rebolo até perto da peça, porém sem que haja corte. A segunda fase (T2) expressa o contato

peça-rebolo e os momentâneos aumentos da potência consumida pelo motor, assim como da emissão acústica. Nesta fase, tanto a peça, quanto o eixo do rebolo deformam-se elasticamente, causando um atraso entre a posição real do rebolo e a posição comandada do rebolo, conforme mostra a Figura 2.2. No tempo T3 tem-se a profundidade total de corte durante um ciclo de retificação. Já a quarta fase (T4) corresponde à fase de centelhamento, ou ainda *spark-out*, que ocorre quando a peça chega a sua dimensão final (SOARES & OLIVEIRA, 2002). Segundo Monici (2003), o tempo de *spark-out* ou centelhamento, é o tempo necessário para a ocorrência da acomodação das deformações elásticas ocorridas durante o avanço do rebolo sobre a peça. Posteriormente na fase T5 ocorre o afastamento do rebolo e finalmente na fase T6 acontece a troca da peça de trabalho, com possível dressagem (SOARES & OLIVEIRA, 2002).

É importante salientar que na retificação, a formação do cavaco durante o processo ocorre em duas fases distintas: primeiramente, tem-se o escorregamento do grão abrasivo sobre a peça, denominada de fase elástica; posteriormente, numa segunda fase ocorrem deformações plásticas e a formação do cavaco (KÖNIG & MEYEN, 1990). Segundo Gomes (1997), o processo de atrito, deformação plástica e remoção do cavaco que transcorrem no material durante a usinagem são concomitantes ao desgaste do grão abrasivo e fratura da liga, sendo que a intensidade destes fenômenos é proporcional ao sinal de emissão acústica mensurável durante a retificação da peça.

2.1.3 Principais danos térmicos decorrentes do processo de retificação

De acordo com Weingaertner et al. (2001), no processo de retificação os danos térmicos podem ser entendidos como as modificações das características físicas e/ou químicas da superfície retificada como também daquelas regiões as quais se localizam abaixo desta superfície.

Shaw (1994) destaca que os danos térmicos à camada superficial da peça podem ser provenientes da realização de operações de retificação realizadas sem controle ou mal elaboradas.

Uma das grandes causas do aparecimento dos danos térmicos nas peças são as elevadas temperaturas que aparecem na região de corte, e muitas vezes são mal dissipadas (MINKE, 1999). A energia consumida no processo de retificação varia entre 20 a 60 J/mm³ (o que representa cerca de 10 vezes a energia que se consome no processo de torneamento), e é

distribuída na forma de calor para a peça, rebolo, cavaco, meio ambiente, entre outros, conforme representado na Figura 2.3 (MALKIN, 1989).

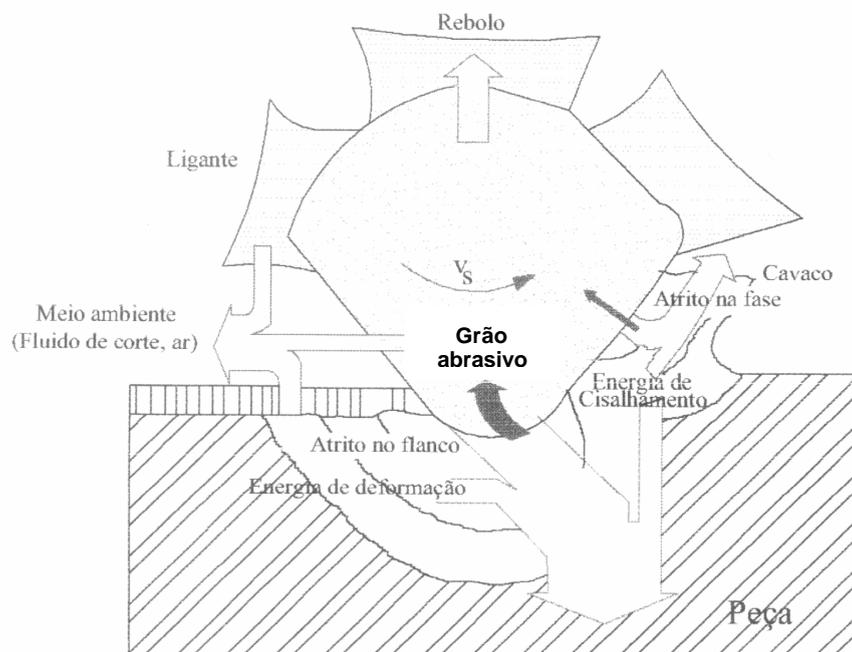


Figura 2.3 – Distribuição da energia durante a retificação (KÖNIG, 1980 - adaptada)

Ressalta-se que esta energia, a qual é transformada em calor pode ser gerada pelas seguintes causas (MALKIN, 1989; LIAO et al., 2000; WEINGAERTNER et al., 2001):

- energia de deformação do material (anterior ao processo de formação do cavaco);
- energia gerada pela formação do cavaco (devido ao cisalhamento e ao atrito existente entre a face do grão e o cavaco formado);
- energia gerada pelo atrito (entre o flanco do grão abrasivo e a peça; e entre o ligante do rebolo e a peça);

A seguir, são apresentados os principais danos térmicos que aparecem no processo de retificação: queima superficial da peça, tensões residuais e trincas.

2.1.3.1 Queima superficial da peça

A queima superficial da peça ocorre durante o corte da mesma pelo rebolo, quando a quantidade de energia gerada na área de contato produz um aumento de temperatura suficiente

para provocar uma mudança localizada de fase no material da peça. Tal ocorrência pode ser visualizada muitas vezes pela mudança de coloração da superfície da peça (AGUIAR, 1997).

De acordo com Malkin (1989), a queima superficial caracteriza-se como um dos tipos mais comuns de danos térmicos presentes nas peças retificadas, sendo que a queima visível é observada pela presença de tons azulados na superfície das mesmas, os quais são conseqüências da formação de uma camada de óxido, que conduz ao aumento do desgaste do rebolo e dos esforços de corte. Shaw (1996) salienta que tanto a cor como a espessura da camada de óxido, dependem do tempo, temperatura e da quantidade de oxigênio presente no ambiente de retificação. Porém, nas retificações sob elevadas pressões e vazões de fluido de corte, este acaba excluindo o oxigênio do processo, impedindo a formação de camadas óxidas na superfície retificada. Desta forma, Shaw ressalta que muitas vezes a queima ocorre sem que se note alterações nas cores das superfícies queimadas.

Para Malkin (1989), a ocorrência da queima superficial, durante a retificação de aços temperados e revenidos, eleva a dureza superficial da peça. Este aumento ocorre em razão da retêmpera do material, a qual é conseqüência da reaustenitização do mesmo, seguido da formação da martensita não-revenida. Estas alterações microestruturais acabam ocasionando um aspecto adverso em relação ao limite de resistência à fadiga deste aço, pela formação de uma microestrutura não-favorável.

2.1.3.2 Tensões residuais

Segundo Malkin apud Silva (2000), o processo de retificação cilíndrica gera tensões residuais nas adjacências da superfície da peça acabada. Estas tensões podem vir a comprometer o comportamento mecânico do material. Kruszyński & Wołczek (2001) ressaltam que uma integridade superficial favorável é difícil de ser obtida principalmente quando as peças são retificadas com rebolos convencionais de óxido de alumínio.

De acordo com Chen et al. (2000) e Weingaertner et al. (2001), as tensões residuais na retificação são geradas por três efeitos básicos: a expansão térmica e contração do material durante a retificação, transformações de fases devido às altas temperaturas provindas da usinagem e às deformações plásticas causadas pelos grãos abrasivos do rebolo.

As tensões residuais de tração são criadas, principalmente, por tensões introduzidas pelo ganho térmico e deformações associadas com as temperaturas de retificação. Com isso, seu gradiente acaba ocorrendo da superfície para o interior da peça. Já as tensões de compressão

são predominantemente geradas por interações mecânicas dos grãos abrasivos do rebolo com a peça (MALKIN, 1989).

Weingaertner et al. (2001) afirmam que no processo de retificação, quando o rebolo está removendo material, as camadas externas da peça dilatam-se mais que as internas, pois se encontram a uma temperatura superior, levando a formação de tensões residuais de compressão na superfície da peça. Por outro lado, quando o rebolo não está mais atuando (momento em que ocorre o resfriamento da peça), a camada externa deveria contrair-se mais, o que não é permitido pelas camadas inferiores. Assim, surgem tensões residuais de tração na superfície durante o resfriamento. Porém, para que ocorra um equilíbrio mecânico aparecem tensões residuais de compressão nas camadas próximas ao núcleo.

Segundo Monici (2003), analisando-se as tensões residuais, observa-se que as tensões de compressão são favoráveis às propriedades mecânicas do material, pois aumentam a sua resistência à fadiga. Por outro lado, as tensões residuais de tração são mais danosas, causando a diminuição das resistências mecânica e à corrosão dos materiais, além da redução da resistência ao desgaste a altas temperaturas.

2.1.3.3 Alterações microestruturais

Uma das causas plausíveis para o surgimento de trincas nas peças retificadas são as elevadas temperaturas geradas na interface peça-rebolo, que dependendo do material, das características do rebolo e condições das operações utilizadas, ultrapassam os 700°C, induzindo assim alterações estruturais no material. No caso de um aquecimento rápido, a temperatura é acrescida com o aumento da velocidade de aquecimento. Após terem sido atingidas tais temperaturas, o resfriamento rápido causado pela lubri-refrigeração inadequada, pode gerar camadas de martensitas, que por serem extremamente frágeis e metaestáveis, são indesejáveis e podem causar defeitos como trincas e variações dimensionais e de propriedades mecânicas nas peças (VIEIRA JÚNIOR et al., 1999).

Segundo Johnson (1996), as trincas podem aparecer após o processo de retificação tanto na superfície do material como abaixo da mesma. Desta forma, as trincas podem ou não ser visíveis logo após o processo de usinagem ter sido executado. A severidade das mesmas varia de acordo com o processo executado e temperaturas atingidas.

De acordo com Weingaertner et al. (2001), as macrotrincas e microtrincas aparecerão na peça retificada, se as tensões residuais de tração ultrapassarem as tensões que o material resiste. Na utilização de rebolos convencionais de óxido de alumínio a probabilidade do

aparecimento destas trincas é maior que no rebolo superabrasivos, visto que maiores temperaturas aparecem na interface peça-rebolo, para este tipo de ferramenta, que possui grãos abrasivos de menor condutibilidade térmica. As macrotrincas aparecem quando a temperatura é maior que a necessária para produzir as microtrincas.

Por fim, cabe salientar que as trincas acabam reduzindo o limite de resistência à fadiga do material e concomitantemente aumentam a susceptibilidade da superfície do material aos ataques por processos corrosivos (JOHNSON, 1996).

2.1.4 Rebolos

Neste item são abordadas algumas características dos rebolos superabrasivos de CBN (Nitreto Cúbico de Boro) e dos rebolos convencionais de óxido de alumínio (Al_2O_3), os quais foram utilizados neste trabalho.

2.1.4.1 Comparações entre os rebolos de CBN e de Óxido de Alumínio

De acordo com Schuitek et al. (2001), os rebolos de CBN vêm ganhando grande aplicação na produção fabril principalmente para a retificação de aços temperados, uma vez que as principais vantagens no uso destes rebolos no processo de retificação são:

- durabilidade do grau de afiação (e conseqüentemente do rebolo);
- diminuição nos tempos de preparação e ajustagem da máquina;
- diminuição das alterações microestruturais;
- melhores acabamentos superficiais nas peças;

Porém, de acordo com Bianchi et al. (2001), deve-se salientar que embora os rebolos superabrasivos tenham muitas vantagens, quando comparados aos rebolos convencionais, estes não podem ser aplicados em todos os processos de retificação, sendo utilizados principalmente na retificação de metais ferrosos endurecidos, ferro fundido e superligas de níquel e cobalto. Já os rebolos convencionais são empregados na retificação de aços carbono, aço liga, aço rápido, ferro fundido maleável e nodular, bronze duro etc.

Segundo Stemmer (1992), Shaw (1994), Carius (1999) e Schuitek et al. (2001), o CBN é um material sintético obtido pela transformação do nitreto de boro hexagonal por meio de elevadas pressões e temperaturas. Ao se analisar as durezas dos materiais abrasivos CBN e óxido de alumínio, tem-se que a dureza *Knoop* do grão de CBN é cerca de 4.500 kgf/mm² e do grão de Al_2O_3 é de 2.500 kgf/mm².

Nailor, em 1989, já afirmava que a usinagem com rebolos superabrasivos deve proporcionar um custo de produção inferior, por peça, em média 30 a 50% em relação à usinagem com rebolos convencionais, utilizando-se condições de usinagem que promovam o menor desgaste possível da sua superfície de corte (superfície do rebolo responsável pela remoção de metal da peça retificada). Entretanto, a redução de custo somente será viável se o rebolo, utilizado sob determinadas condições de usinagem e afiação, proporcionar peças com qualidade aceitável, ou seja, com erros de forma e geométricos aceitáveis, rugosidade adequada da peça e sem danos metalúrgicos significativos (modificações na microestrutura do material como encruamento, tensões residuais etc.).

2.1.4.2 Influência do tipo de ferramenta nas trocas térmicas

Segundo Malkin (1989), quando rebolos superabrasivos são utilizados no processo de retificação, cerca de 20% do calor gerado no processo flui para a peça, sendo que no caso dos rebolos convencionais de óxido de alumínio esta porcentagem está em torno de 60 a 75%. A menor quantidade de calor gerada pelo rebolo de CBN permite uma redução nas temperaturas da região de corte.

De acordo com Pung (1988), Kohli et al. (1995), Rowe et al. (1996) e Silva Neto & Silva (2001), as menores temperaturas geradas pelo CBN são em função da elevada dureza de seus grãos abrasivos, que mantém a capacidade de corte durante maiores tempos, diminuindo assim o desgaste dos mesmos e reduzindo as parcelas de energias referentes à deformação plástica sem remoção de material (*plowing*) e ao deslizamento de grãos cegos. Também podem ser atribuídas a maior condutibilidade térmica do grão de CBN que é de 1300 W(mK)^{-1} , contra a do grão de Al_2O_3 que é de 29 W(mK)^{-1} , valores obtidos a 25°C . Com isto, uma quantidade maior de calor pode ser retirada da região de corte pelo rebolo de CBN, impedindo que este seja transportado para a peça.

2.1.4.3 Influência do tipo de ferramenta na tensão residual

Segundo Brinksmeier et al. (1982), os rebolos superabrasivos de CBN produzem predominantemente, na maioria dos casos, tensões residuais de compressão. Todavia, os rebolos convencionais de óxido de alumínio (Al_2O_3) também são capazes de gerar tensões residuais de compressão.

Contudo, no decorrer dos ciclos de usinagem e com o aumento do volume de material removido, considerando-se o rebolo de óxido de alumínio, a tensão residual tende a se tornar uma tensão de tração e a intensidade da mesma tende a aumentar. Já no caso dos rebolos de CBN, que são menos sensíveis às variações na quantidade de material removido, mesmo após longos períodos de retificação, as tensões residuais de compressão continuam a ser dominantes (BRINKSMEIER, 1986).

2.1.5 Principais parâmetros de corte envolvidos na retificação

Neste item são apresentados os principais parâmetros de corte envolvidos no processo de retificação cilíndrica, os quais foram importantes no decorrer desta pesquisa.

2.1.5.1 Profundidade de corte

De acordo com Rowe & Morgan (1993), um dos fatores que podem influenciar a eficiência do processo de retificação e prejudicar a integridade superficial da peça é a deflexão que ocorre entre o rebolo e a peça. Este efeito aumenta com a área de contato e com o número de grãos do rebolo que estão em contato com a peça.

Segundo König (1980), aumentando-se a profundidade de corte a , tem-se um aumento instantâneo do número de grãos ativos do rebolo atritando com a peça e no tempo de contato. Este aumento da profundidade de corte também reflete em um acréscimo nas forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação devido as maiores espessuras equivalentes dos cavacos a serem removidos.

2.1.5.2 Velocidade de mergulho

Segundo Krar (1994) a velocidade de mergulho V_f nos processos de retificação modernos pode ser estabelecida manual ou automaticamente. Alguns dos fatores que afetam esta variável são: a rigidez da retificadora, a quantidade de material a ser removida, o acabamento requerido, a quantidade de fluido de corte no processo, o material da peça etc.

De acordo com os experimentos de Lee & Kim (2001), que monitoraram a corrente elétrica do eixo árvore em relação às variadas velocidades de corte do rebolo e as diferentes velocidades de avanço utilizadas, verifica-se que o valor da corrente é inversamente

proporcional à velocidade do rebolo e diretamente proporcional à taxa de avanço. E, a força tangencial de corte se eleva com o aumento da velocidade de avanço do rebolo.

Ainda segundo Lee & Kim (2001), em relação aos valores de emissão acústica, estes também aumentam com o aumento da taxa de avanço, bem como os valores de rugosidade.

No entanto, Hara (1999) possui um ponto de vista diferente em relação ao comportamento da rugosidade em função da variação da velocidade de avanço. Tal autor, afirma que não há uma relação direta entre a rugosidade e a variação da taxa de avanço, mesmo que esta seja em condições severas. O autor justifica tal fato devido ao efeito do centelhamento em que não há uma variação da velocidade de avanço durante aproximadamente dez segundos. Ou seja, antes de ocorrer o centelhamento é muito provável que se note esta diferença de rugosidades.

De acordo com Baldo (1994), no início do processo de retificação ou desbaste, remove-se cerca de 95% do material da peça, sendo que a velocidade de avanço deve variar entre 0,4 a 2,0 mm/min. Já para o restante do material, o mesmo deve ser acabado com um avanço entre 0,1 a 0,3 mm/min.

2.1.5.3 Velocidade de corte

A velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo V_s é representada pelo deslocamento de um ponto 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).

Desta forma, a velocidade de corte pode alterar o comportamento das seguintes variáveis de saída do processo: força tangencial de corte, rugosidade, desgaste do rebolo, queima superficial da peça, tensão residual, etc.

Segundo Diniz et al. (2000), a velocidade periférica do rebolo é restrita pela resistência da liga aglomerante. Para as ligas vitrificadas estabelece-se normalmente 30m/s e para algumas ligas vitrificadas especiais cerca de 60 m/s. No caso de algumas ligas resinóides especiais, a velocidade de corte fica em torno de 100 m/s.

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

$$V_s = \frac{P * d_s * n_s}{60 * 1000} \quad (2.1)$$

Segundo Graf (2004), aumentando-se a velocidade de corte, um único grão abrasivo passa a remover um menor volume de cavacos, devido à elevação da frequência de contato com a peça. Desta forma, tem-se uma espessura menor dos cavacos removidos, reduzindo, por exemplo, as forças de corte, pela menor solitação de cada grão abrasivo. Desta forma o rebolo tem sua dureza dinâmica elevada. Contudo, o aumento da intensidade de contato dos grãos com a peça, deve de certo modo ser monitorado, pois pode gerar uma elevação da temperatura, o que pode ocasionar a queima da peça.

2.1.5.4 Velocidade da peça

Na retificação cilíndrica externa, esta velocidade coincide com a velocidade periférica da peça. De acordo com Graf (2004) a velocidade da peça V_w pode ser determinada em função do diâmetro e rotação da mesma conforme Equação 2.2:

$$V_w = \frac{p * d_w * n_w}{60 * 1000} \quad (2.2)$$

Na Figura 2.4 pode-se verificar a influência da velocidade da peça no processo de retificação tangencial plana.

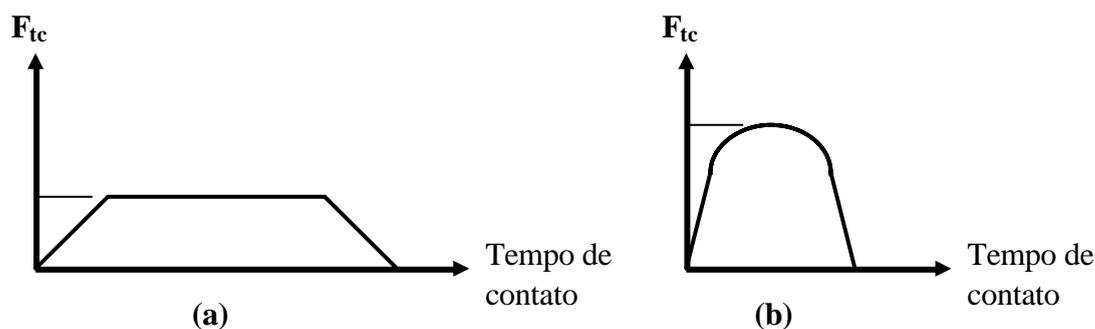


Figura 2.4 – Influência do tempo de contato na força tangencial de corte em um grão abrasivo F_{tc} (BIANCHI et al., 1999a)

Na Figura 2.4 (a), tem-se a influência do tempo de contato na força tangencial de corte em um grão abrasivo, quando a velocidade da peça é baixa e a penetração do rebolo é grande. Neste primeiro caso, os impactos dos grãos do rebolo sobre a peça são pequenos e os cavacos são alongados, sendo que o tempo de contato do grão com a peça são maiores, assim como o

número de grãos abrasivos ativos. Com isso, a força em um grão abrasivo atua por um longo tempo e é pequena. Desta forma, os grãos tendem a permanecer um maior tempo no contato com a peça, acarretando um maior desgaste. Já as forças de corte tendem a se elevar de acordo com o tempo de retificação, devido ao desgaste das arestas cortantes, diminuindo-se o desgaste do rebolo, visto que o tempo de permanência dos grãos abrasivos presos ao ligante tornam-se maiores, diminuindo a perda de grãos (BIANCHI et al., 1999a).

Já na Figura 2.4 (b), observa-se a influência do tempo de contato na força tangencial de corte em um grão abrasivo, quando a velocidade da peça é alta e a penetração do rebolo na peça é grande. Neste caso os impactos dos grãos do rebolo sobre a peça são grandes e os cavacos curtos, sendo que o tempo de contato do grão com a peça são menores, assim como o número de grãos abrasivos ativos. A força gerada por grão abrasivo é grande, com isto os mesmos tendem a se fraturar e se desprender do rebolo, já que a força de corte tende a se estabilizar pela constante renovação dos grãos. Desta maneira, eleva-se o desgaste do rebolo, que é maior que no primeiro caso exposto (BIANCHI et al., 1999a).

Resumidamente, pode-se afirmar que o aumento da velocidade da peça acarreta em uma elevação da taxa de remoção de material, gerando cavacos mais grossos e carga superior sobre cada grão abrasivo do rebolo (GRAF, 2004).

2.1.5.5 Espessura equivalente de corte

De acordo com Peters & Decneut (1975) apud Oliveira (1988), a espessura da camada de material removida pelo rebolo numa volta completa denomina-se de espessura equivalente de corte h_{eq} , e é um parâmetro que permite quantificar uma condição de trabalho, sendo ainda definido como a relação entre a taxa de remoção específica do material Q_w' e a velocidade de corte. Desta forma, de acordo com Graf (2004), a espessura equivalente de corte para o processo de retificação cilíndrica externa pode ser representada pela Equação 2.3.

$$h_{eq} = \frac{Q_w'}{V_s} = \frac{p * d_w * V_f}{60 * 1000 * V_s} \quad (2.3)$$

Segundo Malkin (1989), a espessura equivalente de corte está diretamente relacionada com o comportamento do processo de retificação em função das variáveis envolvidas como: forças de corte, rugosidade, vida da ferramenta etc. Diniz et al. (2000) afirma que um aumento do h_{eq} reflete no respectivo aumento das forças de corte, rugosidade e diminuição da vida do

rebolo. Deste modo, busca-se sempre utilizar rebolos cujas ligas suportem elevadas rotações de trabalho a fim de se melhorar a rugosidade, aumentar a vida útil da ferramenta e diminuir os esforços de corte.

2.1.5.6 Dressagem

De acordo com Graf (2004), a dressagem tem a função de avivar os grãos abrasivos do rebolo e dar a forma ideal aos mesmos, pois a topografia deste pode ser alterada mudando-se as condições de dressagem como, por exemplo, o grau de recobrimento a ser empregado no processo. O grau de recobrimento **Ud**, na dressagem com dressador de ponta única, determina quantas vezes um ponto da superfície do rebolo é recoberto pela largura útil do dressador e pode ser expresso pela Equação 2.4.

$$Ud = \frac{bd}{Sd} \quad (2.4)$$

onde: **bd** é a largura de atuação do dressador;

Sd é o passo da dressagem (avanço do dressador por rotação do rebolo);

De acordo com König (1990), este é um parâmetro importante, por ser um excelente caracterizador das condições de afiação de um rebolo, pois engloba todas as condições de dressagem. Quanto menor o grau de recobrimento, até **Ud** igual a um, maior será a agressividade do rebolo. Segundo Júnior (1996), a menor agressividade do rebolo gera um aumento das forças de corte e a perda mais rápida de afiação dos grãos, levando a uma possível queima das peças.

A Figura 2.5 ilustra o mecanismo cinemático do processo de dressagem, no qual o dressador desloca-se transversalmente ao rebolo, penetrando a uma profundidade de dressagem **ad** gerando uma largura de atuação de dressagem **bd**. Esta operação gera o corte e a fratura dos grãos abrasivos pelo dressador, além de provocar o aparecimento de uma “rosca” na superfície do rebolo. Este processo gera dois efeitos que são o macroefeito e o microefeito. O primeiro é provocado pelo formato do dressador e condições de dressagem; corresponde à “rosca” formada no perfil do rebolo após a passagem do dressador. O segundo efeito é provocado pela fratura das partículas dos grãos em que novas arestas de corte seriam criadas

pelo dressador, sendo um fenômeno ligado com o tipo de aresta que é formada nos grãos abrasivos durante a operação de dressagem (OLIVEIRA et al., 1990).

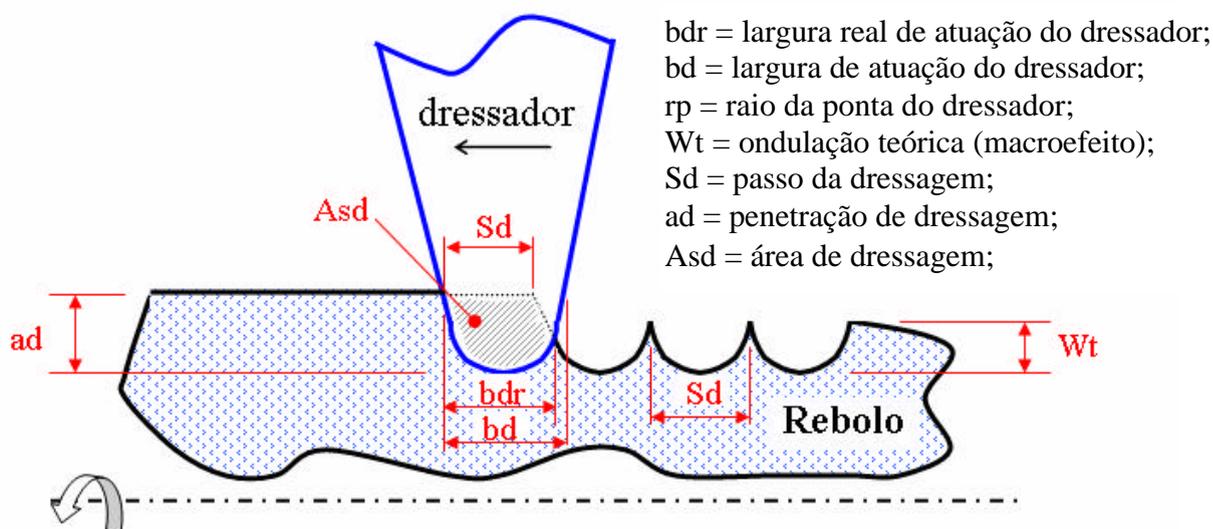


Figura 2.5 – Caracterização de um processo de dressagem, contato rebolo/dressador e principais parâmetros envolvidos no processo (OLIVEIRA, 1988 - adaptada)

2.1.5.6.1 Dressadores

Existem vários tipos de dressadores, empregados nos diversos processos de dressagem existentes, porém será explicitado neste item o dressador tipo *fliese* ou conglomerado que foi utilizado neste projeto de pesquisa, o qual gera apenas o microefeito no rebolo. Este tipo de dressador consta de uma ferramenta multi-pontas com diamantes naturais aglomerados em liga metálica, e que devido a sua constituição possui grande robustez e durabilidade. Neste dressador, os grãos de diamante estão distribuídos em forma de linha, sendo os diamantes de mesma forma e tamanho, dando origem aos dressadores de perfil constante.

De acordo com Graf (2004), para que o dressador tipo *fliese* possa demonstrar todo seu potencial, um dos requisitos básicos importantes para a utilização dos mesmos, é que a dressagem seja efetuada com bastante fluido de corte e sem interrupções.

Segundo a empresa Winter (2004), as principais vantagens do emprego de dressadores conglomerados são que:

- estes servem para a dressagem de rebolos convencionais e superabrasivos;

- com este dressador existe uma menor necessidade de substituição em relação ao de ponta única;
- há uma menor possibilidade de quebra;
- não há necessidade de manutenção;

2.1.6 Variáveis envolvidas no processo de retificação

Inicialmente é importante destacar que os sensores utilizados para realizar o monitoramento das variáveis de saída nesta pesquisa buscaram satisfazer as exigências de um bom sensor como: possibilitar a medição da variável o mais próximo possível da região de corte, não reduzir a rigidez da máquina, não restringir o espaço de trabalho e os parâmetros de corte, ter resistência ao desgaste, ao ataque químico dos fluidos de corte, aos cavacos e às influências mecânicas, transmitir os sinais de forma confiável, entre outras (BYRNE et al., 1995).

Neste item são destacadas algumas variáveis importantes que serão analisadas no decorrer deste trabalho.

2.1.6.1 Força tangencial de corte e energia específica de retificação

De acordo com Hassui (2002), as forças de corte no processo de retificação são importantes, pois influenciam a qualidade geométrica, dimensional e superficial da peça, a vida útil do rebolo (desgaste volumétrico) e por fim o tempo de execução do processo de corte. Os valores médios das forças de corte a serem empregados durante a usinagem também são importantes porque determinam a potência necessária para a máquina retificadora, assim como suas necessidades estruturais.

Segundo Bianchi et al. (2001), a força tangencial de corte F_{tc} , está relacionada com a temperatura final da peça e com a rugosidade das peças. Com as forças tangenciais de corte, pode-se analisar o desempenho das ferramentas abrasivas e detectar: a ocorrência do macro e microdesgaste; a capacidade de fixação dos grãos pelo ligante; aumento da temperatura na região de corte e estado de tensão residual. Ressalta-se ainda que variando a espessura do cavaco, alteram-se as forças de corte num grão abrasivo. A força tangencial de corte pode ser dada em função da divisão do torque pelo raio do rebolo.

Para Malkin (1989) há uma relação direta entre o aumento das forças de corte (tangencial e normal) e aumento da área de desgaste do topo dos grãos. A partir de resultados

experimentais, este pesquisador concluiu que para aplicação em aços, as forças de corte crescem linearmente com o aumento do desgaste da área do topo dos grãos abrasivos, até se atingir um ponto crítico, que ocasiona a queima da peça. Estas forças associadas à energia específica de retificação podem ser constituídas de componentes como corte e deslizamento, considerando que o desgaste do topo do grão é influenciado pelas condições de dressagem, pela dureza do ligante do rebolo e tipo de fluido de corte utilizado (OLIVEIRA, 1998; SCHWARZ, 1999).

De acordo com Oliveira et al. (1992), outro fator que influencia fortemente os valores das forças de corte é a granulometria do rebolo utilizado. Em relação à taxa de crescimento das forças de corte, estes pesquisadores afirmam que a mesma é maior para os rebolos convencionais que para os superabrasivos, quando ambos são submetidos a condições semelhantes de trabalho.

Silva et al. (1999) observaram em seus estudos, que há uma tendência em se obter as máximas forças tangenciais de corte nos mesmos instantes em que aparecem os máximos valores de emissões acústicas e energias específicas de retificação. Da mesma forma, os mínimos valores de forças são obtidos para os menores valores de emissões acústicas e energias específicas de retificação.

De acordo com Monici (2003), a energia específica de retificação u é uma variável de saída que está diretamente relacionada com possíveis danos térmicos.

Para Malkin (1989), a energia total de retificação u , é composta das energias de remoção do cavaco u_{ch} , de deslizamento dos grãos abrasivos de áreas de topo de grãos desgastadas com a peça u_{sl} , e do deslocamento de material por deformação plástica sem a remoção deste u_{pl} .

Segundo Malkin (1989) e Lee et al. (2003), a energia específica de retificação pode também ser expressa em função da força tangencial de corte conforme Equação 2.5, na qual o numerador representa a força associada ao processo de corte e o denominador é a taxa volumétrica de material removido.

$$u = \frac{F_{tc} * V_s * 60}{P * d_w * V_f * b} \quad (2.5)$$

onde: b = largura de retificação;

2.1.6.2 Emissão acústica

Segundo Soares & Oliveira (2002), a Emissão Acústica (EA) é caracterizada pelas ondas de tensões produzidas pelo movimento súbito dos materiais tensionados, sendo que as emissões clássicas provêm dos processos de deformação, como o crescimento de uma trinca e deformações plásticas. Estes movimentos súbitos produzem tensões que se propagam pelo material e por meios físicos até chegarem ao sensor de EA. Os locais mais utilizados para fixação dos sensores são o contraponto, o cubo ou o eixo do rebolo, ou ainda o tubo do fluido de corte. É um método de aquisição de valores bastante sensível, no qual o sensor capta sinais elétricos de alta frequência e livre dos ruídos advindos de fontes que não interessam ao processo.

De acordo com Inasaki (1990), as ondas acústicas ficam predispostas a vários efeitos como: amortecimento, frequência dependente da velocidade, reflexão, e outros devido à sua propagação pelo material. Devido ao fato da EA também ser caracterizada como uma energia resultante da interação entre os grãos abrasivos e a superfície da peça, que se propaga pela estrutura do material, esta pode ser relacionada com a energia específica de retificação, a qual também é uma forma de energia associada ao processo de retificação.

Westkamper (1993) apud Junior (1996) em seu trabalho realizou comparações entre a variação do sinal de EA e as forças de corte verificadas num processo de retificação interna. Este notou que para uma velocidade de corte fixa, a emissão acústica durante os ensaios aumentava linearmente com as forças de corte, provando que os sinais de EA podem ser utilizados, por exemplo, para monitoramento dos valores de forças obtidos ao longo do processo.

Para um bom monitoramento do processo de retificação, Pollock (1989) afirma que em alguns casos quando a tensão no material é reduzida, os sinais medidos necessitam ser amplificados para produzirem dados para exibição e interpretação. Webster et al. (1996), cita que uma das melhores formas de se monitorar o sinal de emissão acústica é pelo seu valor RMS (valor quadrático médio), o qual é um valor retificado do sinal de EA em intervalos de tempo determinado, e vem sendo amplamente utilizado com sucesso para monitoramento de diversos problemas de retificação.

2.1.6.3 Rugosidade

Segundo Agostinho et al. (1981), rugosidades são micro-irregularidades geométricas decorrentes do processo de fabricação. Sua quantificação é feita pelos parâmetros de altura e largura das irregularidades. Sua magnitude está diretamente relacionada com as propriedades físicas do material como: coeficiente de atrito, desgaste, lubrificação, transmissão de calor, resistência mecânica, dentre outras.

Os processos de usinagem afetam diretamente a rugosidade e o controle deste parâmetro é feito pelo gerenciamento e otimização dos processos e condições de usinagem. A rugosidade está relacionada à precisão de ajuste, além das tolerâncias de forma e posição (AGOSTINHO et al., 1981).

No processo de retificação, a qualidade das superfícies também está ligada a rigidez do equipamento, ao uso de refrigeração, a velocidade de remoção, a granulação dos abrasivos, entre outros fatores (WINTER, 2004).

Segundo Oliveira et al. (1992), a rugosidade de uma peça está relacionada com o processo de remoção de material executado, o qual depende das condições de dressagem. No caso de dressagens grosseiras (pequeno valor do grau de recobrimento e reduzido número de arestas atuantes), tem-se um aumento na profundidade dos sulcos formados durante a retificação, ocasionando valores elevados de rugosidade. Porém, se a dressagem for fina (elevado grau de recobrimento e número de arestas atuantes), a maior quantidade de arestas atuantes divide melhor os esforços, fazendo com que cada grão abrasivo penetre menos na peça, gerando menores valores de rugosidade.

Quanto ao comportamento da rugosidade em função do tempo de retificação, tem-se que este também está diretamente relacionado com o crescimento da área plana do topo do grão abrasivo, que provoca sulcos mais largos nas peças. O aumento da área de contato do topo do grão causa uma elevação da temperatura local, fazendo com que o material da peça se torne mais mole, aderindo-se mais facilmente aos poros do rebolo. Com isso, este material preso à ferramenta abrasiva acaba gerando vários riscos na peça, aumentando assim os valores de rugosidade (OLIVEIRA et al., 1992).

2.1.6.4 Desgaste diametral do rebolo e relação G

O desgaste do rebolo pode ser expresso tanto pela sua perda diametral, bem como, pela redução volumétrica do mesmo. Para Malkin (1989) e Shaw (1994, 1996) há três principais

mecanismos de desgaste do rebolo que são: por atrito, pela fratura dos grãos abrasivos e do aglomerante. Destes, segundo Malkin (1989), o desgaste por atrito, na maioria das vezes é o mais importante, pois controla as forças de corte e a taxa de fratura do aglomerante, embora resulte em uma pequena contribuição na quantidade de desgaste volumétrica total do rebolo. Segundo Kovacevic & Mohan (1995), do desgaste volumétrico total do rebolo, apenas 10% ocorre durante o processo de retificação, pois o restante é perdido durante os processos de dressagem e avivamento dos grãos abrasivos.

Analisando-se o desgaste diametral do rebolo em função do tipo de ferramenta abrasiva, tem-se que o rebolo de CBN apresenta, no geral, um menor desgaste devido a maior dureza e condutibilidade térmica de seus grãos abrasivos em relação aos rebolos convencionais (SCHUITEK et al., 2001).

De acordo com Silva (2000), a relação G expressa o desempenho de um rebolo, pois esta relação é a razão entre o volume de material removido e o volume de rebolo gasto na operação. Reduzindo-se o desgaste diametral do rebolo tem-se um aumento da relação G para um mesmo volume de material removido da peça.

Segundo König (1980), Malkin (1989) e Oliveira (1998) a relação G que mede o desempenho do rebolo pode ser determinada pela Equação 2.6:

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

onde: Z_w = volume de material removido;

Z_s = volume de rebolo gasto;

Para Degarmo et al. (1997) apud Soares & Oliveira (2002), os fatores que podem afetar o desempenho do rebolo são o tipo de liga aglomerante e o arranjo espacial de seus grãos abrasivos (estrutura). No caso das estruturas fechadas os grãos abrasivos estão dispostos bem juntos uns dos outros, e nas estruturas abertas há um maior espaçamento entre estes grãos, o que gera maiores cavidades para os cavacos e menos arestas cortantes por unidade de área.

2.1.6.5 Circularidade

De acordo com Shaw (1994), uma peça nunca é perfeitamente cilíndrica, pois em todas estão presentes erros de circularidade. Segundo Jedrzejewski & Modrzycki (1997), o erro de circularidade pode ser entendido como qualquer divergência entre a peça fabricada e àquela teoricamente exigida com tolerância especificada.

Os erros de circularidade, conforme Figura 2.6, ocorrem quando seus raios opostos são diferentes em qualquer posição da superfície da peça, estando presentes nas peças cilíndricas que passaram por alguma etapa da manufatura (ASME, 1982).

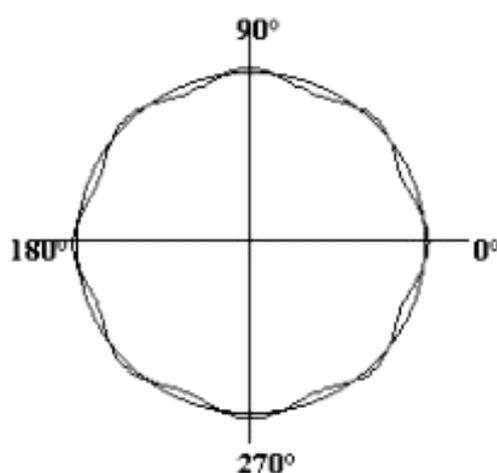


Figura 2.6 – Exemplo de uma peça com erro de circularidade (TAYLOR HOBSON, 2001)

De acordo com Malkin (1989) e Demeter & Hockenberger (1997), o calor gerado na retificação tem sua maior intensidade no contato peça rebolo, penetrando em direção ao centro da mesma. Com isso, quanto maior a dificuldade do fluido adentrar na região de corte, maior será o calor presente na peça, facilitando assim a formação de dilatações e deformação térmicas, que acarretam em erros de circularidade. Além disso, a vibração da máquina e os parâmetros de corte utilizados também influenciam esta variável.

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

2.1.6.6 Tensão residual

A tensão residual que também é uma das variáveis envolvidas e importantes de serem caracterizadas nos processos de usinagem, representa o estado de tensão introduzida na peça após sua retificação.

Esta variável já foi descrita anteriormente no item 2.1.3.2.

2.1.6.7 Análise microestrutural

As análises microestruturais dos materiais usinados são importantes por serem fontes caracterizadoras das estruturas finais das peças, ilustrando possíveis mudanças de microestruturas, aparecimento de microtrincas ou até mesmo macrotrincas, ambas danosas ao produto final retificado. Tanto as mudanças microestruturais como o aparecimento das trincas têm como uma das principais causas a elevação da temperatura na interface peça-rebolo. A fim de se visualizar o comportamento final das microestruturas e verificar a integridade do componente usinado, uma das formas mais utilizadas é o emprego do microscópio eletrônico de varredura.

O Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) constitui-se num equipamento altamente versátil, podendo realizar análises de diversos tipos como estudo de elementos microestruturais, como precipitados, fases, defeitos etc. As principais vantagens do MEV em relação a um microscópio ótico são a resolução e a profundidade de foco, pois o microscópio eletrônico de varredura apresenta uma resolução de cerca de 0,003 μm , enquanto o ótico de 0,1 μm . No MEV é possível que se realizem ampliações de até 300.000 vezes (GOLDSTEIN et al., 1992).

Segundo Goldstein et al. (1992), a profundidade de foco é cerca de 300 vezes maior em um microscópio eletrônico de varredura do que em um microscópio ótico; isso permite que se tenha uma melhor visualização dos elementos a serem analisados. A existência de no mínimo dois tipos de detectores de elétrons (secundários e retroespalhados) permite uma análise tanto topográfica quanto de contraste devido a diferenças de composição química existente na amostra.

2.2 FLUIDOS DE CORTE

Neste item são abordadas as principais funções, características, formas de manutenção e descarte dos fluidos de corte empregados nos processos de usinagem, destinando-se uma atenção especial para os fluidos solúveis em água, os quais foram utilizados nesta pesquisa.

2.2.1 A importância dos fluidos de corte nos processos de usinagem

F. W. Taylor foi um dos primeiros a provar o grande auxílio que os líquidos podem trazer no corte de metais. Em 1883, o mesmo demonstrou que um jato de água aspergido na ferramenta, no cavaco e na superfície da peça, tornava possível o aumento da velocidade de corte de 30% a 40%. Foi esta constatação feita por Taylor e por outros pesquisadores, que incentivaram o estudo e desenvolvimento de vários tipos de fluidos de corte ao longo dos anos e principalmente nas últimas décadas (SILLIMAN, 1992; MACHADO & DINIZ, 2000).

Para se ter estimativa de como os fluidos de corte vêm ganhando espaço e importância nos processos de usinagem, basta mencionar que somente durante o ano de 1997 na Alemanha, foram utilizadas aproximadamente 800.000 toneladas de lubrificante/refrigerante nas indústrias de processamento de metais alemãs, conforme Figura 2.7 (DÖRR & SAHM, 2000).

Consumo de fluidos de corte comparado ao consumo de outros óleos, em 1997

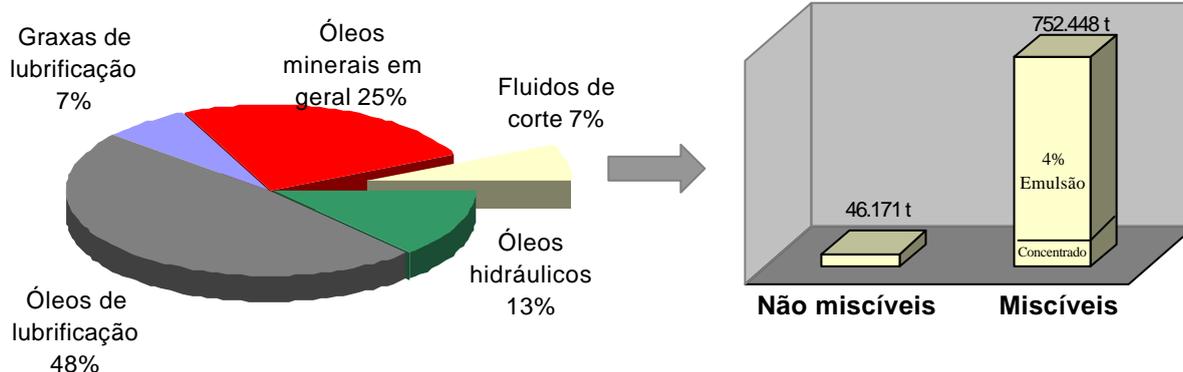


Figura 2.7 – Quantidade de fluidos utilizados em 1997 na Alemanha (NOVASKI & DÖRR, 1999a - adaptada)

Segundo Young et al. (1997) e Novaski & Dörr (1999a), na Alemanha em 1997, os custos com fluidos de corte apresentaram, em média, 17% dos custos de manufatura, representando um valor expressivo comparado aos gastos destinados à ferramenta que apresenta, em média, de 2% a 4%, além dos gastos adicionais de manutenção do sistema e separação do cavaco do fluido de corte para uma posterior refundição. A Figura 2.8 apresenta a porcentagem dos custos com fluidos inserida nos custos de fabricação, mostrando claramente a necessidade de se minimizar a quantidade de fluido de corte utilizada nos processos, a fim de se reduzir os custos.

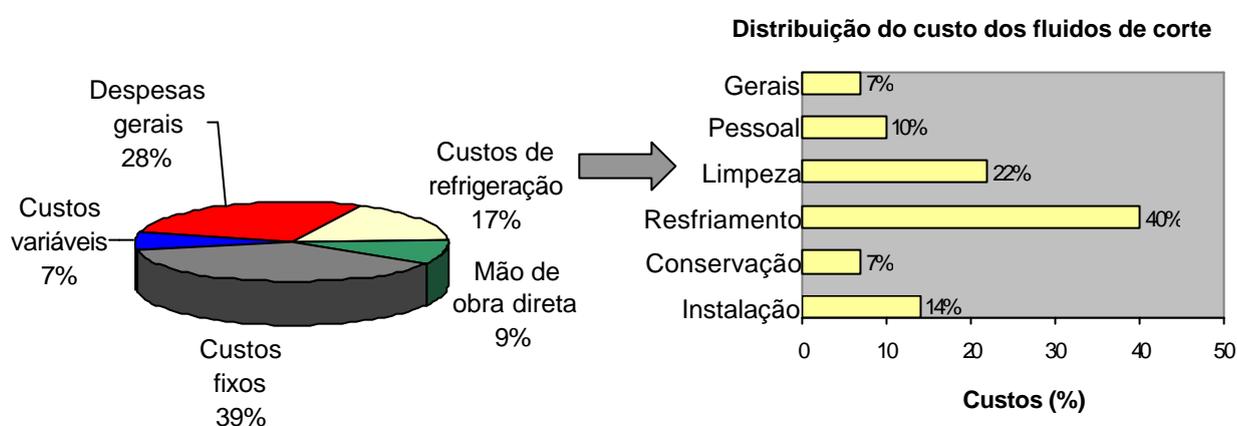


Figura 2.8 – Porcentagem dos custos com fluidos de corte inserida nos custos de fabricação das peças (NOVASKI & DÖRR, 1999a - adaptada)

Segundo a ASM (1991), Webster (1999), Minke (1999) e Machado & Diniz (2000) com a aplicação correta dos fluidos de corte, atingindo a interface peça-rebolo, pode-se aumentar a produtividade e reduzir os custos dos produtos manufaturados, com aumento da velocidade de corte, das taxas de avanço e da profundidade de corte. Além do que, uma efetiva utilização dos fluidos de corte permite ainda se aumentar a vida útil da ferramenta e precisão dimensional da peça, bem como, diminuir a rugosidade e potência consumida durante o processo de usinagem.

Ao lado das vantagens tecnológicas associadas com o uso dos fluidos de corte estão os enormes perigos atrelados a estes, e que são nocivos à saúde das pessoas e ao meio ambiente. Os componentes dos fluidos de corte como bactericidas e fungicidas reagem com outros produtos inseridos no processo de corte, tornando os fluidos, materiais que podem vir a causar doenças. A contaminação do solo, água e ar, podem decorrer de vazamentos e perdas, emissões, água de lavagem e da própria disposição dos fluidos de corte (SMITH, 1996;

KLOCKE et al., 2000a). Devido a estes problemas com a utilização dos fluidos de corte, têm aumentado cada vez mais as preocupações com o uso e disposição dos fluidos.

A otimização das quantidades de fluidos de corte a serem utilizadas é interessante, pois os mesmos podem vir a apresentar uma gama de problemas, os quais podem ser visualizados na Figura 2.9.

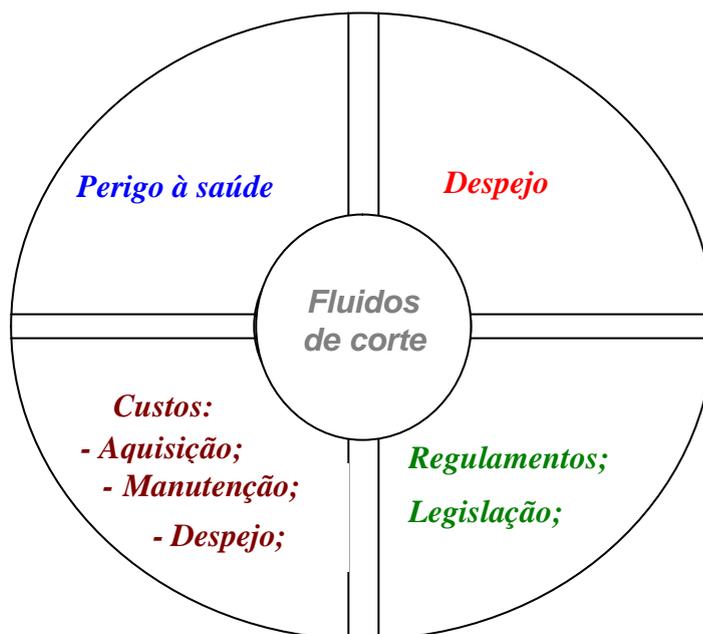


Figura 2.9 – Problemas causados pelos fluidos de corte (HEISEL et al., 1998 - adaptada)

2.2.2 Principais definições sobre os fluidos de corte

Inicialmente, para uma melhor compreensão dos fluidos de corte, torna-se necessário realizar algumas definições importantes (RUNGE & DUARTE, 1990):

Fluido básico: é um termo empregado para designar todos os fluidos de corte, como óleos minerais, água e outros utilizados isoladamente ou aditivados, em operações de corte ou similares;

Fluido de corte: nome empregado a qualquer fluido empregado no corte ou usinagem de metais ou materiais;

Óleo integral: fluido de corte a base de óleo mineral ou vegetal, sendo utilizado da forma como é fornecido, sem a mistura com água. Também pode ser chamado de óleo puro;

Óleo emulsionável (ou óleo solúvel): é um tipo de fluido de corte a base de óleo, independente do teor do óleo mineral ou vegetal presente, sendo o mesmo misturado com água formando emulsões;

Fluido sintético: é um tipo de fluido de corte que não contém óleo mineral em sua composição, sendo o mesmo utilizado sempre misturado com água formando uma solução;

Fluido semi-sintético: possui uma pequena porção de óleo mineral em sua constituição, sendo utilizado misturado em água, formando desta forma uma emulsão muito fina, semelhante às soluções. Outro termo que pode ser direcionado a esses tipos de fluidos de corte é fluido com baixo teor de óleo mineral.

Os fluidos de corte constituem-se em parte integrante dos processos de fabricação, pela remoção de cavacos, num sistema que envolve a máquina retificadora, o fluido de corte, as peças em produção e a ferramenta. Entretanto, devido à grande competitividade do mercado, o sucesso do produto só é atingido se cada um dos componentes do sistema receber merecida atenção. Desta forma, a escolha adequada dos fluidos de corte é importante e deve ser feita analisando-se a grande variedade de tipos e fabricantes de fluidos existentes, o que torna esta tarefa de seleção nem sempre fácil. O tipo de fluido de corte a ser utilizado, influi diretamente sobre os seguintes fatores: a qualidade superficial das peças, a produtividade, o custo operacional e o meio ambiente.

2.2.3 Classificação dos fluidos de corte

Existe hoje no mercado uma imensa diversidade de fluidos de corte, a fim de satisfazer os requisitos das mais modernas máquinas operatrizes. Porém, ainda não existe um fluido de corte que reúna todos os diferentes requisitos exigidos para cada uma das diversas operações de usinagem conhecidas atualmente. O que existe na realidade são fluidos mais versáteis, os quais podem ser aplicados em diferentes tipos de operações de usinagem (torneamento, retificação, furação etc), com diferentes taxas de diluição, enquanto outros são desenvolvidos especificamente para um determinado tipo de operação, aliado ao grau de severidade da mesma.

Segundo Motta & Machado (1995), cada tipo de fluido de corte apresenta características particulares, vantagens e limitações distintas. Contudo, as características que distinguem as diferentes classes nem sempre são de fácil visualização, existindo pequenas diferenças quanto à classificação destes fluidos.

De acordo com Runge & Duarte (1990), ASM (1991), Motta & Machado (1995) e Machado & Silva (1999), agrupam-se os fluidos de corte em quatro tipos básicos:

- Óleos de corte ou fluidos de corte (integral ou aditivado);
- Fluidos de corte solúveis em água:
 - Emulsionáveis convencionais (óleos solúveis ou emulsionáveis);
 - Emulsionáveis semi-sintéticos;
 - Soluções (fluidos sintéticos);
- Gases;
- Pastas e lubrificantes sólidos;

2.2.3.1 Óleos de Corte

Estes possuem principalmente óleo mineral como composto básico (atualmente há também óleos integrais de origem vegetal), podendo ser utilizados no estado puro (sem aditivação) ou aditivado (presença de aditivos polares e/ou aditivos químicos ativos ou inativos) (SILVA, 2000).

Na fabricação de fluidos de corte, os óleos minerais básicos que são empregados, podem ser de (SHELL, 1991):

- Base Parafínica: quando são derivados do refinamento do petróleo cru parafínico de alto teor de parafinas (ceras), que resultam em excelentes fluidos lubrificantes;
- Base Naftênica: Estes óleos derivam do refinamento do petróleo cru naftênico. O uso destes óleos como básicos para fluido, tem diminuído em função de problemas causados à saúde humana. Os fluidos lubrificantes são de baixa qualidade e são escassos;
- Base Aromática: Os óleos minerais de base aromática não são empregados na fabricação de fluidos, sendo excessivamente oxidantes, porém podem melhorar a resistência ao desgaste e apresentar boas propriedades EP, quando presentes em grandes quantidades, em óleos parafínicos. Segundo Webster (1995), os compostos aromáticos policíclicos, se não forem destruídos durante o processo de formação do óleo de corte por meio de forte hidrogenação podem causar câncer ou dermatites.

De acordo com El Baradie (1996), os óleos de corte puro por possuírem em suas composições óleos gordurosos ou compostos gordurosos, não devem ser armazenados em condições de temperaturas muito baixas, devido à existência de uma grande chance dos

mesmos virem a se solidificar ou sofrer com a separação do composto gorduroso em relação ao óleo. Desta forma, uma temperatura operacional ideal para este tipo de óleo asseguraria a máxima refrigeração possível e a redução da oxidação.

O sistema de refrigeração deve ser muito bem dimensionado, permitindo a manutenção da temperatura do óleo entre 21 e 24°C, o que aumenta sua eficiência. Além disto, deve-se ter bastante cuidado com a entrada de líquidos estranhos os quais possam vir a contaminar o reservatório do fluido, impedindo assim a formação de compostos insolúveis, resultado principalmente da incompatibilidade de alguns aditivos. A filtração periódica para a remoção de cavacos e outras partículas estranhas aumenta a vida útil destes fluidos (RUNGE & DUARTE, 1990).

2.2.3.2 Fluidos de corte solúveis em água

Os fluidos de corte solúveis transformam-se em misturas, quando são adicionados à água, e estas misturas variam entre emulsões (fluidos emulsionáveis e semi-sintéticos) e soluções (fluidos sintéticos e soluções em geral), dependendo da constituição básica do fluido solúvel concentrado (óleo mineral ou sais orgânicos e inorgânicos, respectivamente), da presença e da quantidade de emulgadores no concentrado. Devido as suas propriedades físicas, tais como: calor específico elevado, alta condutividade térmica, a água é considerada o melhor fluido refrigerante. Portanto a combinação de propriedades entre a água e o concentrado de fluido de corte solúvel propicia uma refrigeração eficiente aliada a um moderado poder refrigerante (RUNGE & DUARTE, 1990).

Segundo ASM (1991), os fluidos de corte solúveis em água podem ser classificados basicamente em: emulsões e soluções.

2.2.3.2.1 Emulsões

2.2.3.2.1.1 Fluidos emulsionáveis convencionais

De acordo com Runge & Duarte (1990), os fluidos de corte solúveis são diluídos em água em diferentes proporções, variando de acordo com o processo de usinagem a ser executado. Nas operações de usinagem nas quais estão envolvidas altas velocidades de corte são misturados na proporção de 1 parte de fluido concentrado para 20 a 30 partes de água. Nas operações de retificação, nas quais se deseja um maior poder refrigerante, a proporção de

diluição varia em torno de 1:40 e 1:50. Porém, em geral, os óleos podem ser adicionados à água nas proporções de 1:10 a 1:100, mais os agentes emulgadores que garantem a miscibilidade do óleo na água.

As emulsões são complexas misturas de inúmeros componentes, e para estas proporcionarem os melhores resultados possíveis, devem ser sempre armazenadas, misturadas e manuseadas de forma correta e cuidadosa (EL BARADIE, 1996).

De acordo com Sales (1999), a estabilidade deve-se ao desenvolvimento de uma camada elétrica na interface água-óleo, pois as forças repulsivas entre glóbulos de mesma carga evitam a coalescência destes. A fim de se evitar os efeitos nocivos da água presente na emulsão empregam-se, portanto, os aditivos anticorrosivos tais como nitrito de sódio, que ainda é utilizado na fabricação de óleos de corte emulsionáveis. Utilizam-se ainda biocidas que inibem o crescimento de bactérias e fungos, porém devem ser compatíveis com a pele humana e não serem tóxicos.

Segundo El Baradie (1996), a emulsão só é estável quando na preparação da mesma se acrescentar sempre o óleo à água, sendo que durante esta mistura a emulsão deve ser agitada constantemente. A água utilizada deve ser limpa e de boa qualidade, assim como o óleo, sendo que uma atenção especial deve ser dispensada ao recipiente em que ocorrerá a mistura, o qual precisa estar em boas condições de limpeza, não sendo aconselhável realizar a mistura dentro do reservatório da própria máquina. De acordo com Rios (2002), se na preparação da emulsão a ordem de preparação da mesma for invertida, ou seja, coloca-se água sobre o óleo, a emulsão não será estável e a fase oleosa separará da aquosa.

Segundo Drozda & Wick (1983) e El Baradie (1996), as emulsões possuem vantagens em relação à utilização do óleo mineral puro como: propiciam ambientes de trabalho mais limpos; exercem um maior efeito refrigerante; são mais econômicas (devido a diluição das mesmas em água) e apresentam menores riscos à saúde e segurança dos trabalhadores.

2.2.3.2.1.2 Fluidos Semi-sintéticos (microemulsões)

De acordo com Rios (2002), as microemulsões são dispersões de óleo em água, sendo que a quantidade de óleo é bem inferior que nas emulsões. Além disso, este tipo de fluido de corte é mais estável e possui menor tendência ao apodrecimento.

Segundo Sales (1999), as microemulsões se caracterizam por apresentarem em sua composição de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado e aditivos e compostos químicos que se dissolvem na água formando moléculas individuais. Observa-se que a menor

quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde.

Quando for necessário se obter uma boa capacidade de lubrificação da microemulsão, pode-se adicionar aditivos de extrema pressão (RIOS, 2002). Segundo Sales (1999), adicionam-se também corantes que proporcionam uma cor mais viva e aceitável pelos operadores de máquina.

2.2.3.2 Soluções

As soluções verdadeiras, que são também chamadas de fluidos químicos ou fluidos sintéticos, são totalmente isentas de óleo de qualquer origem animal, vegetal ou mineral. Estes fluidos de corte são miscíveis com a água e, portanto, uma vez adicionados a mesma, é impossível separá-los (RIOS, 2002).

De acordo com Ignácio (1998), os fluidos sintéticos são constituídos à base de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubrificação e inibidores de corrosão, tais como nitrito de sódio, fosfatos, boratos, aminas, entre outros, e, de forma semelhante aos fluidos semi-sintéticos, apresentam grande resistência ao ataque de bactérias, tendo, portanto, uma vida mais longa.

Segundo Sales (1999), os tipos de fluidos sintéticos mais comuns oferecem uma boa proteção anticorrosiva e refrigeração e os mais complexos possuem boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Porém, faz-se uma pequena distinção quando os fluidos sintéticos possuem apenas inibidores de corrosão, e as propriedades de EP não são necessárias, pois costuma-se denominar estes fluidos de refrigerantes químicos ou soluções verdadeiras.

De acordo com Rios (2002), o fluido sintético mantém as áreas de trabalho e máquinas sempre limpas e permitem uma rápida decantação dos cavacos mais finos, além do que possui uma boa aceitação pelos operadores e ainda é facilmente removido das peças. Além do que, seu descarte é mais raro, portanto os tempos de parada da máquina para limpeza e troca do fluido são reduzidos em cerca 80%.

2.2.3.2.3 Aspectos que influenciam a estabilidade dos principais fluidos de corte solúveis em água

A seguir são apresentados os principais fatores e aspectos que afetam a estabilidade dos fluidos de corte miscíveis em água como as soluções e emulsões. Dentro da classe das

soluções tem-se, por exemplo, os fluidos sintéticos e as soluções em geral e na classe das emulsões aparecem os fluidos emulsionáveis e os semi-sintéticos.

Acidez ou alcalinidade

A forma correta para se medir a acidez ou alcalinidade de uma solução aquosa é pelo seu pH, o qual no caso de emulsões recém preparadas, tende a diminuir rapidamente nas primeiras horas de uso pela absorção de CO₂ da atmosfera, formando ácido carbônico. A redução típica do pH é em torno de 0,5 (RUNGE & DUARTE, 1990).

Segundo El Baradie (1996), a pele humana, normalmente tem um valor de pH entre 5,5 e 5,6. Soluções com índices de pH diferente destes valores podem causar irritações na pele, que variam de gravidade de uma pessoa para outra. Se o valor do pH cair abaixo de 8,5 a probabilidade de se aumentar a oxidação é grande. Porém se este valor exceder 9,3 o perigo de irritação na pele aumenta ainda mais. O pH ideal para uma emulsão é de 9 a 9,3, porém na prática o valor normalmente utilizado está entre 8,5 e 9,3. Nas regiões em que o clima é costumeiramente mais elevado, é aconselhável a utilização de valores de pH superiores aos ideais, pois o crescimento bacteriano também é promovido pelo calor.

Além de servir como referência para a determinação da acidez ou alcalinidade das soluções, o pH é um forte indicativo para se determinar o nível de ataque bacteriano, sendo então de extrema importância realizar o controle do pH diariamente (RUNGE & DUARTE, 1990).

Concentração

Outro fator que deve ser mantido sempre sobre controle nas emulsões é a concentração das mesmas, sendo que o valor ideal de concentração é fornecido pelo fabricante do produto, dependendo sempre da aplicação a qual a emulsão será destinada. O limite inferior não deve ser ultrapassado, pois este limite refere-se à mínima concentração de utilização do fluido para que o mesmo mantenha 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, o que é conhecido como taxa de diluição (RUNGE & DUARTE, 1990).

2.2.3.2.4 Controle microbiológico de emulsões

De acordo com Runge & Duarte (1990), as emulsões podem sofrer diversos tipos de contaminações:

- Por bactérias, que podem resultar na redução do pH, irritação na pele, corrosão, mau cheiro, quebra da emulsão etc.
- Por fungos, resultando no aparecimento de camadas sobrenadantes de óleo, entupimento de filtros e tubulações.
- E, por líquidos estranhos, os quais além de gerar as conseqüências apontadas acima para os microorganismos, acarreta em maiores desgastes das ferramentas, entupimento dos filtros e névoa de óleo.

Segundo Runge & Duarte (1990), dentre todas as formas de contaminação, o ataque bacteriano é o principal responsável pelo descarte prematuro de uma emulsão, resultado de um controle inadequado do nível bacteriano presente nas mesmas.

As bactérias usualmente precisam de água para crescer e se proliferar, sendo que estas podem entrar no fluido por meio: da água usada na emulsão, do ar, do contato com as mãos dos operadores, dos elementos da máquina, e dos reservatórios de fluidos. Alguns tipos de bactérias para multiplicação se dividem em duas a cada 20 ou 30 minutos, o que torna o crescimento bacteriano elevadíssimo (SILLIMAN, 1992).

De acordo com Runge & Duarte (1990), as bactérias devem ser mantidas sob controle, pois é quase impossível manter uma emulsão estéril. Os principais meios pelos quais pode-se manter as emulsões sob controle são: biocidas (eficientes e amplamente utilizados), radiação gama (eficiente, porém requer cuidados especiais durante a aplicação), pasteurização (custo elevado) e microondas (bastante efetivas).

Segundo Sales (1999), os biocidas são definidos como substâncias ou misturas químicas que inibem o desenvolvimento de microorganismos. A adição de biocida não deve ser realizada somente quando for detectada sua degradação (deterioração), pois isso acarretará em um aumento na quantidade de biocida introduzido e na diminuição da proteção anticorrosiva. O pH será diminuído a níveis inadequados sendo necessário à adição de materiais que o elevem e de materiais anticorrosivos, resultando em emulsões de baixa qualidade (apenas aceitáveis).

De acordo com Runge & Duarte (1990), os biocidas são usados principalmente em soluções e emulsões para contribuir com a conservação. Algumas vezes são usados também em fluidos de corte integrais. Os conservantes podem ser definidos como substâncias ou

misturas químicas, que usadas em baixas concentrações (usualmente entre 0,1 e 5000 µg/ml) eliminam microrganismos ou inibem o seu desenvolvimento. Devem apresentar baixa toxicidade e boa compatibilidade com a pele e com o produto aos quais são adicionados. 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.

2.2.3.3 Gases

De acordo com Runge & Duarte (1990), o ar é o fluido gasoso mais comum, estando presente sob pressão na atmosfera. Gases como o CO₂, que possuem ponto de ebulição abaixo da temperatura ambiente também podem ser comprimidos e injetados na região de corte promovendo sua refrigeração. Porém, grandes gradientes térmicos devem ser evitados, impedindo distorções das peças, surgimentos de tensões residuais etc.

As vantagens da utilização de gases inertes como refrigerantes incluem: aumento do poder refrigerante na região de corte, possibilidade de uma visão clara da região de corte, ausência de contaminação da peça e dos cavacos. Contudo, pesquisas vêm sendo realizadas visando adequar a possibilidade da real utilização destes gases em larga escala, segundo os requisitos de qualidade e produtividade para as peças usinadas (SILLIMAN, 1992; EL BARADIE, 1996; SILVA, 2000).

2.2.3.4 Pastas e lubrificantes sólidos

Existem pastas e lubrificantes sólidos que são aplicados manualmente sobre a peça e na ferramenta em operações de mandrilamento. Rebolos, em alguns casos, são impregnados com lubrificantes sólidos, durante seu processo de fabricação. Os lubrificantes sólidos mais utilizados para operações de elevada severidade são a grafite, o bissulfeto de molibdênio, alguns tipos de pastas, sabões e ceras (SILVA, 2000).

2.2.4 Funções dos fluidos de corte

Em relação às funções desempenhadas pelos fluidos de corte, pode-se afirmar que as mesmas dependem basicamente da operação de usinagem a ser realizada, bem como da severidade da operação. De acordo com Motta & Machado (1995), Hryniewics et al. (2000), Novaski & Rios (2002, 2004), as principais funções dos fluidos de corte são:

- Refrigerar a ferramenta, a peça e o cavaco gerado;
- Lubrificar a região de contato peça-ferramenta, reduzindo a fricção, minimizando a erosão e o desgaste da ferramenta, aumentando sua vida útil e contribuindo para uma diminuição da geração de calor na região de corte;
- Controlar o surgimento da aresta postiça, no caso de ferramentas de geometria definida;
- Poder de lavagem, expulsando os cavacos da região de corte e, no caso de operações de retificação, diminuindo a tendência do entupimento dos poros do rebolo durante a operação de corte;
- Proteção anticorrosiva;

A importância relativa de cada uma destas propriedades acima dependerá da ferramenta utilizada (geometria definida ou não definida), das condições de usinagem, do material a ser usinado, do acabamento superficial e do controle dimensional exigido em cada processo (LITTLEFAIR, 1999).

De acordo com Rios (2002) e Novaski & Rios (2004), a ausência de uma das funções anteriores, pode gerar um aumento da abrasão e do desgaste da ferramenta com posterior diminuição da vida útil da mesma.

Segundo Runge & Duarte (1990), uma das funções primárias dos fluidos de corte é a refrigeração do processo, a fim de remover calor da área de contato entre a ferramenta e a peça e prolongar a vida útil desta além de garantir a precisão dimensional das peças por meio da redução das distorções térmicas ocorridas. Em situações nas quais o calor gerado não é retirado de maneira efetiva, excessivas dilatações térmicas podem ocorrer na peça, resultando também em um elevado desgaste da ferramenta de corte, o que acaba gerando repetitivas operações de manutenção.

O processo utilizado no acabamento superficial de peças gera, por melhor que seja, asperezas em forma de vales e picos, conforme Figura 2.10. Desta forma, o fluido penetra na

região entre ferramenta e peça, reduzindo o atrito, diminuindo o consumo de energia e também a geração de calor.

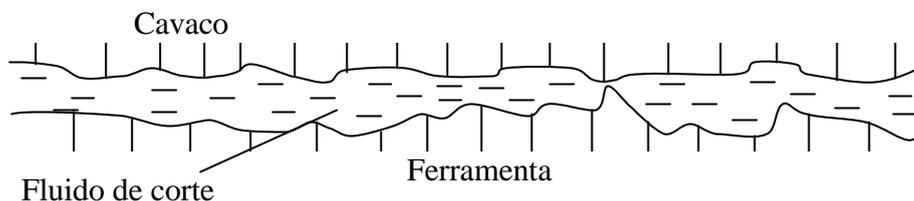


Figura 2.10 – Seção transversal da interface cavaco/ferramenta (RUNGE & DUARTE, 1990)

Segundo Bennett (1993) e Diniz et al. (2000), os fluidos a base de água têm duas grandes desvantagens que são: possuir um baixo teor de lubrificação e promover mais facilmente a oxidação das peças e da máquina. Já os óleos de corte caracterizam-se por fornecerem melhores poderes lubrificantes que os fluidos a base de água (soluções e emulsões).

Na Tabela 2.1 são apresentadas algumas características dos principais tipos de fluidos de corte utilizados nos processos de usinagem dentro das indústrias.

Tabela 2.1 – Características dos principais tipos de fluidos de corte utilizados nas indústrias (1-Ruim; 2-Bom; 3-Ótimo; 4-Excelente) (KRAR, 1994; WEBSTER, 1995)

	Sintético	Semi-sintético	Óleo emulsionável	Óleo mineral
Calor removido	4	3	2	1
Lubrificação	1	2	3	4
Manutenção	3	2	1	4
Filtrabilidade	4	3	2	1
Danos - Meio ambiente	4	3	2	1
Custo	4	3	2	1
Vida do reboło	1	2	3	4

Entretanto, segundo Diniz et al. (2000), os fluidos de corte devem ter ainda algumas propriedades básicas como: propriedades antiespumantes, propriedades antioxidantes, propriedades de lavagem, compatibilidade com o meio, alta capacidade de absorver calor,

estabilidade durante estocagem e uso, ausência de odor forte ou desagradável, boas propriedades antidesgaste etc.

2.2.4.1 Aditivos utilizados nos fluidos de corte

Segundo Sales (1999), para proporcionar aos fluidos de corte as propriedades acima citadas ou mesmo somente para reforçá-las, alguns produtos químicos, denominados aditivos são utilizados como:

* **Antiespumantes** – Estes aditivos têm a função principal de evitar a formação de espumas, que é ruim para o processo, pois pode comprometer o efeito de refrigeração do fluido além de impedir a boa visualização da região de corte. Estes antiespumantes agem reduzindo a tensão interfacial do óleo de tal maneira que bolhas menores passam a se agrupar formando bolhas maiores e mais instáveis. A fim de se manter o controle das espumas, usualmente utiliza-se óleos de silicone, bem como, ceras especiais.

As propriedades antioxidantes são importantes na redução prematura da oxidação dos fluidos de corte, quando o mesmo é submetido a elevadas temperaturas e forte aeração.

* **Anticorrosivos** – Os anticorrosivos possuem como principal atributo evitar a corrosão de peça, ferramenta e da máquina, sendo constituídos, por exemplo, à base de nitrito de sódio. Entretanto, é recomendável utilizar este produto (nitrito de sódio) com demasiada precaução, pois há suspeitas que estes possam ser cancerígenos.

* **Emulgadores** – Substâncias que são responsáveis por reduzirem a tensão superficial e formarem uma película monomolecular semi-estável na interface óleo-água. Estes ainda são responsáveis pela formação de emulsões de óleo na água e vice-versa, sendo que os principais tipos são os sabões de ácidos graxos, as gorduras sulfatadas, sulfonados de petróleo e emulgadores não-iônicos.

* **Detergentes** – Produtos que reduzem a deposição do lodo, lamas e borras, e são compostos organometálicos contendo magnésio, cálcio, entre outros.

* **Aditivos de Extrema Pressão (EP)** – Aditivos que são utilizados geralmente na execução de operações mais severas, nas quais uma lubricidade extrema é necessária, pois os mesmos conferem aos fluidos maiores qualidades lubrificantes para que estes tolerem as altas temperaturas e elevadas pressões de corte, reduzindo o contato metal-metal. Os aditivos EP são reativos com a superfície usinada, formando compostos relativamente fracos na interface, geralmente sais que se fundem a altas temperaturas e são facilmente cisalháveis.

2.2.5 Manutenção dos fluidos de corte

De acordo com Bienkowski (1993) e Rios (2002), considera-se um bom programa de manutenção, aquele que engloba a observação das alterações que aparecem no sistema de refrigeração, buscando-se sempre observar sinais de desestabilização do mesmo, além é claro de incluir procedimentos periódicos ou até mesmo diários de manutenção. Todo programa de manutenção de fluidos de corte deve priorizar e começar com a limpeza da máquina a ser utilizada, bem como das linhas de alimentação do fluido e dos reservatórios.

A seguir estão resumidas algumas instruções básicas para a correta manutenção dos fluidos de corte (RUNGE & DUARTE, 1990):

- Limpar o sistema de fluidos cuidadosamente antes de se colocar novos fluidos, atentando para a limpeza das tubulações, canalizações e reservatórios, além dos cantos mortos, que são possíveis focos de instalação de microorganismos;
- Evitar o uso de madeiras e outros materiais orgânicos no sistema;
- Quando possível, realizar a esterilização do sistema por meio de biocidas, ou mesmo utilizar detergentes, para a remoção de incrustações ou depósitos gordurosos;
- Contar com um bom sistema de remoção de cavacos, a fim de que se evite pontos de estagnação dos mesmos, onde poderiam se instalar focos de microorganismos;
- Fazer sempre a aeração do fluido, a fim de que o crescimento no número de bactérias anaeróbicas (que se proliferam na ausência de O_2), não ocorra, assim como o mau cheiro provindo com as mesmas;
- Sempre prezar pela higiene do local de trabalho, evitando que o sistema de circulação de fluido seja utilizado como depósito de lixo, ou mesmo, que pessoas com moléstias infecciosas operem o referido sistema.

Além destas regras básicas para a manutenção dos fluidos, também os controles do pH e concentração da água, no caso de soluções ou emulsões não podem deixar de ser realizados, pois o monitoramento destes fatores é de fundamental importância para se prolongar a vida útil dos mesmos, dos equipamentos utilizados, além de colaborar com a saúde do trabalhador e com a qualidade final das peças.

A manutenção é também importante, pois os fluidos quando novos, representam riscos mínimos à saúde dos trabalhadores, e depois de algum tempo, por meio de reações com

contaminantes, bactérias e outros produtos, estes passam a ser mais perigosos à saúde dos operadores (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001).

2.2.6 Aspectos relacionados à saúde dos trabalhadores

Segundo Pacheco Júnior (1995), os estudos pioneiros sobre a saúde dos trabalhadores aconteceram no século XVI, porém o marco principal foi em 1700, quando surgiram as primeiras leis trabalhistas, as quais possuíam como preceito, proteger os trabalhadores de acidentes e possíveis doenças ocupacionais provenientes de seus empregos.

A portaria nº 3214/78 do Ministério do Trabalho, nº 15, anexo 13, classifica os óleos minerais como substâncias cancerígenas e sua manipulação constitui insalubridade em grau máximo. Porém, esta portaria já é bem ultrapassada e atualmente os óleos utilizados são bem mais seguros. Os trabalhos científicos que deram fama de cancerígenos aos óleos minerais datam, em sua quase totalidade, das décadas de 1940 e 1950, com base em análises efetuadas em limpadores de chaminés e operários que permaneciam, durante dias e dias, com as roupas íntimas encharcadas de óleo mal refinado (RUNGE & DUARTE, 1990).

De acordo com Miranda (2003), pesquisas efetuadas pela General Motors sobre a causa da morte de 46.000 trabalhadores entre 1941 e 1984 demonstraram que àqueles que trabalharam expostos ao óleo emulsionável apresentaram altas taxas de câncer de estômago, pâncreas, laringe e próstata, além de leucemia, já nos trabalhadores expostos ao óleo puro, notou-se uma maior incidência de câncer de laringe, esôfago e reto. A ocorrência do câncer nos trabalhadores que não entraram em contato com este tipo de produto era 50% menor.

Porém, segundo Runge & Duarte (1990), com a mudança radical nos hábitos de higiene e na qualidade dos óleos, a nível mundial, por exemplo, o câncer de testículos que era freqüente nos trabalhadores que tinham intenso contato com estes óleos, é hoje uma raridade. Entretanto, apesar dos avanços tecnológicos e científicos, deve-se ainda tomar certas precauções na utilização de fluidos de corte, sejam à base de óleo mineral ou não.

Segundo Howes et al. (1991), Byrne (1996), Lantz (1997) e Goyan (1998), os danos mais relatados pelos trabalhadores que utilizam fluidos de corte são problemas dermatológicos e respiratórios. Os primeiros ocorrem basicamente por irritação da pele, pelo contato da mesma com o fluido, sendo 50 a 80% de todos os casos, e por efeitos alérgicos, devido também a este contato, que totalizam 20 a 80% dos casos.

De acordo com Runge & Duarte (1990) e Howes et al. (1991), a irritação da pele é gerada devido ao contato constante com o fluido, entretanto estes efeitos podem ser

minimizados com a não exposição constante da pele ao fluido. Já a alergia é ocasionada pela intolerância da pele do trabalhador perante as substâncias químicas presentes nos fluidos, onde tal alergia não é passiva de nenhum tratamento capaz de eliminá-la completamente.

2.2.7 Descarte dos fluidos de corte

O descarte dos fluidos de corte como já foi comentado é um processo extremamente oneroso e complicado, além de ter que seguir a legislação vigente, por isso deve ser o último recurso a ser utilizado. Como já foi exposto, deve-se ter sempre em mente a preocupação em assegurar a manutenção apropriada dos fluidos, para que a quantidade descartada e a frequência sejam as menores possíveis, acarretando numa minimização dos custos agregados.

Contudo, o conhecimento dos tipos e formas de descarte ainda é de grande valia dentro do cotidiano mundial, no qual se nota um crescimento intenso na utilização dos mesmos em processos industriais, na busca incessante por parte de empresários, técnicos e engenheiros, por uma usinagem perfeita. O grande problema é que estes acabam esquecendo que não é somente a utilização farta do fluido que proporcionará melhores acabamentos, mas sim a escolha correta das ferramentas e parâmetros de corte, além de sistemas de lubri-refrigeração otimizados. Se estes preceitos fossem seguidos, a quantidade de fluido poderia ser reduzida e desta forma o custo e a preocupação com o descarte também cairiam proporcionalmente.

Segundo a Revista Meio Ambiente Industrial (2001), a poluição gerada pelo descarte de 1 tonelada por dia de óleo usado para o solo ou cursos de água, equivale ao esgoto doméstico de 40 mil habitantes. A queima indiscriminada do óleo usado, sem tratamento prévio de desmetalização gera emissões significativas de óxidos metálicos, além de outros gases tóxicos, como a dioxina e óxidos de enxofre.

A fim de satisfazer as leis governamentais e locais sobre a poluição da água, todo fluido de corte solúvel em água deveria sofrer uma espécie de tratamento antes de ser disposto no rio, córrego ou sistema municipal de esgoto. Os produtos químicos considerados como poluentes da água são óleo, nitritos, fenóis, fosfatos e metais pesados. O conteúdo do óleo pode ser quebrado/separado da emulsão por um tratamento de ácido ou sulfato de alumínio. Em alguns estados dos EUA, efluentes contendo mais que 2 partes por bilhão de fenol ou derivados fenólicos são proibidos (EL BARADIE, 1996).

Segundo Silliman (1992), melhor que descartar o fluido é reciclar o mesmo. O fluido de corte usado é removido da máquina e os resíduos são separados pelo processo de reciclagem. O fluido limpo é então adicionado ao reciclado e a nova mistura volta para dentro da máquina.

O processo de reciclagem elimina a frequência com que o fluido de corte é descartado. Isto pode trazer um grande benefício financeiro, pois os custos com os descarte são elevados.

A Figura 2.11 apresenta uma esquematização geral de como se realizar a disposição do fluido de corte.

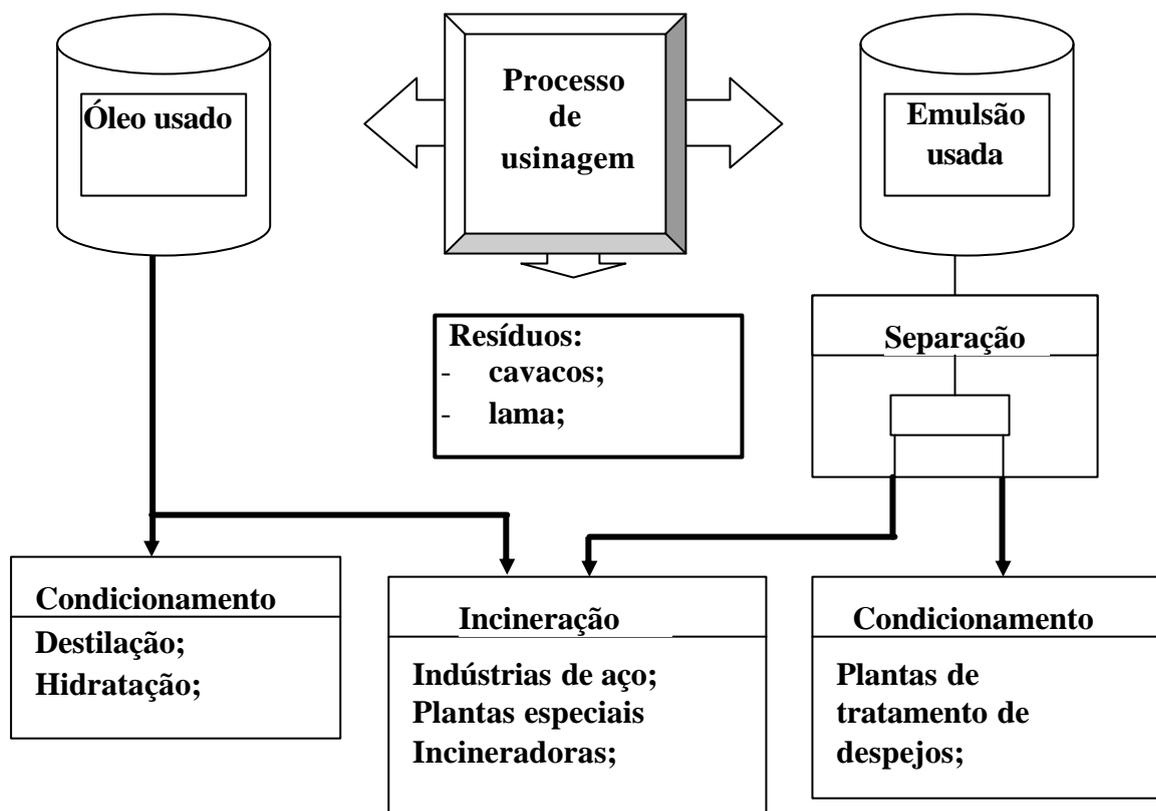


Figura 2.11 – Disposição de fluidos de corte (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001 - adaptada)

Segundo Monici (1999) e Queiroz et al. (1999) o descarte de fluido de corte é um processo indesejável, mas necessário de ser feito pelas empresas, pois o seu tratamento, antes de sua disposição final, é relativamente caro e geralmente é realizado por empresas especializadas. Assim as empresas antes de destinarem seus fluidos de corte a outras especializadas nessa área, as primeiras devem consultar a Companhia de Tecnologia de Saneamento Ambiental (CETESB), que analisa a transação e aprova ou não o tratamento final e a forma de disposição que será destinada àquele fluido de corte.

É importante salientar que no caso de uma segunda empresa ser contratada para efetuar o descarte dos fluidos da primeira, esta deve ser regularizada e ter licença para atuar nesta área, pois a disposição ilegal do fluido pode trazer punições não só para a mesma, mas também para àquela que a contratou (SILLIMAN, 1992).

2.2.8 Tendências quanto à redução dos fluidos de corte na usinagem

Diante do exposto quanto às dificuldades em se realizar a correta manutenção e descarte dos fluidos de corte presentes nos processos de usinagem, tem-se que uma das tendências mundiais é o emprego de uma quantidade racional do mesmo no processo (SIMON, 1999; BRAGA et al. 2000). Destaca-se que alguns autores denominam este processo de MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante) e outros de MQFC (Mínima Quantidade de Fluido de Corte). Contudo, ambos os nomes são referentes a esta mesma técnica otimizada de aplicação do fluido de corte.

Diante deste panorama mundial, de acordo com Novaski & Dörr (1999b) e Mason (2001), a usinagem com a utilização de uma Mínima Quantidade de Lubrificante, ou mesmo na ausência da refrigeração vem sendo um assunto abordado freqüentemente por vários setores das indústrias. Porém, é preciso levar em consideração as funções positivas que os mesmos trazem para o processo como seu efeito lubrificante e refrigerante, reduzindo o calor transferido para a ferramenta, peça e à máquina.

De acordo com Heisel et al. (1998), a MQL é um elo de ligação entre a usinagem a seco e a aplicação convencional. Na aplicação convencional do fluido de corte há uma inundação intensa da superfície usinada, enquanto que nos sistemas em que se empregam a MQL o fluido é colocado em contato apenas com a área de corte definida entre ferramenta-peça-cavaco.

Para Heisel et al. (1998), o sistema de MQL é constituído de aspersão de óleo (fluido de corte) e ar comprimido na região de corte, e geralmente o primeiro faz a lubrificação e o segundo a refrigeração do processo de corte. A seguir são apresentadas algumas vantagens em relação à utilização dos sistemas de MQL frente à aplicação de fluidos de corte de forma convencional:

- em relação ao volume da peça usinada, a quantidade de fluido utilizada na MQL é muitas vezes menor do que na lubri-refrigeração convencional;
- os fluidos de corte não consumidos aumentam a necessidade de manutenção e problemas de despejo;
- materiais de filtragem e reciclagens de manutenção dos lubrificantes podem ser evitados;
- as peças que passam por este processo de usinagem ficam quase secas, sendo que desta forma, uma operação de lavagem é quase sempre desnecessária;

- devido ao baixo conteúdo de óleo restante no cavaco, a sua recuperação não é justificável;
- uma grande vantagem é que a aplicação de biocidas e preservativos pode ser eliminada, pois apenas a quantidade de fluido de corte que será utilizada em um turno de trabalho deverá ser colocada no reservatório do sistema;

A MQL pode ser uma alternativa interessante para o processo de retificação, porque combina a funcionalidade da refrigeração (ar) com um consumo extremamente baixo de fluidos, geralmente de 10 até no máximo 100 ml/h uma pressão de 4,0 a 6,0 kgf/cm². A minimização de fluido de corte tem adquirido relevância nos últimos dez anos. De sua comparação com a aplicação convencional resultam numerosas vantagens (KLOCKE & EISENBLÄTTER, 1997; YOUNG et al. 1997).

2.2.8.1 Exemplos da aplicação da MQL na retificação

A seguir, são expostos dois exemplos bem sucedidos da aplicação da técnica de MQL no processo de retificação.

Silva et al. (2004) comprovaram a eficiência da aplicação do processo de MQL na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido, quando comparada à aplicação convencional (alta vazão e baixa pressão de aplicação). Como ferramentas de corte empregou-se um rebolo convencional de óxido de alumínio (Al₂O₃) e um rebolo superabrasivo de CBN. Como lubrificante foi utilizado um lubrificante LB 1000 da empresa ITW Chemical Products Ltda. A velocidade de aplicação do ar foi de 30 m/s (igual à velocidade de corte do rebolo), e a vazão do lubrificante de 60 ml/h. Para a aplicação convencional, utilizou-se uma emulsão semi-sintética com vazão de 8,4 l/min.

De acordo com os pesquisadores, os resultados referentes à utilização da técnica MQL foram satisfatórios. Todas as variáveis analisadas obtiveram melhoras com o emprego desta técnica. Os valores da rugosidade e do desgaste diametral do rebolo foram reduzidos significativamente com o emprego da MQL comprovando a excelente lubrificação deste processo, bem como a força tangencial de corte e a energia específica quando da comparação com a condição de aplicação convencional.

Outro caso bem sucedido da aplicação da MQL foi verificado por Klocke et al. (2000b). Para a condição convencional (feita com um bocal tipo sapata), estes autores utilizaram uma vazão de 24 l/min e de 215 ml/h para a MQL. A velocidade de corte do rebolo foi de 100m/s e o material foi o aço 100Cr6V. A mínima quantidade de lubrificação reduziu as forças

tangenciais e normais de corte bem como as rugosidades. As análises microscópicas comprovaram que não houve diferenças nas microestruturas das peças retificadas sob estas diferentes condições de lubri-refrigeração empregadas. Assim, os resultados provaram a eficiência da técnica de MQL neste processo de retificação.

Ressalta-se que estas pesquisas aplicando a MQL no processo de retificação são de elevada importância para o meio industrial, porém são recentes e ainda necessitam de estudos mais aprofundados.

2.3 OTIMIZAÇÃO DO PROCESSO DE APLICAÇÃO DE FLUIDOS NA RETIFICAÇÃO

Segundo Ebbrell et al. (1999), a otimização do processo aumenta a capacidade de lubri-refrigeração dos fluidos, promovendo a remoção de cavaco mais facilmente e gerando menores dispersões na região de corte. Contudo, para isto é necessário um correto posicionamento dos bocais para efetuar a aplicação do fluido de corte de forma eficiente.

Existem alguns fatores que afetam diretamente a eficiência da aplicação do fluido de corte, incluindo-se o tipo e a velocidade do fluido utilizado, o posicionamento do bocal, o ângulo de abertura do bocal, o projeto do bocal, a utilização de um dispositivo para quebrar a barreira de ar envolta do rebolo e o tamanho dos grãos abrasivos do rebolo (CAMPBELL, 1995). Estes fatores são visualizados na Figura 2.12.

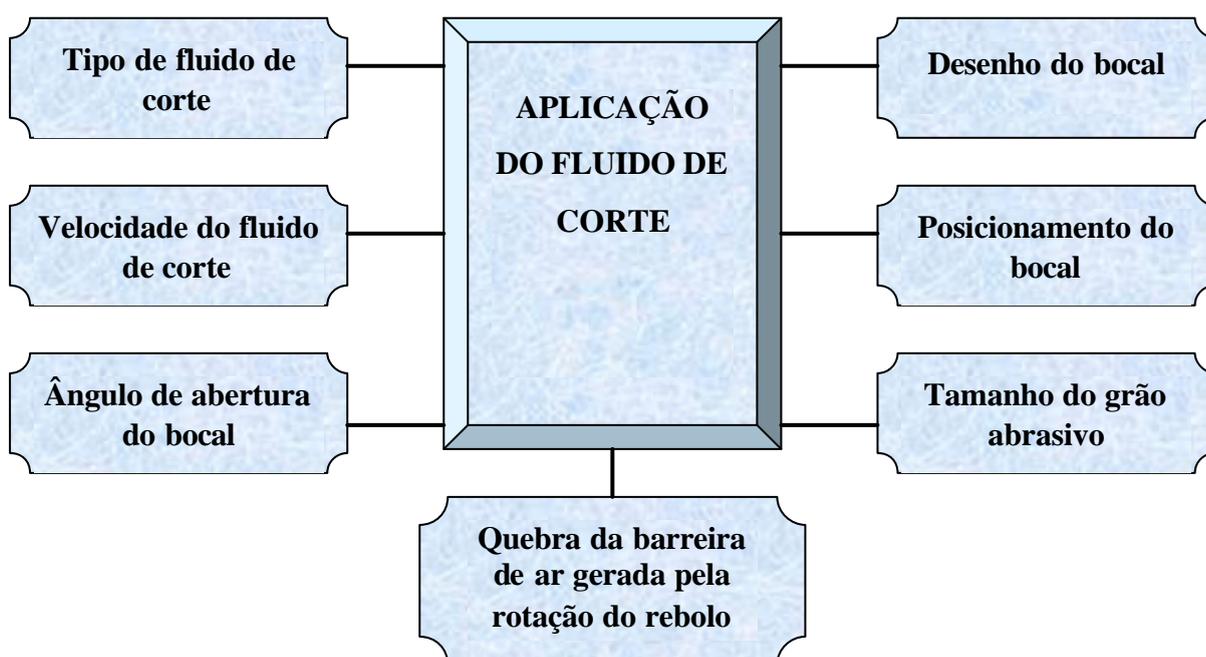


Figura 2.12 – Fatores que afetam a aplicação do fluido (CAMPBELL, 1995 - adaptada)

A seguir, a fim de otimizar o processo e tornar a retificação mais eficiente, principalmente quando se trabalha com aços endurecidos de elevada dureza e de difícil usinabilidade, são apresentados alguns tipos diferenciados de bocais para aplicação de fluido de corte bem como diferentes posicionamentos dos mesmos, além de serem apresentados alguns sistemas de defletores e placas defletoras que facilitam ao fluido chegar com menor dispersão na região da interface metal/rebolo.

2.3.1 Posicionamento do bocal

A aplicação correta do fluido na região de corte, em plena interface peça-rebolo, num processo de retificação, é algo muito difícil de ser realizado. Vários métodos e estudos foram realizados sobre a grande problemática em relação a quais seriam os parâmetros, ferramentas e processos ideais, a fim de que na zona de corte, ocorresse sempre a melhor lubrificação e refrigeração possível da peça, evitando assim maiores danos térmicos e dimensionais a mesma.

Para melhorar a qualidade final das peças e reduzir custos, é importante contar com um método de aplicação de fluidos otimizado, além é claro da utilização dos rebolos, fluidos e máquinas retificadoras específicos para cada operação.

De acordo com Ebbrell et al. (1999), a aplicação correta dos fluidos na região de corte é importante, pois possibilita o aumento da capacidade de lubrificação e refrigeração dos mesmos, bem como, promove a remoção de cavaco mais facilmente. Esta aplicação correta, promove menores dispersões dos mesmos na região de corte, porém para isto é necessário sempre levar em conta o tipo e o posicionamento do bocal, que possuem elevada influência no processo de corte.

O efeito do posicionamento do bocal com relação à peça e à ferramenta pode ser visualizado na Figura 2.13, levando-se em consideração a rugosidade média aritmética (R_a) da peça retificada. Comparativamente, para a posição tangencial de aplicação de fluido, obteve-se uma maior rugosidade na peça, devido principalmente a não lubri-refrigeração efetiva dos grãos abrasivos da ferramenta. As menores rugosidades foram obtidas para a posição angular do bocal, na qual o efeito conjugado lubri-refrigeração foi de maior eficiência, o que acarreta, sobretudo em menores danos e solicitações térmicas.

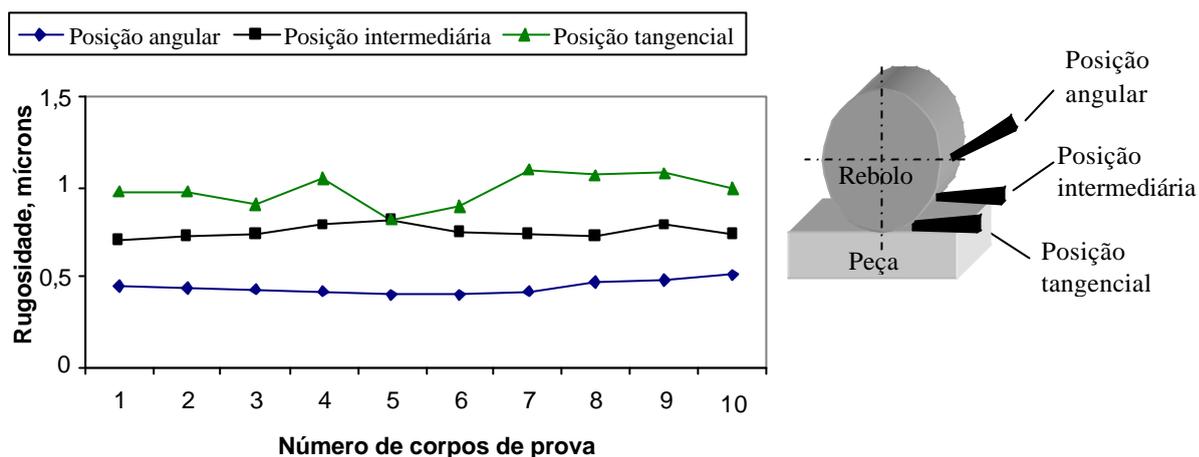


Figura 2.13 – Rugosidade em função dos diferentes posicionamentos do bocal (EBBRELL et al., 1999 - adaptada)

2.3.2 Utilização de bicos otimizados arredondados

A utilização de bicos convencionais para a saída do fluido não é adequada devido ao crescimento na utilização de fluidos a base de água (com reduzida densidade) que 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. Porém, devido ao desenho ultrapassado de alguns bicos convencionais, o aumento da pressão da bomba visando aumentar a velocidade de saída do fluido, conduz a um aumento da dispersão do jato, diminuindo a eficiência do mesmo. 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 (WEBSTER, 1999).

A Figura 2.14 apresenta um bico tradicional, o qual, por ter uma ou duas paredes convexas, causa a separação do fluxo do fluido de saída. Este bocal é extremamente turbulento e utilizado para baixas pressões de aplicação do fluido na região de corte, o que dificulta a coerência do jato (WEBSTER, 1995).

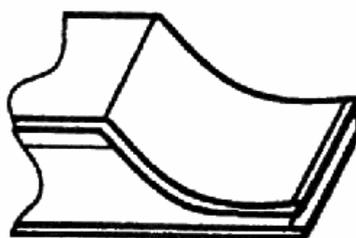


Figura 2.14 – Bico tradicional (WEBSTER et al., 1995)

Desta forma, a fim de permitir a chegada eficaz do jato de fluido à região de corte, é que bicos especiais vêm sendo desenvolvidos. Segundo Webster (1995), um bico ideal para retificar pequenas larguras de retificação, seria de formato arredondado com paredes internas côncavas, as quais garantiriam uma maior coerência do jato. Na Figura 2.15, D [mm] é o diâmetro interno da tubulação de alimentação do fluido e d [mm] é o diâmetro do orifício de saída de fluido. Nota-se que este bocal de formato arredondado por possuir superfícies côncavas, minimiza a ocorrência da queda de pressão e turbulência ocasionada durante a passagem e saída do fluido de corte.

Razão de Contração = D/d

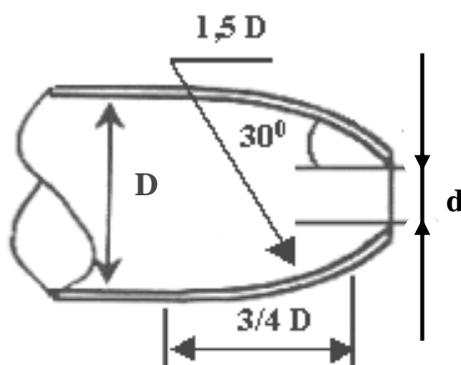


Figura 2.15 – Formato de um bico especial arredondado (WEBSTER, 1995 - adaptada)

Com a utilização deste bico arredondado, foi constatado que (WEBSTER, 1995):

- A temperatura na região de corte diminuiu em relação aos processos com bicos tradicionais;
- A velocidade periférica do rebolo em relação ao jato do fluido é muito significativa para a refrigeração da peça;

- A abertura geométrica dos bocais na entrada e saída, e as superfícies internas devem ser bem estudadas, pois apresentam grande importância, na tentativa de diminuir a turbulência do fluido de corte no interior do bico;
- Deve-se atribuir grande importância ao raio de contração, que expressa a razão entre os diâmetros de entrada e saída do bocal, sendo que tal razão apresenta de maneira significativa a possibilidade da ocorrência de turbulência no bocal;

2.3.3 Utilização de bicos especiais com uma envolvente ao redor do rebolo

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, dado a comentada rotação do rebolo, que tem velocidade de corte elevada, gerando um filme de ar em sua volta, o qual acaba expulsando o fluido.

Para minimizar este problema, bicos especiais são necessários. Os mesmos, que podem ser visualizados na Figura 2.16, devem ser ajustáveis a uma grande faixa de tamanho de rebolos, contanto que uma espécie de envolvente, a qual deve ser conjugada ao bico, também seja regulável (SILLIMAN, 1992).

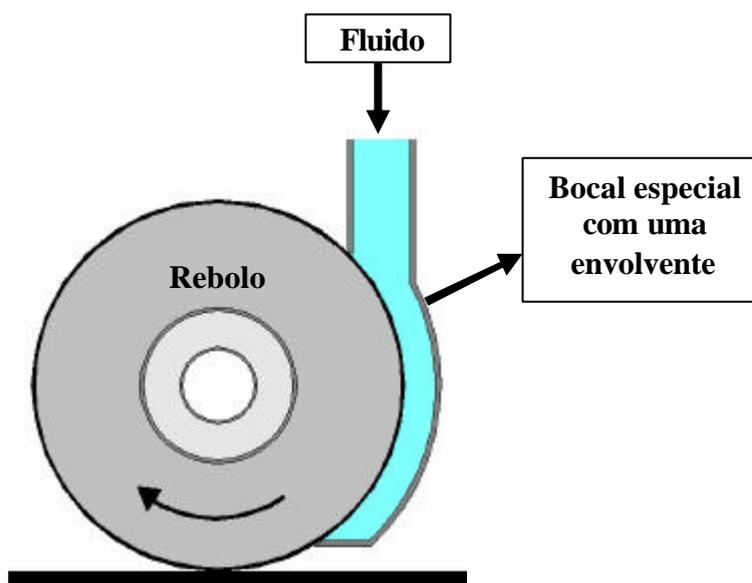


Figura 2.16 – Bico especial, com uma envolvente ao redor do rebolo (SILLIMAN, 1992 - adaptada)

2.3.4 Utilização de bicos ejetores com elementos condutores

De acordo com Brinksmeier et al. (2001), ainda a fim de se tentar minimizar a dificuldade de alimentação de fluido na zona de corte, um terceiro método de aplicação de fluidos é proposto, sendo que este consiste na utilização de bicos injetores do tipo sapata, com elementos condutores, os quais tem as funções de direcionar melhor o fluxo do fluido, e melhorar o preenchimento dos poros do rebolo. Na Figura 2.17, tem-se a esquematização de bicos ejetores com elementos condutores radiais, retos, tangenciais e sem os mesmos.

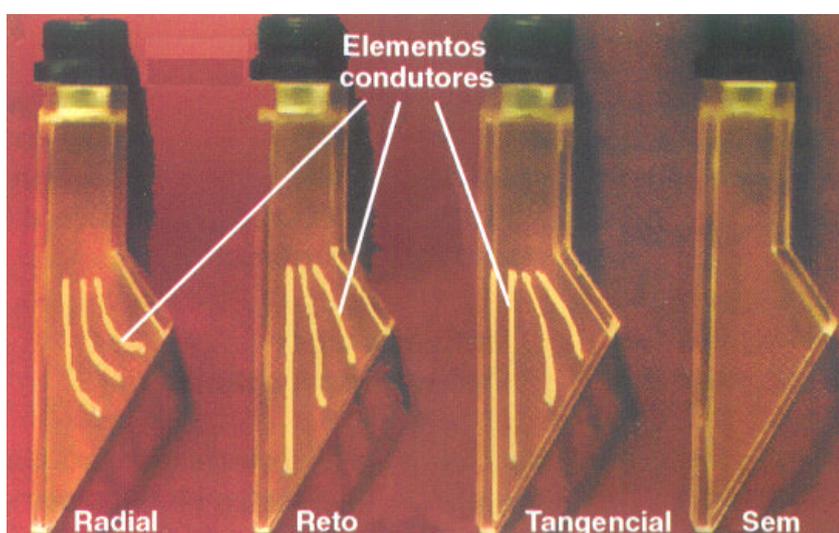


Figura 2.17 – Diferentes disposições dos elementos condutores no interior dos bicos de sapata (BRINKSMEIER et al., 2001)

Segundo 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 2.18 ilustra um exemplo da separação de fluxo ocorrida dentro do bico, devido a não utilização dos elementos condutores, sendo que neste caso, utilizou-se uma vazão de 20 l/min e uma velocidade de corte de 30 m/s. Nota-se claramente a separação de fluxo na região **a**.

Contudo, para a obtenção de um processo ideal (otimizado) para estes bicos, é necessária uma combinação adequada da vazão do fluido e velocidade de corte, além é claro da utilização da forma correta de disposição dos elementos condutores no interior do bico, para se evitar a separação do fluxo.

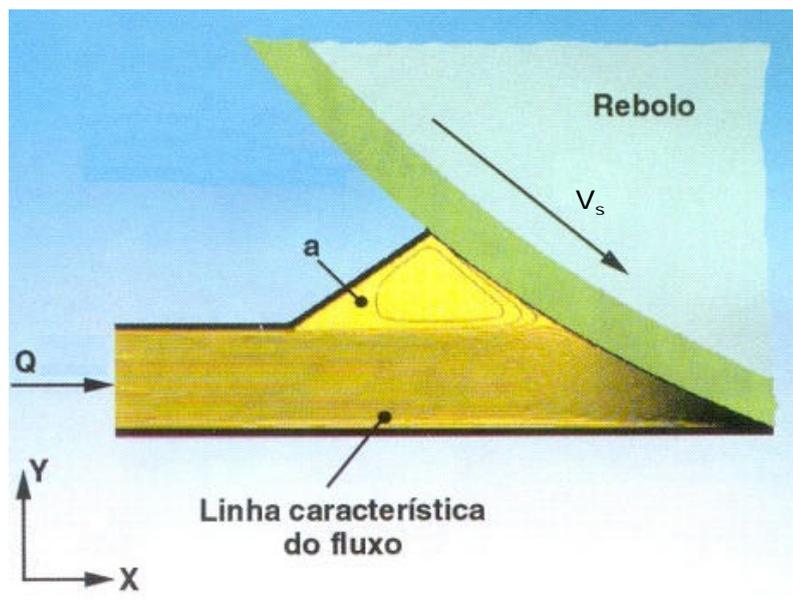


Figura 2.18 – Linhas características de fluxo para uma vazão de “ $Q = 20 \text{ l/min}$ ” e velocidade de corte de “ $V_s = 30 \text{ m/s}$ ” (BRINKSMEIER et al., 2001 - adaptada)

2.3.5 Utilização de sapatas refrigerantes e defletores

Além do aprimoramento do desenho dos bocais de aplicação de fluidos, outra maneira de se melhorar o processo de retificação é pela utilização de defletores ou sapatas refrigerantes, que tem a função de eliminar a cortina de ar formada ao redor do reboleto, devido a sua rotação.

A formação de uma cortina de ar ao redor do reboleto, 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 a diminuição da distância radial em relação ao centro do reboleto. A Figura 2.19 apresenta as respectivas velocidades e pressões do ar, em relação à distância radial partindo da face do reboleto. As medições foram obtidas por ensaios realizados em uma operação de retificação plana com velocidades de corte do reboleto variadas (RAMESH et al., 2001).

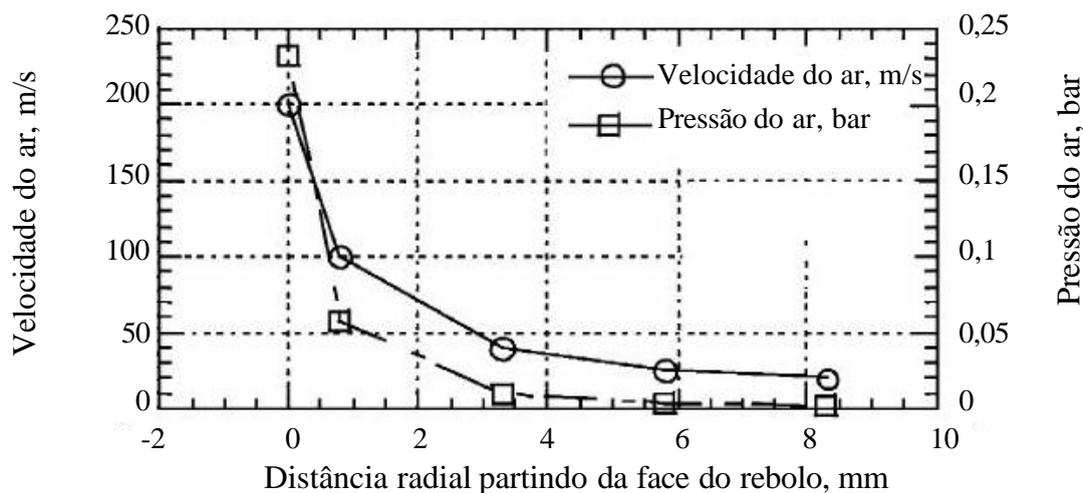


Figura 2.19 – Características da cortina de ar gerada por um rebolo com velocidade de corte de cerca de 160 m/s (RAMESH et al., 2001)

A Figura 2.20 apresenta um exemplo de uma sapata refrigerante, que cobre cerca de 60° da superfície do rebolo. Segundo Ramesh et al. (2001), a porção superior é construída com um bloco constantemente carregado para raspagem da cortina de ar, sendo que esta unidade é constituída de 3 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 é quem fornece o fluido de corte que conduz a formação de uma camada de fluido ao redor do rebolo.

Reduzindo ou eliminando o efeito desta 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% (RAMESH et al., 2001).

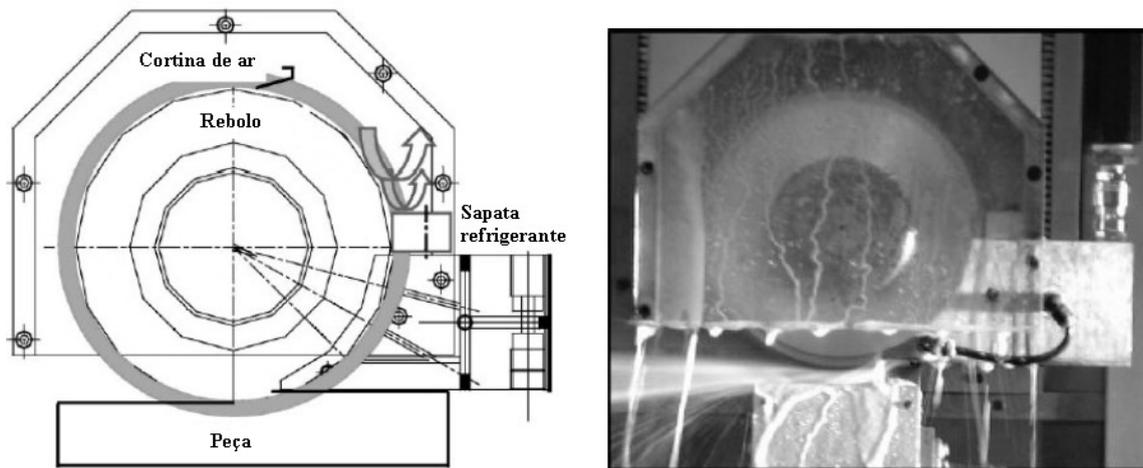


Figura 2.20 – Proposta de um bocal tipo sapata para atenuar os efeitos da camada de ar (RAMESH et al., 2001 - adaptada)

Para Bellows (1983), um filme de ar com considerável velocidade acompanha o rebolo em rotação. Estima-se que a velocidade deste ar é de aproximadamente 32 m/s, para uma velocidade periférica do rebolo em torno de 33 m/s. A fim de eliminar este filme de ar, o pesquisador propõe a colocação de placas defletoras que envolvem o contorno do rebolo, localizando-se acima do bocal de saída de fluido, conforme ilustrado na Figura 2.21 e também propõe um bocal na forma de sapatas, ligados a defletores ajustáveis, a fim de que a palheta possa ficar mais perto possível do rebolo, evitando a passagem de ar em direção à região de corte conforme mostra a Figura 2.22.

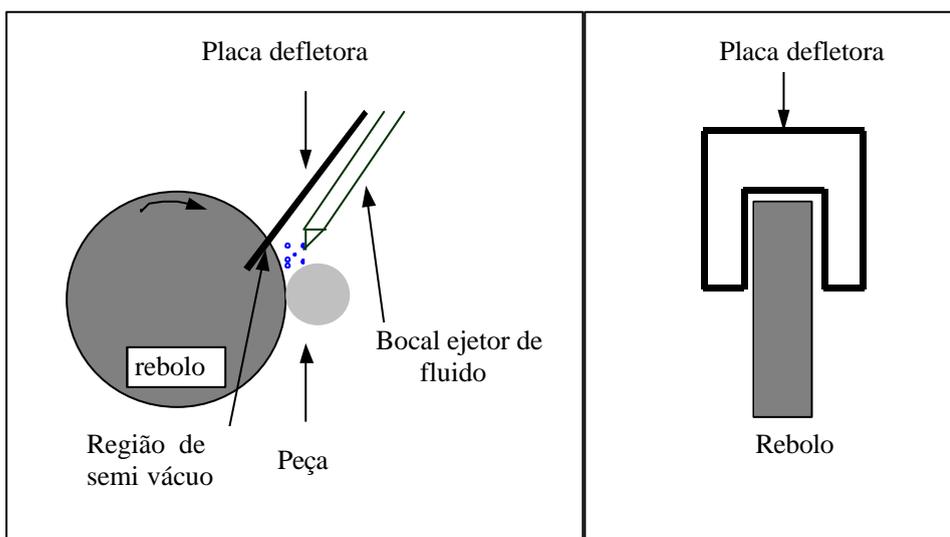


Figura 2.21 – Vista frontal e superior respectivamente de uma placa defletora empregada no processo de retificação (BELLOWS, 1983 - adaptada)

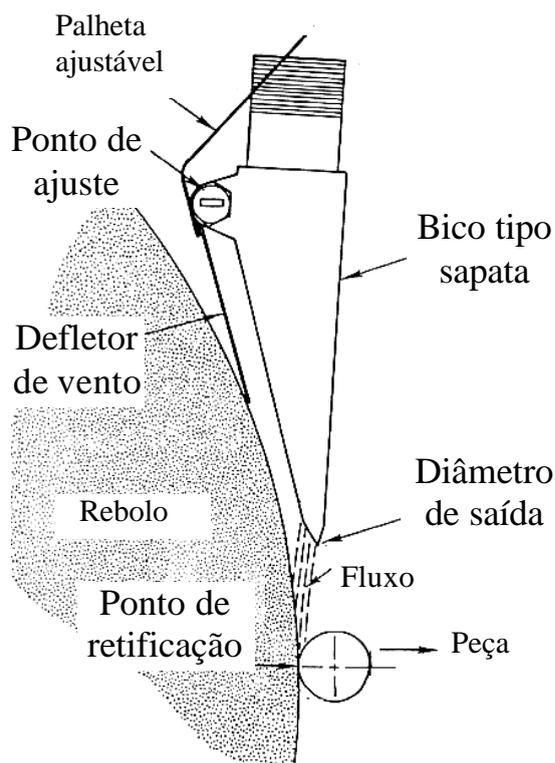


Figura 2.22 – Proposta de um defletor com palheta ajustável (BELLOWS, 1983 - adaptada)

Segundo Bianchi et al. (2002), outra forma de se tentar atenuar ou mesmo eliminar a camada de ar gerada pela alta rotação do rebolo é pela utilização do sistema de defletores, que também tem a função de eliminar o ar gerado pela elevada rotação do rebolo, o qual dificulta a aplicação correta do fluido na região de corte, conforme Figura 2.23.

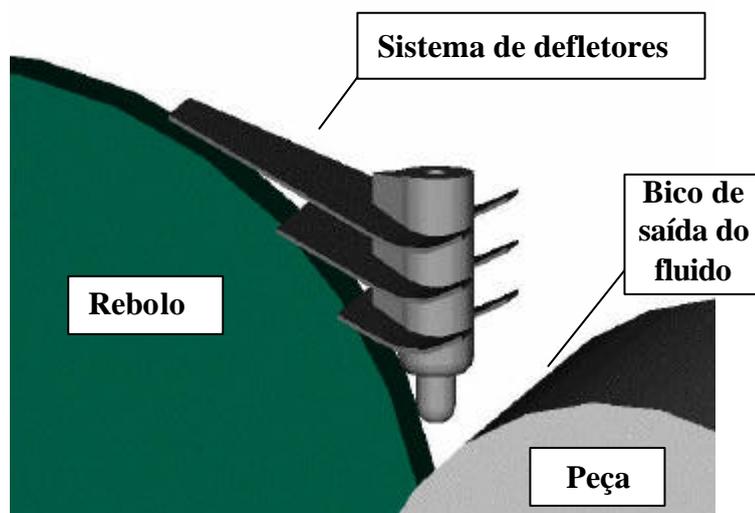


Figura 2.23 – Ilustração de um sistema de defletores (BIANCHI et al., 2002)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo é apresentado o detalhamento do banco de ensaios empregado para se realizar as medições diretas de algumas variáveis de saída (força tangencial de corte, energia específica de retificação e emissão acústica) e indiretas de outras (rugosidade, desgaste diametral do rebolo, circularidade, e tensão residual), perante os diversos parâmetros de entrada (tipos de fluido de corte, de rebolo, de bocal e diferentes velocidades de saída do fluido pelo bocal de aplicação deste na região de corte). Também são apresentados os materiais e a metodologia empregada para a análise microestrutural dos corpos de prova, pela realização de microscopias eletrônicas de varredura (MEV).

Inicialmente são citados os parâmetros de entrada e variáveis de saída a serem analisadas e posteriormente será apresentada a forma como foi montado o banco de ensaios e quais foram os procedimentos e metodologia empregados neste trabalho.

3.1 PARÂMETROS DE ENTRADA

Os parâmetros de entrada utilizados nesta pesquisa foram dois tipos de fluidos de corte e rebolos, um bocal otimizado e outro convencional para aplicação de fluido, e os diversos parâmetros de corte (velocidades de aplicação do fluido de corte, de avanço do rebolo, periférica da ferramenta etc).

A seguir são apresentados e caracterizados todos os parâmetros de entrada que foram utilizados nesta pesquisa.

3.1.1 Fluidos de corte

Inicialmente é importante salientar que ambos os fluidos de corte utilizados nesta Tese foram escolhidos em parceria com fabricantes renomados destes tipos de produtos. Desta forma, foram utilizados os seguintes fluidos de corte:

- Óleo emulsionável de base vegetal (a base de ésteres sintéticos), com especificação DMS 3200 F-1. Este tipo de fluido é também conhecido como óleo solúvel;
- Fluido sintético, com a especificação AGECOOL 939/B;

Em relação ao óleo emulsionável de base vegetal (a base de ésteres sintéticos), este foi adotado no lugar do óleo mineral integral (que pode causar maiores problemas à saúde dos trabalhadores e meio ambiente), pois segundo a fabricante do óleo emulsionável, este tipo de fluido de corte é uma alternativa bastante promissora e adequada para processos de usinagem de aços endurecidos. A grande vantagem do óleo emulsionável vegetal à base de ésteres é que o mesmo apresenta alta lubricidade, aliado a um alto poder de refrigeração.

Quanto ao fluido sintético empregado, o mesmo é um fluido de base sintética aplicado amplamente nos processos de usinagem e retificação, apresentando os seguintes componentes em sua composição: agentes lubrificantes sintéticos, inibidores de corrosão, antiespumantes, coadjuvantes etc.

3.1.2 Ferramentas de corte

Como ferramentas abrasivas foram empregados dois diferentes rebolos, com as seguintes características:

- Rebolo convencional de Óxido de Alumínio (Al_2O_3) com especificação 38A220-KVS e dimensões 355,6x19x127.
- Rebolo superabrasivo de Nitreto Cúbico de Boro (CBN), com ligante vitrificado, especificação B76-L360V3, dimensões 350x20x5x127 e concentração de 36% do volume em CBN.

O rebolo superabrasivo de CBN, com características similares ao rebolo convencional, foi comprado junto à empresa MASTER DIAMOND FERRAMENTAS LTDA. Em contato com esta empresa, a mesma sugeriu este rebolo de CBN, o qual é compatível com a granulação do rebolo de óxido de alumínio, também de 220 mesh (partículas com tamanhos entre 63 a 75 μm), adquirido anteriormente da empresa NORTON.

3.1.3 Bocais para aplicação de fluidos de corte

Para a realização dos ensaios foram utilizados e comparados dois métodos distintos de aplicação de fluido de corte no processo de retificação.

O primeiro método é conhecido como processo de lubri-refrigeração convencional, sendo caracterizado pela aplicação do fluido de corte a baixa pressão e com uma alta vazão. O bocal utilizado neste sistema de lubri-refrigeração é composto por dois bicos difusores, cada um com 6,3 mm de diâmetro para a saída do fluido. Na Figura 3.1 pode-se visualizar este bocal, que veio originalmente com a máquina. Ressalta-se que poderiam ser utilizados até quatro bicos difusores para a saída do fluido de corte neste sistema convencional, porém como a região da peça a ser retificada tinha apenas 3 mm de largura, optou-se pelo uso de somente dois bicos difusores.

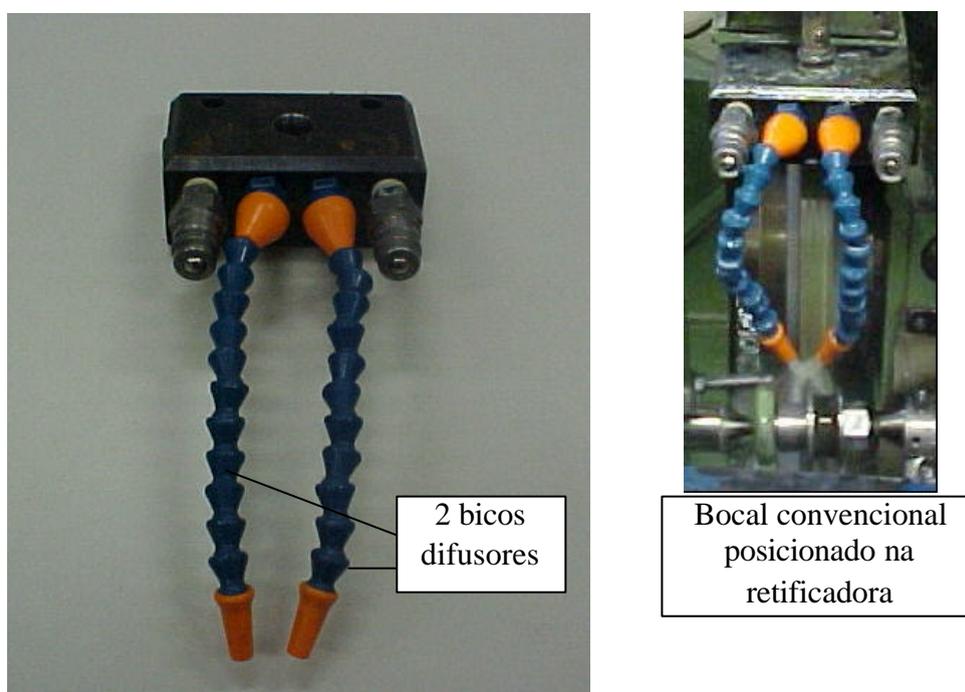


Figura 3.1 – Sistema convencional para aplicação de fluido de corte, com dois bicos difusores

O segundo método de aplicação de fluidos de corte, denominado de sistema otimizado, foi composto basicamente por um bocal otimizado conforme modelo sugerido por Webster (1995), o qual foi apresentado na Figura 2.15.

A escolha do diâmetro do bocal otimizado foi realizada em função do trabalho de Mestrado do Engenheiro Rodrigo Daun Monici, visto que em sua pesquisa este avaliou bocais otimizados de diferentes diâmetros (3 mm, 4 mm, 5 mm e 6 mm). Concluiu que os melhores diâmetros foram os de 3 mm, depois o de 4 mm e posteriormente os de 5 mm e 6 mm respectivamente (MONICI, 2003). Nesta Tese foi empregado o bocal de 4 mm de diâmetro, pois após testes preliminares, notou-se que diante das condições atuais da bomba de aplicação

do fluido de corte, a relação unitária não poderia ser mais alcançada quando do emprego do bocal de 3 mm. Desta forma, optou-se pelo emprego nesta pesquisa do bocal otimizado de 4 mm de diâmetro, o qual possibilitou a utilização da relação unitária.

A Figura 3.2 mostra o bocal otimizado de formato arredondado em questão.

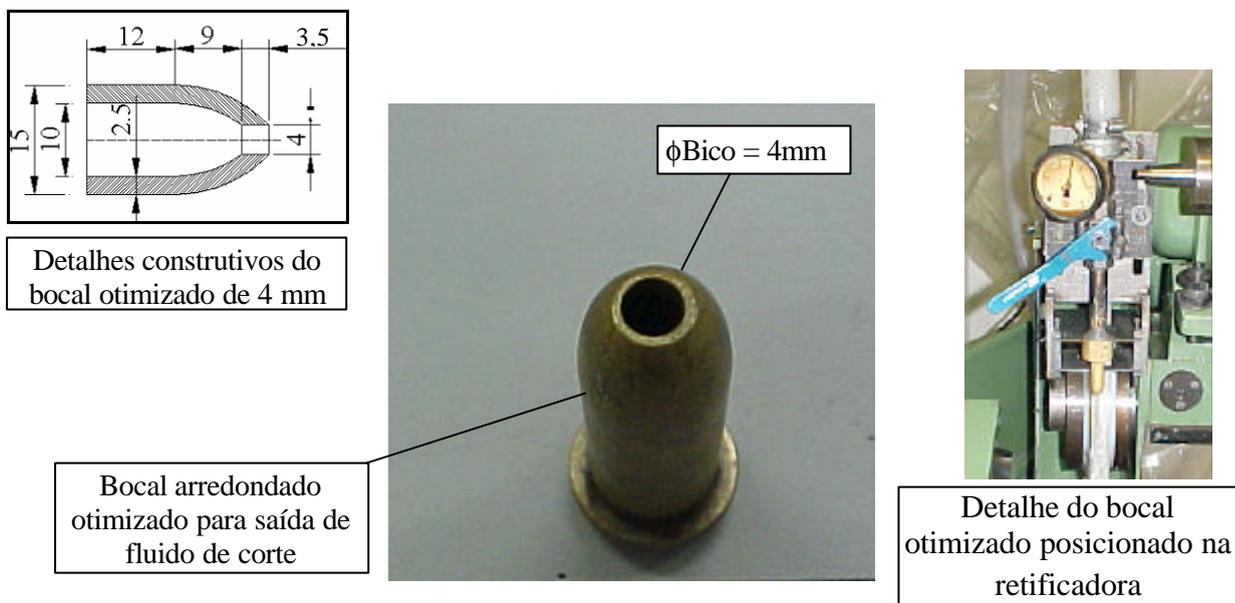


Figura 3.2 – Bocal otimizado com 4 mm de diâmetro

Para regular a vazão de fluido de corte que passava pelo bocal de aplicação do fluido bastava ajustar o registro de esfera posicionado antes do bico de saída do fluido de corte. A medida que se abria ou fechava o registro, o valor da vazão era aferido e mostrado no display do aparelho medidor de vazão modelo SVTG fabricado pela empresa Contech, o qual foi conectado logo na saída da bomba, conforme mostrado na Figura 3.3.

Este medidor de vazão do tipo turbina fornece uma leitura direta da vazão em litros/minuto. O funcionamento ocorre por meio de um campo magnético que é gerado de acordo com a rotação da turbina. Este campo magnético é captado por sensor posicionado logo acima da turbina do medidor e a vazão é mostrada no visor de leitura do aparelho.

As vazões adequadas utilizadas nos ensaios definitivos foram determinadas nos ensaios preliminares e se encontram no item 3.1.4.

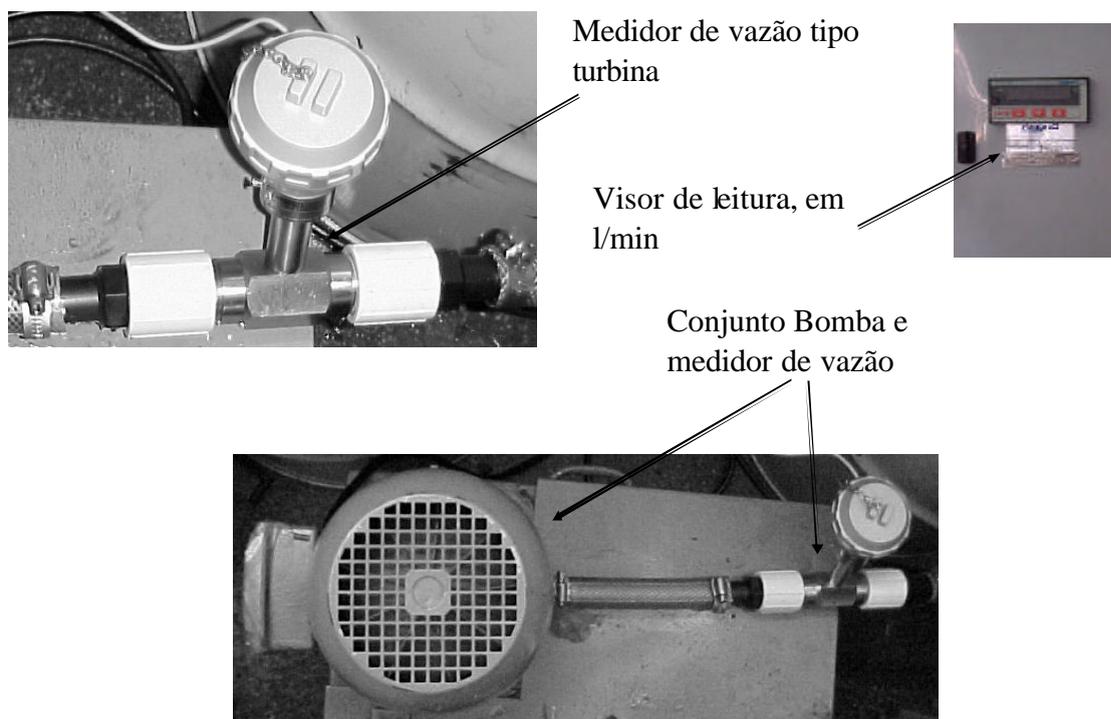


Figura 3.3 – Medidor de vazão para o controle do fluxo de fluido de corte

3.1.4 Parâmetros de corte

Para a determinação dos parâmetros de corte que foram utilizados neste trabalho, realizou-se diversos ensaios preliminares, a fim de que se pudesse chegar a valores que melhor caracterizassem o processo de retificação cilíndrica externa empregado dentro das indústrias.

Tais parâmetros também foram escolhidos de acordo com as condições de usinagem permissíveis para a máquina retificadora utilizada para a realização dos ensaios.

Na Tabela 3.1 são apresentados os parâmetros de corte que foram fixos no decorrer de todos os ensaios realizados nesta pesquisa.

Tabela 3.1 – Condições de usinagem utilizadas nos ensaios

Parâmetros	Valores utilizados	Unidades
V_f	1,5	mm/min
V_s	30	m/s
a	0,1	mm
h_{eq}	0,161 *	μm
t_s	8,0	s
V_w	1,24 **	m/s
d_w	62	mm
b	3	mm

* O h_{eq} foi calculado utilizando-se a V_s média;

** Velocidade média da peça;

onde: t_s = tempo de *spark-out* ou centelhamento;

Em relação aos parâmetros de corte, variou-se ao longo dos ensaios a velocidade de aplicação do fluido de corte V_j e a velocidade periférica da peça V_w .

O jato de fluido de corte no caso da condição otimizada teve quatro diferentes velocidades de saída. Neste sistema, manteve-se sempre constante o bocal otimizado de aplicação de fluido de 4 mm de diâmetro, conforme visto na Figura 3.2.

As velocidades de saída do fluido V_j foram variadas em função da velocidade periférica do rebolo V_s , sendo que o maior valor possível para esta velocidade periférica foi de 30 m/s. Se esta fosse aumentada, não seria possível manter a relação unitária, ou seja, aplicar o fluido de corte com esta mesma velocidade de 30 m/s, devido à potência restrita da bomba.

As quatro relações de velocidades utilizadas na aplicação do fluido de corte com o bocal arredondado otimizado foram:

$V_j = 1 \cdot V_s$ (ou seja, velocidade de saída do fluido igual a velocidade periférica do rebolo, é chamada de relação 1 para 1);

$V_j = 0,8 \cdot V_s$ (ou seja, velocidade de saída do fluido 20% menor que a velocidade periférica do rebolo);

$V_j = 0,6 \cdot V_s$ (ou seja, velocidade de saída do fluido 40% menor que a velocidade periférica do rebolo);

$V_j = 0,4 \cdot V_s$ (ou seja, velocidade de saída do fluido 60% menor que a velocidade periférica do rebolo);

Se ao diminuir os valores de V_j , o desempenho do processo não for afetado, tem-se ganhos, pois reduzir V_j significa diminuir a vazão de fluido de corte e, com isso seu consumo.

Os resultados do processo de aplicação do fluido de forma otimizada foram comparados aos do sistema convencional (baixa pressão e alta vazão). Na Tabela 3.2 são apresentados os valores de velocidade de saída do fluido de corte, vazões e pressões utilizadas durante o processo de retificação.

Tabela 3.2 – Velocidades, vazões e pressões utilizadas durante os ensaios

Condição de aplicação do fluido de corte	Vazão total de fluido de corte, l/min	Velocidade de saída do fluido de corte “V_j”, m/s	Pressão de aplicação do fluido de corte, kgf/cm² (kPa)
Lubri-refrigeração otimizada com a relação: $V_j = 1 \cdot V_s$	22,6	30	5 (490,33)
Lubri-refrigeração otimizada com a relação: $V_j = 0,8 \cdot V_s$	18,1	24	5 (490,33)
Lubri-refrigeração otimizada com a relação: $V_j = 0,6 \cdot V_s$	13,6	18	5 (490,33)
Lubri-refrigeração otimizada com a relação: $V_j = 0,4 \cdot V_s$	9,1	12	5 (490,33)
Lubri-refrigeração convencional	45,2	12 *	4 (392,27)

* A velocidade apresentada é referente a somente um dos dois bicos difusores existentes no sistema convencional.

3.2 VARIÁVEIS DE SAÍDA DO PROCESSO

As variáveis de saída analisadas estão divididas para melhor explicação em variáveis de saída monitoradas em tempo real e analisáveis pós-processo de retificação.

As variáveis medidas em tempo real foram adquiridas no momento em que o processo de retificação se desenvolvia, sendo representadas pelas seguintes variáveis:

- Força tangencial de corte e energia específica de retificação;
- Emissão acústica;

Já as variáveis mensuráveis ou analisáveis pós-ensaios, ou seja, aquelas que foram medidas ou analisadas depois da retificação dos corpos de prova são:

- Rugosidade;
- Desgaste diametral do rebolo;
- Desvios de circularidade;
- Tensão residual;
- Análise microestrutural por MEV;

A metodologia para análise destas variáveis encontra-se ao longo dos procedimentos pós-ensaios, que são apresentadas no item 3.7.

3.3 PROCEDIMENTOS PRÉ-ENSAIOS

3.3.1 Confeção dos corpos de prova

A elaboração dos corpos de prova visou tanto o melhor aproveitamento do corpo de prova para a realização dos ensaios, quanto a facilidade na substituição do mesmo após cada ensaio.

O material empregado na confecção dos corpos de prova foi o aço VC 131, que possui como principais constituintes os seguintes elementos: 2,1% C, 0,3% Mn, 11,5% Cr, 0,7% Mo, 0,2% V e Fe em balanço, conforme tabela da Villares, fornecedora deste material.

O VC 131 é um aço ligado para ferramentas, utilizado para trabalhos a frio. É também um aço de extrema estabilidade dimensional do tipo conhecido como indeformável, possuindo excepcional resistência à abrasão. Pode ser empregado em matrizes para corte, matrizes para estampagem e embutimento, punções de alta sollicitação para embutimento a frio, facas para tesouras, calibres, micrômetros, mandris etc.

Antes da construção dos corpos de prova foi determinada a forma de fixação dos mesmos, realizada entre pontas, para minimizar futuros desvios de circularidade provenientes de uma má fixação. Para tanto, construiu-se um mandril que era movimentado por uma placa de arraste, no qual fixava-se a peça por intermédio de uma porca sextavada. A Figura 3.4 ilustra o mandril e a peça construída para a realização dos ensaios.

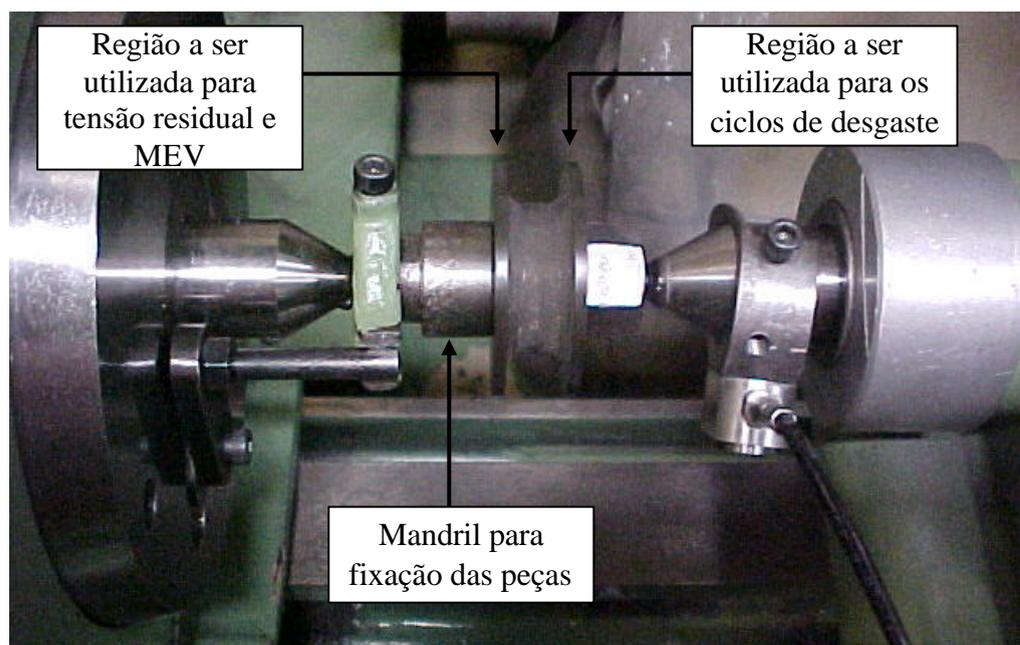


Figura 3.4 – Sistema de fixação do corpo de prova temperado e revenido antes de ser retificado

Ressalta-se que os corpos de prova foram confeccionados, na Oficina Mecânica da UNESP de Bauru, respeitando-se as tolerâncias pré-determinadas no desenho.

A Figura 3.5 apresenta as dimensões finais dos corpos de prova que foram utilizados nesta pesquisa. Observa-se que ambas regiões a serem retificadas, apresentam uma largura de 3 mm, que é um pouco menor que a dimensão do diâmetro do bocal de saída de fluido de corte otimizado ilustrado anteriormente.

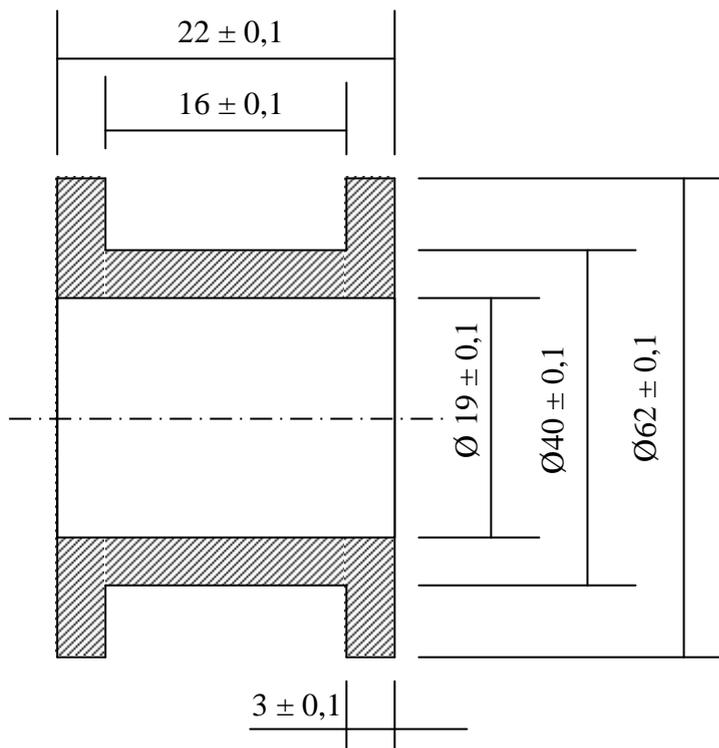


Figura 3.5 – Dimensões do corpo de prova definitivo

Após a confecção dos corpos de prova, os mesmos foram temperados e revenidos pela empresa ZF do Brasil Ltda passando a possuir uma dureza média de 62 HRc.

Ressalta-se que o lado direito do corpo de prova, foi utilizado para a realização dos ensaios de desgaste (100 ciclos de retificação, retirando-se por ciclo 0,1 mm do diâmetro), sendo que nesta região da peça media-se diretamente a força tangencial de corte, a energia específica, a emissão acústica, e posteriormente os desvios de circularidade e a rugosidade. Já o lado esquerdo deste corpo de prova foi utilizado para a marcação da tensão residual (efetuando-se 2 ciclos de retificação), para subsequente análise do estado de tensão induzida da peça e realização da MEV. Ressalta-se que este procedimento de se analisar estas duas variáveis após a realização de apenas 2 ciclos de retificação, foi necessário para se evitar o acúmulo de tensões, que acontece quando se tem uma seqüência de vários ciclos de retificação sempre sobre uma mesma região usinada.

3.3.2 Dressagem dos rebolos

Nesta Tese, a operação de dressagem dos rebolos superabrasivo de CBN e convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) foram mantidas constantes para todos os ensaios, não influenciando as variáveis de saída do processo.

Ambos os rebolos foram afiados com um dressador tipo *fliese*. A penetração do dressador na superfície de corte do rebolo, a cada passada durante o processo de dressagem foi de $4\ \mu m$ para ambos os rebolos.

A Figura 3.6 apresenta a disposição dos equipamentos para a realização do processo de dressagem, mostrando em detalhe o cabeçote para a colocação do dressador.

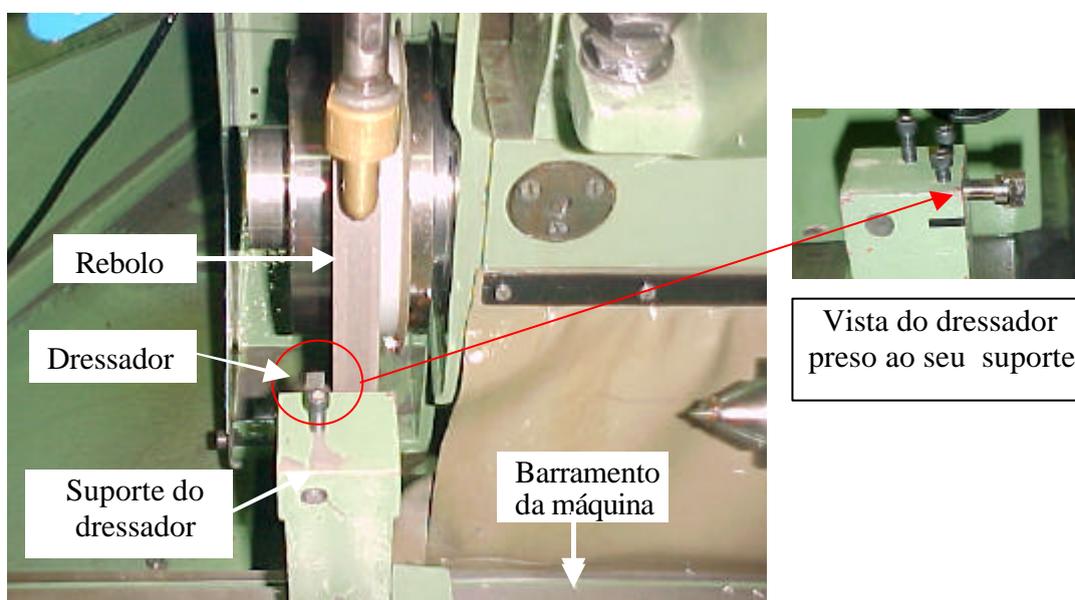


Figura 3.6 – Esquema da montagem do dressador *fliese* para posterior realização do processo de dressagem dos rebolos

3.3.3 Preparação dos fluidos de corte

De acordo com as informações do fabricante do óleo emulsionável de base vegetal (a base de ésteres sintéticos), a concentração indicada e utilizada no processo de retificação em questão foi de 3,5 %, com pH mantido em torno de 9,0.

Já o fluido sintético foi utilizado com uma concentração de 5% e pH também em torno de 9,0, valor este designado pela fabricante do produto.

Ressalta-se que antes da colocação de ambos fluidos de corte no reservatório da máquina, o mesmo foi cuidadosamente lavado, desinfetado e seco.

A concentração dos fluidos utilizados foi monitorada com um refratômetro manual de bolso, marca ATAGO, modelo N-1E e o pH pelo emprego de um peagâmetro portátil marca Hanna, modelo Checker. Antes da utilização, estes dois instrumentos utilizados no monitoramento dos fluidos de corte foram calibrados no Laboratório de Química, da UNESP, *campus* de Bauru. Estes equipamentos são apresentados na Figura 3.7.

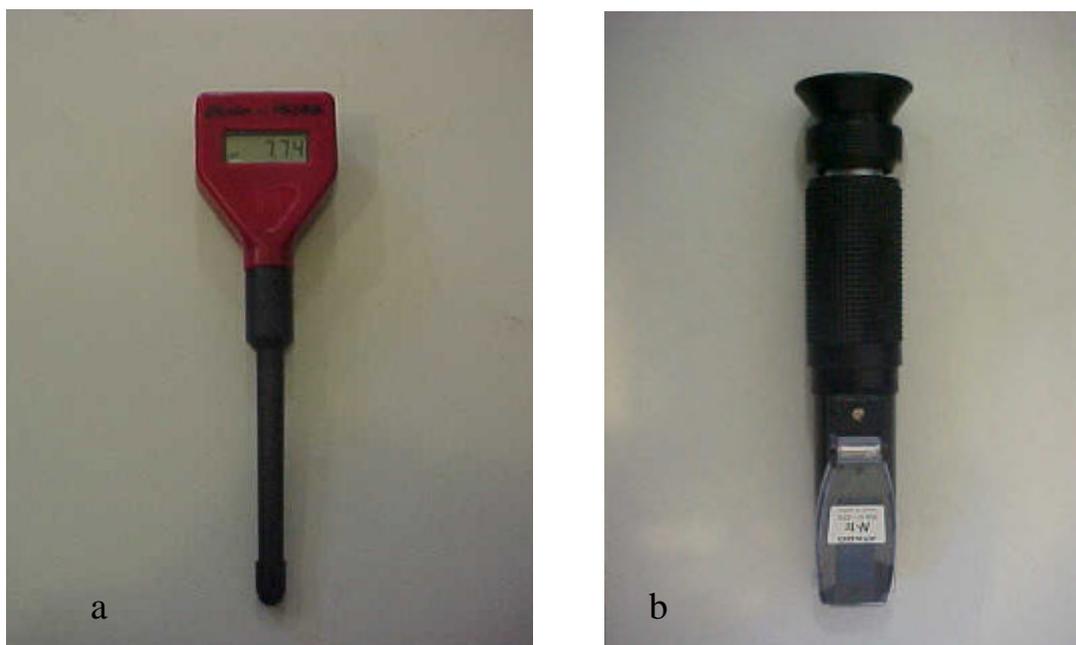


Figura 3.7 – Equipamentos para monitoramento do fluido de corte. (a) Peagâmetro portátil; (b) Refratômetro;

3.3.4 Confeção do sistema de defletores

O sistema de defletores aerodinâmicos construído para ser utilizado nesta pesquisa, de acordo com o proposto por Bianchi et al. (2002), foi desenvolvido neste trabalho em conjunto com o aluno de graduação em Engenharia Mecânica Felipe Montebugnoli Zílio.

O dispositivo aerodinâmico criado foi posicionado atrás do bocal de saída do fluido de corte sendo fixado no suporte de fixação do manômetro e do bocal do fluido. O mesmo é constituído basicamente de uma base de fixação e duas hastes para suporte das aletas ajustáveis de acordo com a perda diametral dos rebolos. É importante ressaltar que a altura das aletas também pode ser deslocada “para cima” ou “para baixo”, de acordo com a necessidade do processo, de forma que as aletas fiquem sempre o mais próximo possível do

rebolo, e assim, amenizar ao máximo a quantidade de ar criada pela rotação do rebolo em torno de si mesmo, que passará entre o rebolo e as aletas em questão.

A Figura 3.8 apresenta os dados construtivos do sistema de defletores criado para ser analisado durante os ensaios da presente pesquisa. Ressalta-se que a folga lateral deixada pelas aletas deste dispositivo em relação a cada lado do rebolo foi cerca de 0,5 mm e a folga radial para a face do rebolo foi de aproximadamente 0,4 mm.

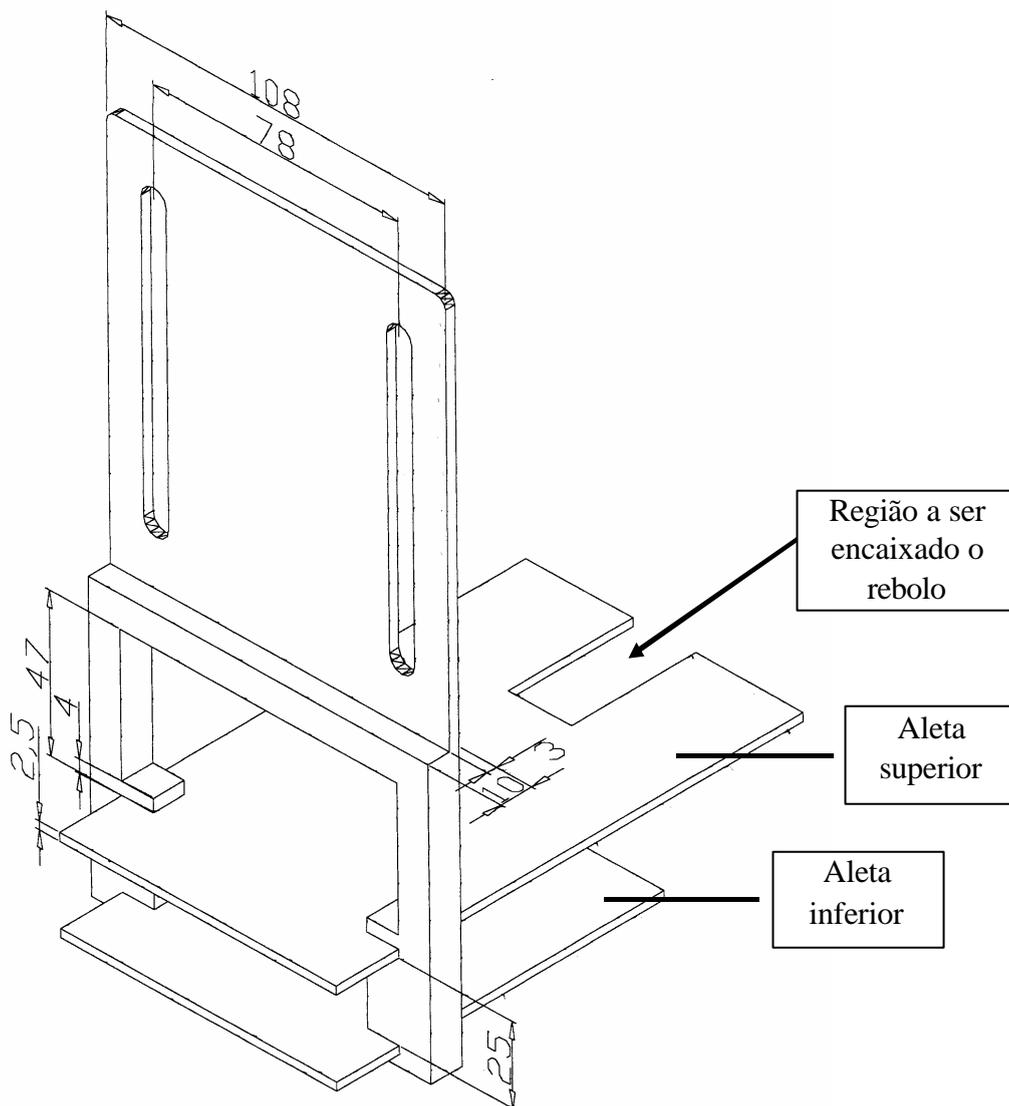


Figura 3.8 – Detalhes esquemáticos do sistema defletor

A Figura 3.9 ilustra a forma com que o sistema defletor com duas aletas foi fixado na máquina retificadora cilíndrica CNC.



Figura 3.9 – Sistema de defletores fixo na retificadora cilíndrica

3.3.5 Classificação dos ensaios

Nesta pesquisa foram retificadas 108 peças, sendo 48 mediante a aplicação da lubri-refrigeração otimizada com a utilização do sistema de defletores e mais 48 sem o uso de defletores. As 12 peças restantes foram retificadas sob a condição convencional.

Na Tabela 3.3 tem-se a matriz de ensaios utilizada nesta pesquisa, lembrando-se que cada um destes ensaios teve repetibilidade três, ou seja, foi repetido três vezes. Verifica-se na mesma, que foram utilizados dois tipos de fluidos de corte (um fluido sintético e um óleo emulsionável), dois rebolos (convencional e superabrasivo), e especificamente para a condição de lubri-refrigeração otimizada, quatro diferentes vazões representadas nesta tabela por MQFC1 ($V_j = 1 \cdot V_s$), MQFC2 ($V_j = 0,8 \cdot V_s$), MQFC3 ($V_j = 0,6 \cdot V_s$) e MQFC4 ($V_j = 0,4 \cdot V_s$). Para a condição de lubri-refrigeração convencional manteve-se a vazão fixa. É importante ressaltar que no sistema otimizado teve-se ainda a utilização, ou não, dos sistemas defletores. Nos ensaios com lubri-refrigeração convencional não foram usados defletores, visto que o intuito deste sistema de aplicação, era o de representar as condições de aplicação que são utilizadas rotineiramente nas indústrias, portanto sem estes dispositivos aerodinâmicos.

Tabela 3.3 – Matriz de ensaios

Ensaio	Tipo de rebolo	Tipo de fluido de corte	Velocidade de saída do fluido (V_j) [m/s]	Condição de lubri-refrigeração	Dispositivo defletor
1	Superabrasivo	Fluido sintético	30,0	MQFC1	Ausente
2	Superabrasivo	Fluido sintético	24,0	MQFC2	Ausente
3	Superabrasivo	Fluido sintético	18,0	MQFC3	Ausente
4	Superabrasivo	Fluido sintético	12,0	MQFC4	Ausente
5	Superabrasivo	Fluido sintético	30,0	MQFC1	Presente
6	Superabrasivo	Fluido sintético	24,0	MQFC2	Presente
7	Superabrasivo	Fluido sintético	18,0	MQFC3	Presente
8	Superabrasivo	Fluido sintético	12,0	MQFC4	Presente
9	Convencional	Fluido sintético	30,0	MQFC1	Ausente
10	Convencional	Fluido sintético	24,0	MQFC2	Ausente
11	Convencional	Fluido sintético	18,0	MQFC3	Ausente
12	Convencional	Fluido sintético	12,0	MQFC4	Ausente
13	Convencional	Fluido sintético	30,0	MQFC1	Presente
14	Convencional	Fluido sintético	24,0	MQFC2	Presente
15	Convencional	Fluido sintético	18,0	MQFC3	Presente
16	Convencional	Fluido sintético	12,0	MQFC4	Presente
17	Superabrasivo	Óleo emulsionável	30,0	MQFC1	Ausente
18	Superabrasivo	Óleo emulsionável	24,0	MQFC2	Ausente
19	Superabrasivo	Óleo emulsionável	18,0	MQFC3	Ausente
20	Superabrasivo	Óleo emulsionável	12,0	MQFC4	Ausente
21	Convencional	Óleo emulsionável	30,0	MQFC1	Presente
22	Convencional	Óleo emulsionável	24,0	MQFC2	Presente
23	Convencional	Óleo emulsionável	18,0	MQFC3	Presente
24	Convencional	Óleo emulsionável	12,0	MQFC4	Presente
25	Superabrasivo	Óleo emulsionável	30,0	MQFC1	Ausente
26	Superabrasivo	Óleo emulsionável	24,0	MQFC2	Ausente
27	Superabrasivo	Óleo emulsionável	18,0	MQFC3	Ausente
28	Superabrasivo	Óleo emulsionável	12,0	MQFC4	Ausente
29	Convencional	Óleo emulsionável	30,0	MQFC1	Presente
30	Convencional	Óleo emulsionável	24,0	MQFC2	Presente
31	Convencional	Óleo emulsionável	18,0	MQFC3	Presente
32	Convencional	Óleo emulsionável	12,0	MQFC4	Presente
33	Convencional	Fluido sintético	12,0	Convencional	Não utiliza
34	Superabrasivo	Fluido sintético	12,0	Convencional	Não utiliza
35	Convencional	Óleo emulsionável	12,0	Convencional	Não utiliza
36	Superabrasivo	Óleo emulsionável	12,0	Convencional	Não utiliza

3.4 PROCEDIMENTOS INICIAIS PARA MEDIÇÃO DAS VARIÁVEIS MONITORADAS EM TEMPO REAL

O banco de ensaios utilizado para a realização dos testes laboratoriais foi composto de uma retificadora cilíndrica da marca SULMECÂNICA, modelo RUAP 515 H-CNC, na qual estão instalados alguns acessórios necessários para a pesquisa como o medidor de vazão de fluido de corte, o sistema de defletores aerodinâmicos e os bocais otimizado e convencional para a saída do fluido.

Na Figura 3.10 é apresentada a retificadora cilíndrica utilizada durante esta pesquisa.



Figura 3.10 – Retificadora cilíndrica da marca SULMECÂNICA com CNC (Comando Numérico Computadorizado)

3.4.1 Aquisição da força tangencial de corte e energia específica de retificação

Nesta pesquisa, a força tangencial de corte F_{tc} foi medida pela determinação da potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do eixo árvore do rebolo, com o monitoramento dos valores de tensão e corrente elétrica, provenientes deste motor elétrico. Para isso, um circuito eletrônico foi projetado e construído, 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 *LabVIEW 6.1*, da National Instruments.

A força tangencial de corte foi obtida por meio de uma metodologia própria de experimentação, a qual visava fornecer a mínima quantidade de erros possíveis, pois no sistema ocorrem perdas, como atrito nos mancais de rolamento, sistema de correias e no motor de indução etc. A taxa de amostragem utilizada foi de 1.000 amostras por segundo a fim de realizar uma ilustração efetiva do processo.

3.4.1.1 Calibrações para aquisição da força tangencial de corte e energia específica de retificação

O cálculo da força tangencial de corte foi realizado por meio dos valores obtidos de potência elétrica e rotação do rebolo.

Destaca-se que o processo de calibração da potência elétrica, desenvolvido pelo Engenheiro Eletricista, Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, foi realizado por meio de lâmpadas incandescentes, cujas potências eram conhecidas e os valores de tensões na saída do módulo de potência eram lidos com o auxílio de um multímetro. Os valores médios das tensões obtidos para três repetibilidades são apresentados na Tabela 3.4.

Como os valores da Tabela 3.4, construiu-se o gráfico da potência (Figura 3.11) em função da tensão de saída do módulo condicionador de sinal para se encontrar a equação de calibração.

Tabela 3.4 – Valores de potência elétrica e tensão para obtenção da curva de calibração da potência elétrica

Potência da lâmpada (W)	Tensão lida no multímetro (V)
0	0,0073
100	0,127
200	0,248
300	0,359
400	0,469
500	0,586
650	0,741

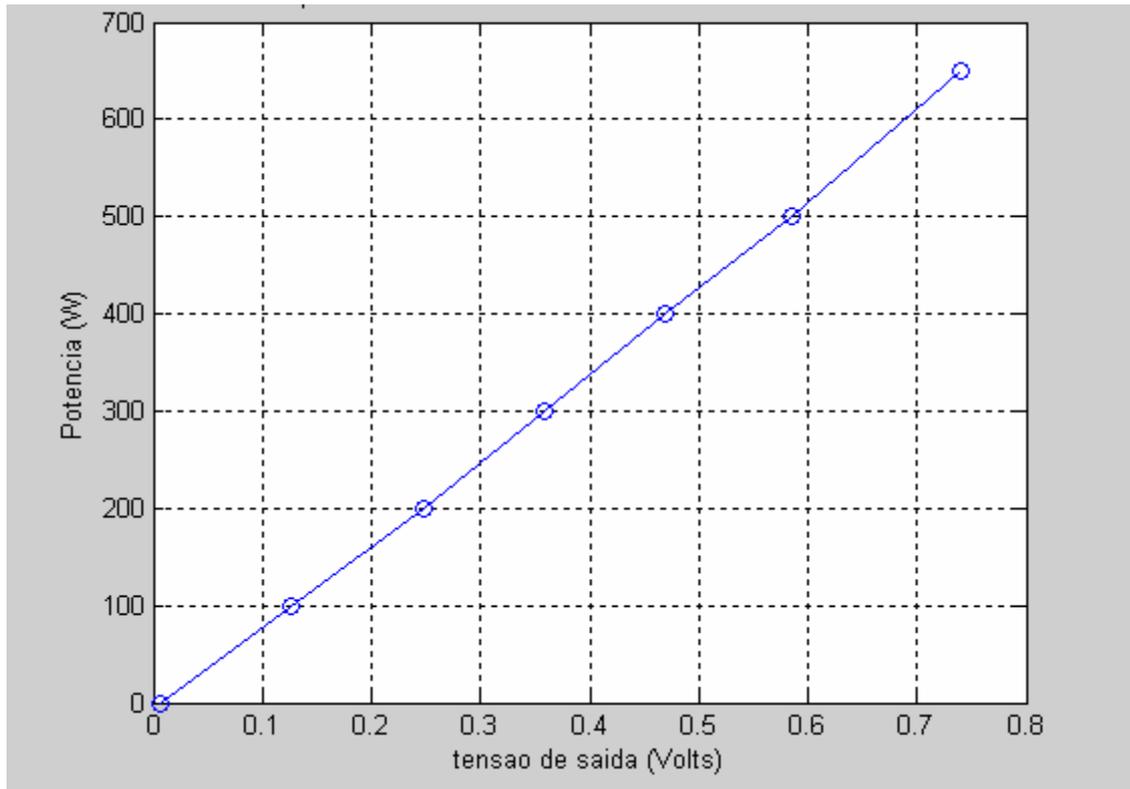


Figura 3.11 – Potência em função da tensão fornecida pelo multímetro

A partir dos dados da Tabela 3.4, utilizou-se o programa *MatLAB 6.5* para se obter por regressão linear a equação de calibração (3.1):

$$P_{\text{elet}} = 883,87 * V - 13,236 \quad (3.1)$$

onde: P_{elet} : é potência elétrica do circuito calibrado;
 V : é a tensão na saída do circuito condicionador de sinais;

Já a calibração da rotação do rebolo foi feita utilizando-se um tacômetro e um multímetro digitais. Assim, variando os valores de frequência do inversor obtinha-se uma leitura no tacômetro e simultaneamente no multímetro. Fez-se a leitura para três valores de frequência como se observa na Tabela 3.5, sendo obtidos os respectivos valores de rotação e tensão. Destaca-se que os valores apresentados representam a média dos três ensaios de calibração.

Tabela 3.5 – Valores da frequência, rotação e tensão utilizados para a calibração da curva de rotação do rebolo

Frequência (Hz)	Rotação (rpm)	Tensão (V)
20	568	2,03
40	1156	4,08
60	1754	6,09

A partir dos dados da Tabela 3.5, obteve-se por regressão linear a Equação 3.2 de calibração da rotação do rebolo, ilustrada na Figura 3.12.

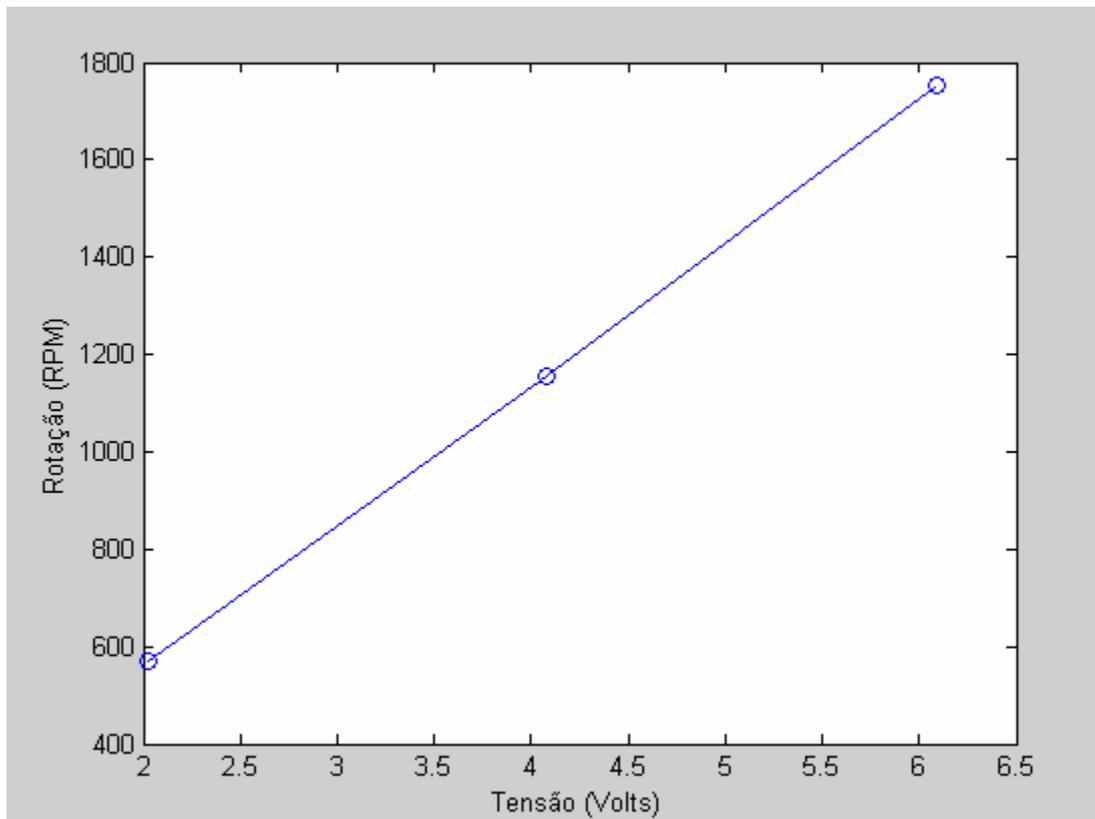


Figura 3.12 – Rotação em função da tensão fornecida pelo multímetro

$$RPM = 2,6313 * (V)^2 + 270,75198 * (V) + 7,5303 \quad (3.2)$$

onde: RPM: é rotação do rebolo calibrado;

A calibração da potência mecânica P_{mec} foi realizada com o auxílio das curvas fornecidas pelo fabricante de motor e de um programa específico desenvolvido para tal cálculo. Com o emprego deste, obteve-se como resultado a Equação de calibração 3.3:

$$P_{mec} = -2,3196 * 10^{-8} * P_{elet}^3 + 1,6659 * 10^{-4} * P_{elet}^2 + 5,3593 * 10^{-1} * P_{elet} - 28,961 \quad (3.3)$$

Finalmente, tendo sido realizados todos os processos de calibrações necessários para a obtenção da força tangencial de corte, partiu-se para a confecção do programa de aquisição de dados que é apresentado no item 3.4.4.

3.4.1.2 Cálculo da força tangencial de corte e energia específica de retificação

A medição da rotação do rebolo durante os ensaios foi realizada por meio de um encoder industrial blindado analógico, marca Abraf com capacidade de medição de até 3000 rpm, faixa de tensão de 0 à 10V (modelo TH 10 R 3000, fabricado pela Abraf Indústria e Comércio LTDA), o qual foi acoplado ao eixo do motor da retificadora por um acoplamento flexível, conforme apresentado na Figura 3.13.

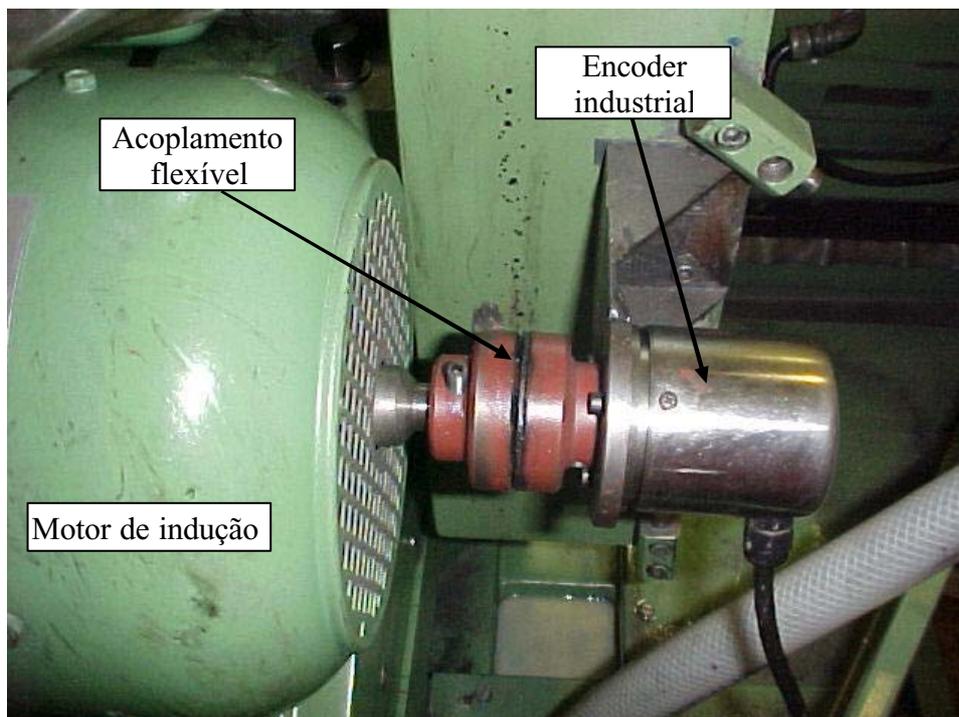


Figura 3.13 – Localização do encoder acoplado no eixo do motor da retificadora

Porém, para a utilização do encoder foi necessário ainda instalar uma fonte de alimentação para alimentar o mesmo com tensões entre 20 V e 25 V, e assim fornecer um valor máximo de tensão de 10 V (máxima tensão suportável pela placa de aquisição dados) para uma rotação máxima de 3000 rpm.

Os valores em tempo real da rotação do rebolo durante todos os ensaios foram armazenados pelo programa de aquisição de dados conforme será apresentado na Figura 3.15.

Os resultados das forças tangenciais de corte foram calculados posteriormente com o programa *MatLAB* 6.5, utilizando-se os valores de potência mecânica do motor de acionamento do rebolo e da rotação do mesmo. Para isto, o torque foi calculado pela Equação 3.4.

$$T = \frac{(P_{mec})}{\left(\frac{n_s * \pi}{30}\right)} \quad (3.4)$$

onde: T é o torque;
n_s é a rotação do rebolo;

Com o valor do torque calculou-se a força tangencial de corte real pela Equação 3.5:

$$F_{tc} = \frac{(2 * T)}{d_s} \quad (3.5)$$

Evidencia-se que esta variável de saída foi medida em tempo real, ou seja, no momento que o processo de retificação acontecia. Os resultados das forças tangenciais de corte são apresentados na forma de gráficos, nos quais cada ponto corresponde a uma média aritmética dos valores máximos de solitação do rebolo, para cada ciclo de retificação, obtidos para os três ensaios efetuados sob as mesmas condições de usinagem. Ressalta-se que nos valores referentes a esta variável de saída, que são apresentados no capítulo 4, já estão subtraídos os valores referentes as forças tangenciais de corte adquiridas em vazio.

Para a aquisição da energia específica de retificação houve necessidade do monitoramento da velocidade periférica do rebolo e da força tangencial de corte. Os demais parâmetros envolvidos no cálculo desta variável de saída, como o diâmetro da peça, a velocidade de mergulho e a largura de retificação já são pré-conhecidos.

Os resultados da energia específica de retificação, assim como os valores da força tangencial de corte foram obtidos pela média aritmética de três ensaios realizados sob as mesmas condições de usinagem. Nas figuras referentes a esta variável de saída, cada ponto no gráfico representa a energia específica de retificação no momento de maior solicitação da ferramenta abrasiva para cada um dos 100 ciclos de retificação. Os resultados estão dispostos no capítulo de resultados e discussões desta Tese.

3.4.2 Emissão acústica

O sinal de emissão acústica (EA) foi monitorado em tempo real, pelo seu valor médio quadrático (RMS ou *Root Mean Square*), utilizando um aparelho marca Sensis, modelo DM42. O sensor acústico foi acoplado a contra-ponta fixa da máquina retificadora e detectava as variações das tensões de deformação que eram enviadas para o módulo de EA, o qual transformava as mesmas em tensões elétricas. O módulo enviava o sinal destas tensões elétricas até a placa de aquisição instalada no microcomputador de maneira direta sem a necessidade de nenhum tipo de equacionamento.

Após os ensaios preliminares determinou-se a seguinte regulação no aparelho de medição da EA para que o sinal obtido não saturasse e se obtivesse a melhor resposta do sinal RMS de EA:

- ganho de sinal = 2 dB;
- redução de ruído = 30 dB;
- ganho de entrada = 4 dB;
- constante de tempo = 1 ms;

Destaca-se que todos estes valores foram mantidos constantes durante todos os ensaios.

A Figura 3.14 apresenta a localização do sensor de emissão acústica.

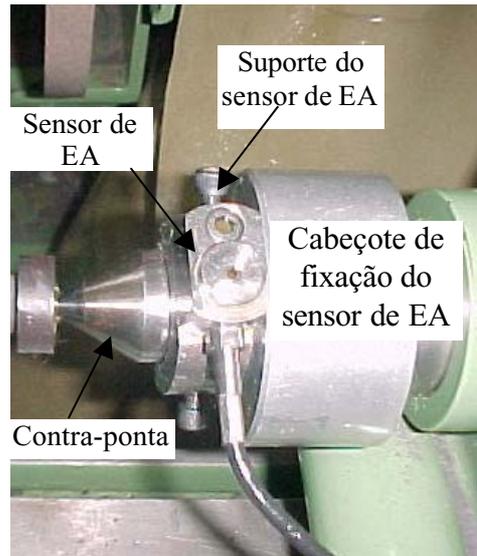


Figura 3.14 – Localização e fixação do sensor de emissão acústica

Os resultados de emissão acústica (RMS) são apresentados no capítulo 4 na forma de gráficos de barras. Cada barra, com seu respectivo desvio padrão, corresponde à média aritmética dos pontos máximos obtidos para cada um dos 100 ciclos de retificação, nas três repetibilidades de cada ensaio efetuado sob as mesmas condições de usinagem.

3.4.3 Programa de aquisição de dados

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

Observa-se que com os valores de tensões lidos no módulo de potência, calculou-se a potência elétrica pela Equação (3.1), para então se calcular a potência mecânica utilizando a Equação (3.3). Já a rotação foi calculada com base na Equação (3.2), ou seja, substituindo os valores de tensão lidos na saída do encoder na referida equação.

A Figura 3.15 apresenta a tela principal do programa de aquisição de dados desenvolvido no programa *LabVIEW 6.1*.



Figura 3.15 – Tela do programa de aquisição de dados para algumas das variáveis de saída obtidas diretamente durante o processo de retificação

Com os dados armazenados no programa acima mencionado realizou-se o cálculo da força tangencial de corte e energia específica de retificação.

3.4.4 Considerações gerais sobre o banco de ensaios

Neste item são levantadas algumas questões importantes para o decorrer desta pesquisa.

Os ensaios foram realizados na forma de ciclos de retificação intercalados de um respectivo tempo de *spark-out* ou centelhamento, sendo que durante os ensaios a quantidade de material removida foi constante para todas as peças usinadas.

Quanto à fixação da peça no mandril, é importante salientar que após terem sido realizadas as operações de têmpera e revenimento nas mesmas, estas foram submetidas a um torneamento interno para regularizar o diâmetro interno das mesmas, de forma a corrigir

imperfeições que pudessem ter ocorrido após a têmpera e o revenimento. Desta forma, garantiu-se o encaixe correto das peças no mandril.

A Figura 3.16 mostra uma visão geral do banco de ensaios montado para a aquisição dos dados da operação de retificação realizada. Este ficou posicionado a frente da máquina retificadora.

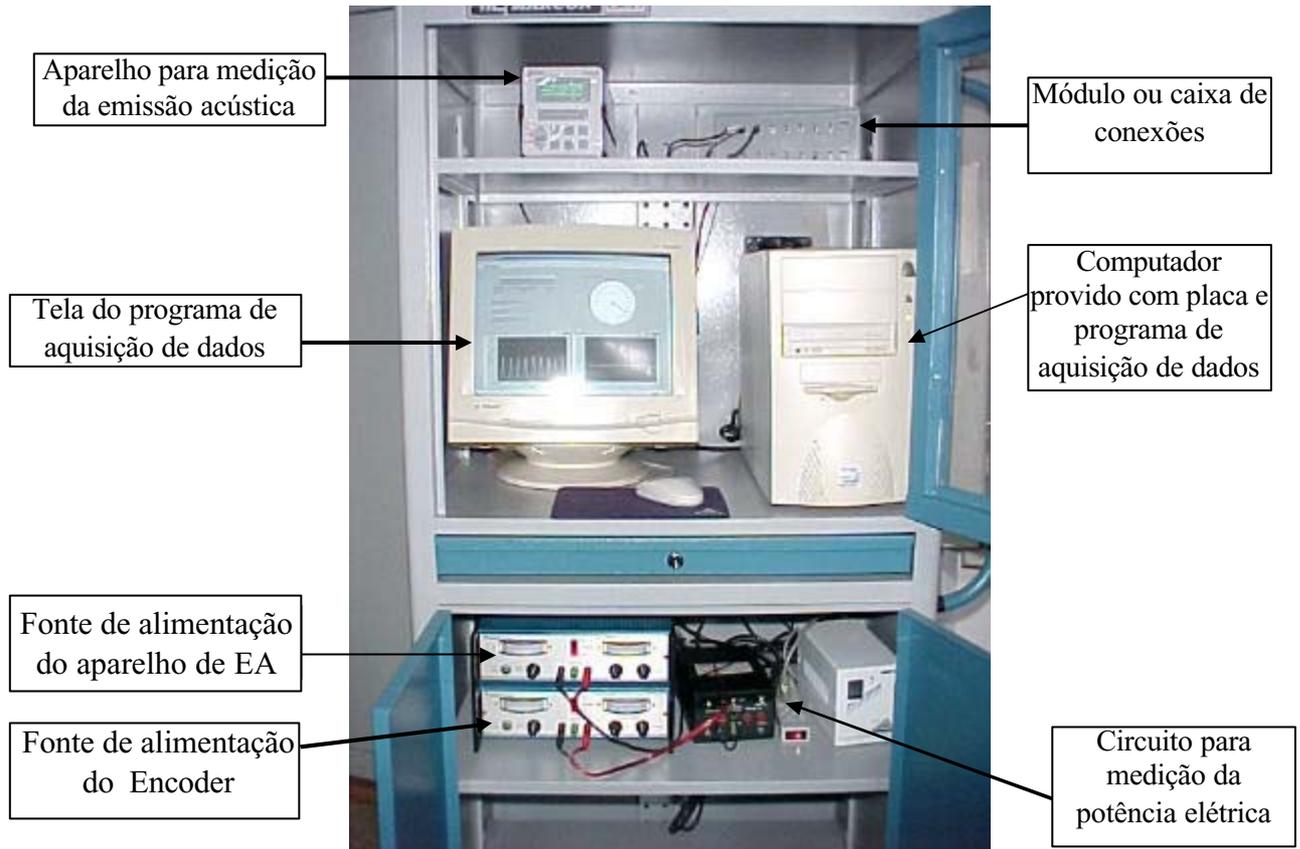


Figura 3.16 – Disposição dos equipamentos empregados para aquisição dos dados durante a retificação

3.5 PROCEDIMENTOS PADRÕES ANTES DE CADA ENSAIO

Antes de se iniciar os ensaios as seguintes medidas foram adotadas:

- De acordo com o número do ensaio a ser efetuado (vide Tabela 3.3), determinava-se o tipo de rebolo, de fluido de corte, de bocal para aplicação de fluido e parâmetros de corte utilizados;

- Posicionava-se o bocal de aplicação de fluido de corte sempre a uma distância vertical de 50 mm da região da interface peça/rebolo, e simultaneamente se necessário, instalava-se o sistema de defletores para a realização dos ensaios;
- Verificava-se os valores de concentração e pH para o fluido, mantendo-os sempre constantes para evitar que uma possível variação dos mesmos pudesse influenciar os resultados do processo;
- Colocava-se o sistema de lubri-refrigeração em funcionamento por cerca de 30 minutos, antes do início dos ensaios a fim de que o equipamento atingisse seu regime de funcionamento ideal. Enquanto isso se ajustava pelo registro de esferas a vazão correta a ser utilizada durante a retificação de cada corpo de prova;
- Realizava-se a programação dos parâmetros de corte no Comando Numérico Computadorizado (CNC) da retificadora;

Por fim, deixava-se o programa CNC e o de aquisição de dados preparados para serem executados quando necessário.

3.6 PROCEDIMENTOS EFETUADOS DURANTE A RETIFICAÇÃO

Neste item apresenta-se a seqüência de passos utilizados para a confecção de três peças, considerando-se a retificadora CNC já programada e tanto o banco de aquisição de dados como o programa computacional feito em *LabVIEW 6.1*, prontos para adquirirem os dados dos ensaios.

Aplicou-se, portanto a seguinte metodologia de experimentação para a retificação:

1º Passo: Dressava-se o rebolo com a velocidade da mesa constante, retirando-se por passagem do dressador no rebolo 4 μm . Este processo foi repetido até que se retirasse do rebolo 800 μm para o rebolo convencional e 70 μm para o superabrasivo de seus respectivos diâmetros.

2º Passo: Fixava-se o corpo de prova no mandril, posicionando o rebolo em frente da região a ser retificada (Figura 3.4).

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

4º Passo: Após a uniformização, ligava-se o programa de aquisição de dados e se perfaziam na peça 100 ciclos de retificação (denominados de ciclos de desgaste) intercalados de *spark-outs* de 8 segundos. Cada ciclo de retificação removia 0,1 mm do diâmetro da peça, com uma velocidade de mergulho de 1,5 mm/min, totalizando ao final do processo de retificação uma redução de aproximadamente 10 mm do diâmetro externo desta. Ressalta-se que entre cada ciclo de retificação, o rebolo não era retraído, ficando parado em uma mesma posição até se completar o tempo de *spark-out*.

Na Figura 3.17 pode-se visualizar a máquina em operação durante os ciclos de desgaste.

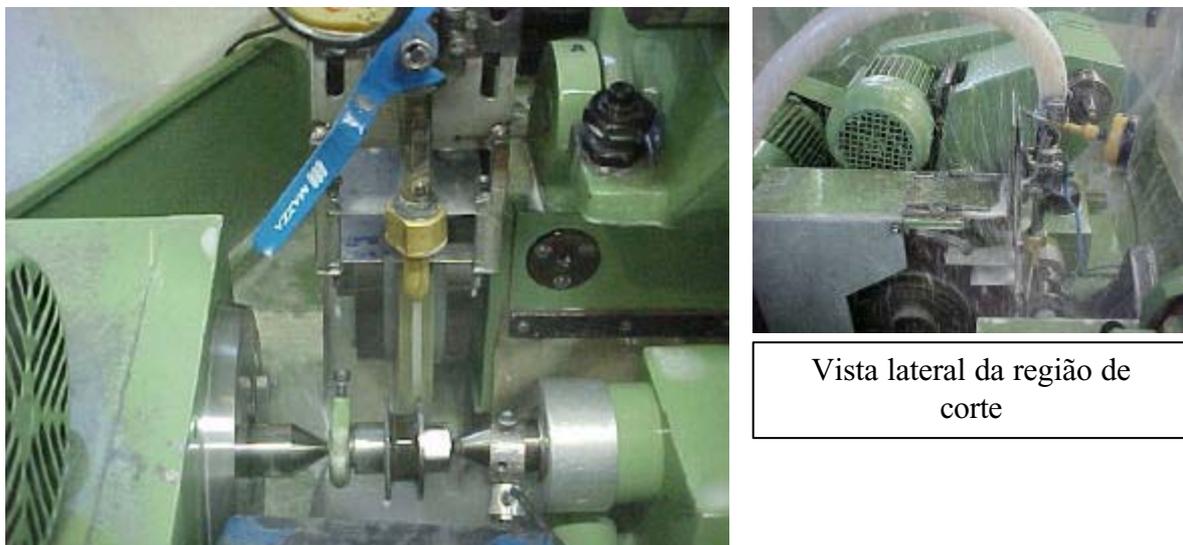


Figura 3.17 – Máquina retificadora em operação

5º Passo: Após os ciclos de desgaste, deslocava-se o rebolo lateralmente posicionando-o em frente à segunda região a ser retificada desta peça. Nesta segunda região do corpo de prova, realizava-se inicialmente o mesmo programa de uniformização citado anteriormente e depois 2 ciclos de retificação (cada um retirando 0,1 mm do diâmetro da peça), a fim de que nesta região da peça, fosse medido posteriormente a tensão residual deixada pelo rebolo na peça

retificada e analisada a MEV. Nota-se que a região do rebolo utilizada para se retificar o lado destinado à marcação da tensão residual era a mesma já usada para realização dos 100 ciclos de desgaste.

Na Figura 3.18 é apresentado o corpo de prova após terem sido efetuados os ciclos de desgaste e os efetuados para medição da tensão residual e análise da MEV.

6º Passo: Findada a operação de retificação das duas extremidades de uma peça, trocava-se a peça, deslocava-se o rebolo lateralmente utilizando-se uma nova área do rebolo para a retificação de mais uma peça, a fim de que todo o perfil do rebolo fosse usado. Assim, seguia-se os passos de 2 a 6 novamente até que fossem retificados três corpos de prova por perfil do rebolo. Portanto, o sétimo passo só era efetuado após a retificação de três peças.

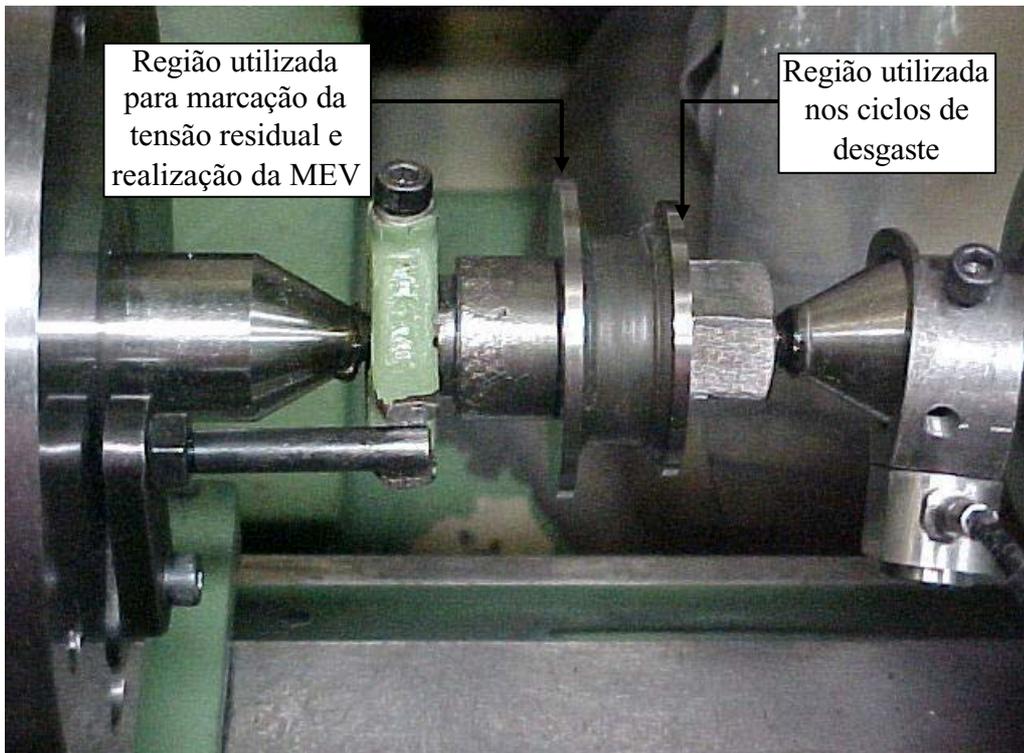


Figura 3.18 – Corpo de prova após ter sido retificado, ao final do ensaio ainda colocado no mandril entre pontas

7º Passo: Após a confecção destas três peças (ensaios), o perfil do rebolo, que tinha cerca de 20 mm de largura, apresentava-se conforme Figura 3.19. Ressalta-se que os ensaios na superfície do rebolo foram sempre realizados da direita para a esquerda, ou seja, a primeira peça era feita na extremidade direita do rebolo, a segunda no centro e a terceira no lado

esquerdo. Para cada perfil do rebolo, as peças retificadas possuíam sempre as mesmas condições de usinagem.

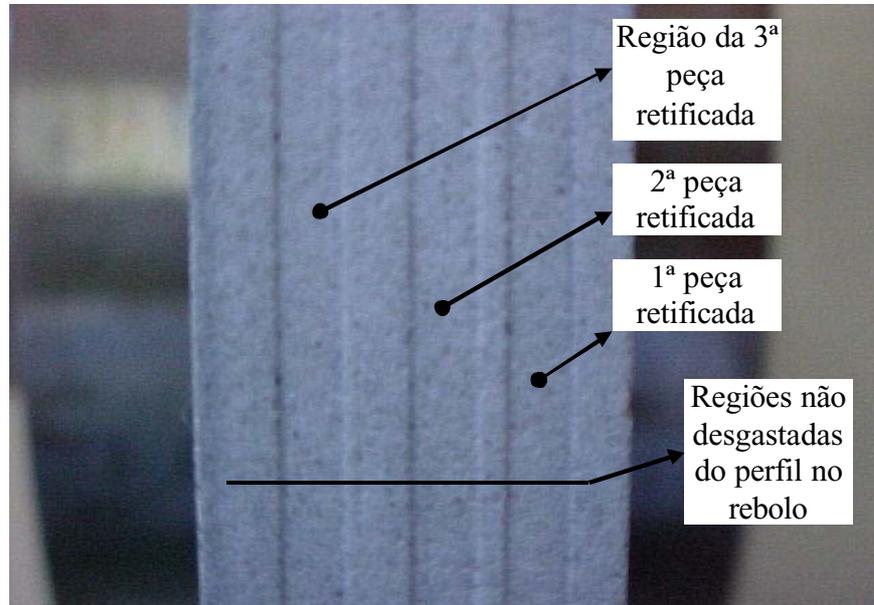


Figura 3.19 – Perfil desgastado e não utilizado do rebolo convencional de óxido de alumínio após a retificação de três peças

8º Passo: Tendo aproveitado o perfil do rebolo ao máximo, colocava-se então um tarugo de aço ABNT 1020 para realizar a marcação do perfil do rebolo gasto após os três ensaios e se avançava o rebolo 500 μm no raio do tarugo a fim do mesmo imprimir seu perfil no tarugo (Figura 3.20). O perfil do tarugo ficava igual ao ilustrado na Figura 3.21. Nota-se que cada tarugo, foi marcado duas vezes, sendo que cada marcação ilustra o desgaste obtido para três peças. Desta forma em cada tarugo foi impresso o desgaste do rebolo obtido para a retificação de seis corpos de prova (ensaios).

9º Passo: Após marcar o perfil do rebolo no tarugo, retirava-se o mesmo da máquina e se realizava os passos de 1 a 6 novamente para a confecção de novas peças, lembrando-se sempre de mudar o tipo de fluido de corte, rebolo, bocal e velocidade de saída do fluido conforme necessário para a realização de cada ensaio. Quando o fluido de corte necessitava ser trocado, realizava-se uma completa higienização do reservatório para a troca do mesmo.

10º Passo: Ao final da retificação de todos os 108 corpos de prova, passou-se para a medição das demais variáveis de saída.

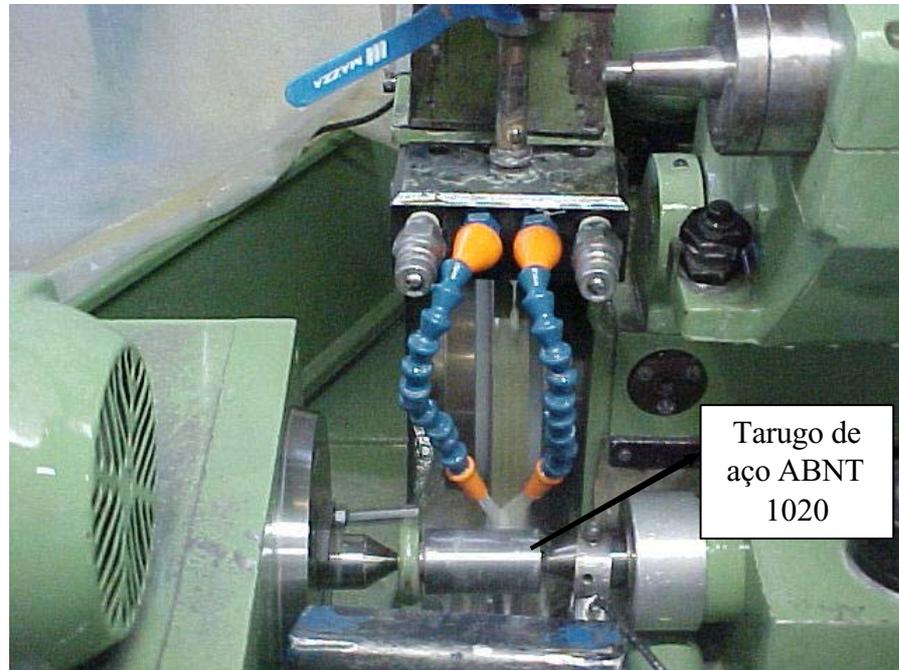


Figura 3.20 – Marcação do perfil do rebolo no tarugo de aço ABNT 1020



Figura 3.21 – Tarugo após a marcação do perfil do rebolo

A seguir são apresentadas as formas como foram efetuadas as medições das demais variáveis de saída.

3.7 PROCEDIMENTOS PARA MEDIÇÃO DAS VARIÁVEIS DE SAÍDA PÓS-ENSAIOS

Além das variáveis de saída do processo que foram monitoradas em tempo real, as demais variáveis foram medidas após a realização dos ensaios na ordem apresentada a seguir.

3.7.1 Medição da rugosidade

Para a medição da rugosidade média das peças, representado pelo parâmetro R_a , utilizou-se um aparelho da marca Taylor Hobson, modelo Surtronic 3+. A medição foi realizada na direção perpendicular à superfície de retificação.

O comprimento de medição (*cut-off*) utilizado foi de 0,8 mm e o filtro foi o 2CR-fase corrigida. Todas as medições foram realizadas com o auxílio de um programa computacional específico para a análise de superfícies, o *Talyprofile*. O raio da ponta do diamante do medidor de rugosidade foi de 0,2 μm .

Para tais medições, as peças foram colocadas em um mandril e presas sobre um prisma, e só então se executava a medição com o auxílio do programa de medição, segundo apresentado na disposição dos equipamentos da Figura 3.22.

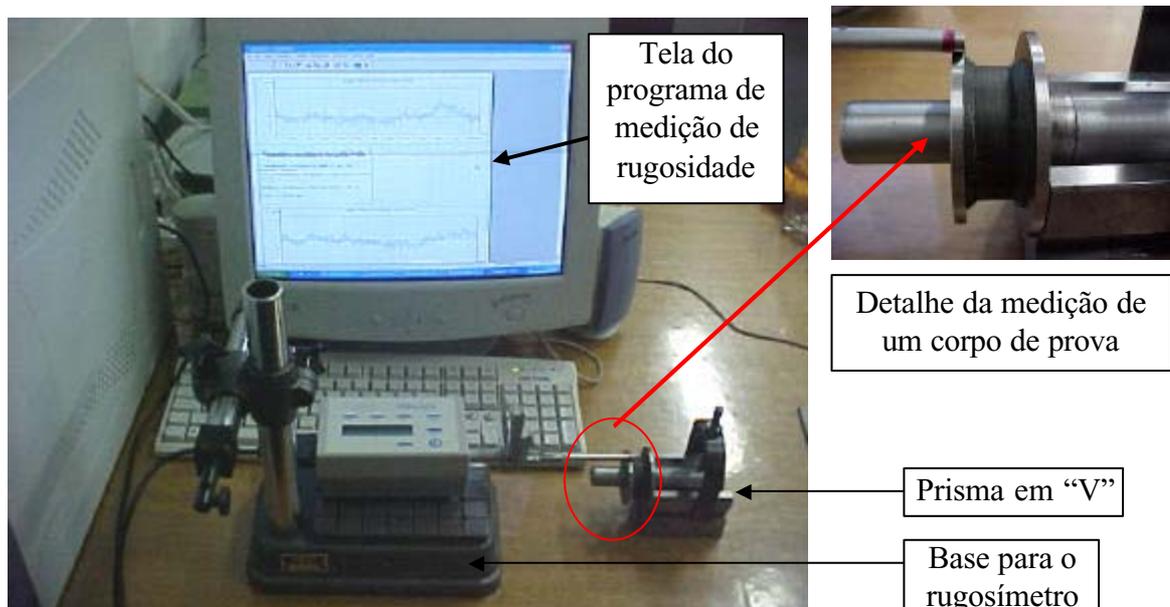


Figura 3.22 – Exemplo da disposição dos equipamentos para a medição da rugosidade (R_a)

A rugosidade de cada peça foi medida após a execução de 100 ciclos de retificação. Para cada uma destas realizou-se cinco medições em regiões diferentes e equidistantes.

Ressalta-se que os valores de rugosidade são apresentados no capítulo 4 na forma de gráficos de barras, com os respectivos desvios padrões. Cada barra corresponde a uma média aritmética dos valores obtidos para três peças retificadas sob as mesmas condições.

3.7.2 Desgaste diametral do rebolo

A medição desta variável de saída do processo era realizada ao final de três ensaios ou três peças (todas retificadas sob as mesmas condições de usinagem), pela marcação do perfil do rebolo, em um tarugo de aço ABNT 1020, conforme foi descrito anteriormente. Desta forma, devido ao fato do rebolo possuir uma região desgastada, conforme Figura 3.19, que foi a região que se processou a retificação das peças, formava-se um degrau no perfil do rebolo marcado no tarugo. Este degrau, que é, portanto, o desnível entre a região gasta e a não gasta do rebolo, era necessário para se medir o desgaste diametral do rebolo.

Observa-se que todos os tarugos de aço ABNT 1020 foram torneados e posteriormente retificados com um rebolo de óxido de alumínio antes do início dos ensaios.

Depois de realizar a marcação do perfil do rebolo, efetuou-se a medição do desgaste do rebolo com um aparelho TESA digital, modelo TT60, com precisão de 0,1 μm . A Figura 3.23 mostra o aparelho TESA durante a medição do desgaste do rebolo impresso no tarugo de aço ABNT 1020. Para a medição desta variável, o tarugo foi disposto sobre um prisma e colocado na mesa de um projetor de perfil que se deslocava micrometricamente a fim de facilitar a medição do desnível formado entre a região desgastada e a não utilizada do tarugo.

Os desgastes diametraes dos rebolos foram medidos após a execução de 100 ciclos de retificação, pelo cálculo da média aritmética de três ensaios realizados sob as mesmas condições de usinagem. O desgaste do rebolo, impresso no tarugo, foi medido em cinco regiões equidistantes.

Os valores obtidos para esta variável de saída, expressos na forma de gráficos de barras, juntamente com os seus respectivos desvios padrões, encontram-se no capítulo 4.

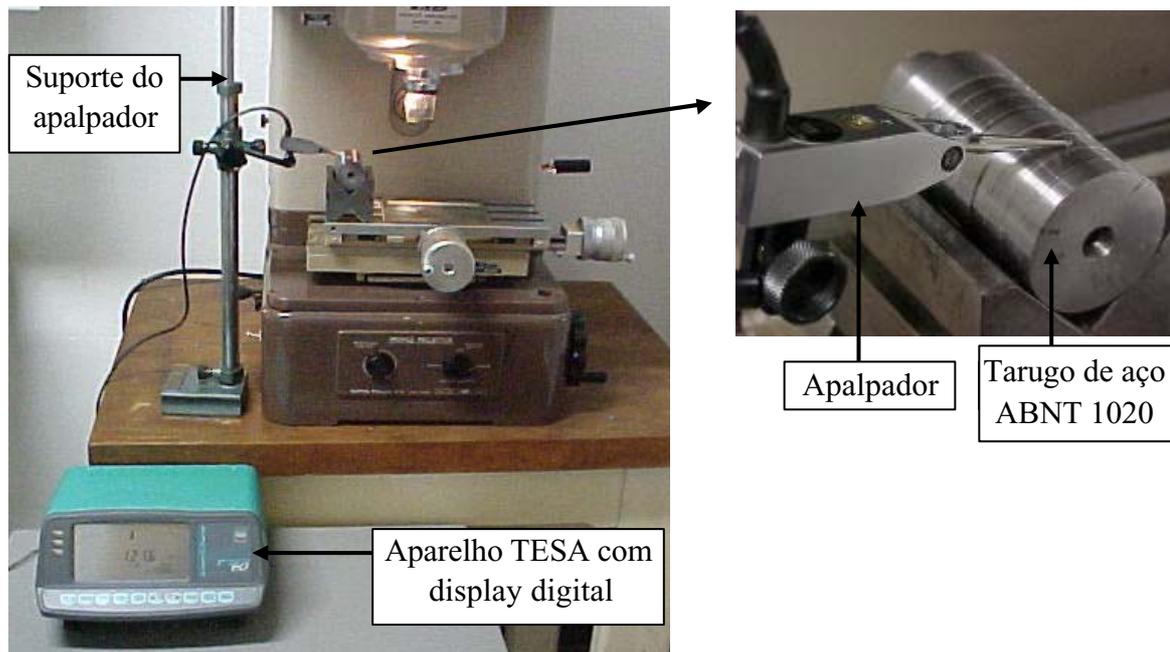


Figura 3.23 – Aparelho TESA durante a medição do desgaste do tarugo

3.7.3 Medição dos desvios de circularidade

Os desvios de circularidade foram medidos no Laboratório de Usinagem por Abrasão da UNESP, *campus* de Bauru com um equipamento medidor de circularidade TALYROND 31C, da Taylor Hobson conforme apresentado na Figura 3.24.

Ressalta-se que antes da medição, cada peça foi cuidadosamente limpa com uma flanela e álcool, a fim de evitar que pequenas partículas influenciassem na medição desta variável de saída que é muito sensível.

A Figura 3.25 ilustra o momento em que uma peça estava sendo medida no medidor de circularidade.



Figura 3.24 – Medidor de circularidade

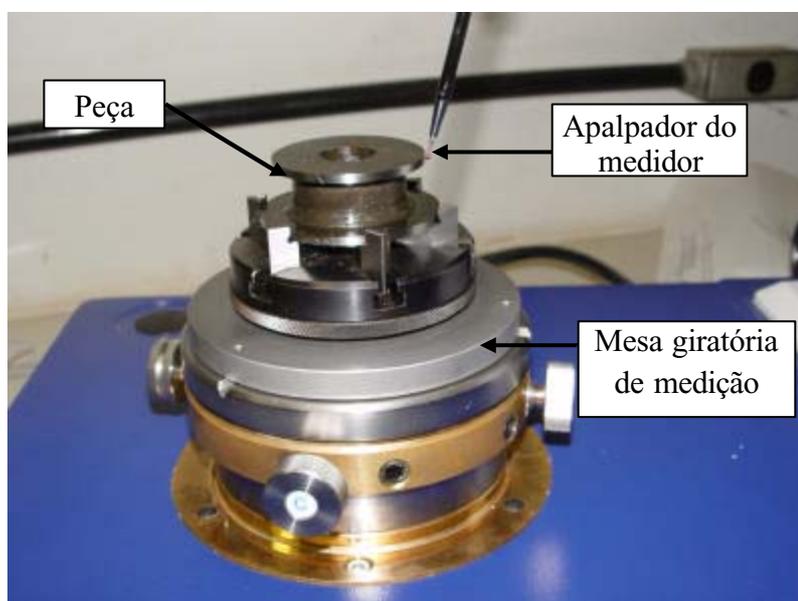


Figura 3.25 – Medição da circularidade de uma peça retificada

Os resultados referentes aos desvios ou erros de circularidade medidos após a realização dos 100 ciclos de retificação, são apresentados no capítulo 4. Os mesmos são representados por meio de gráficos de barras com os respectivos desvios padrões. Cada barra corresponde à

média aritmética de três repetibilidades, ou seja, três ensaios realizados sob as mesmas condições de usinagem. Salienta-se que foram efetuadas para cada corpo de prova cinco medições, em regiões distintas e distantes em 0,5 mm. A fixação da peça no medidor de circularidade foi mantida constante.

3.7.4 Tensão residual

O primeiro passo para se efetuar a análise da tensão residual foi confeccionar as amostras a serem medidas, pois o equipamento para medição de tal variável só aceita peças com dimensões restritas.

3.7.4.1 Preparação das amostras para medição da tensão residual

Devido ao grande diâmetro das peças retificadas, as mesmas necessitaram ser cortadas para fixação destas no suporte do difratômetro de raios X. O processo de corte destas peças foi efetuado vagarosamente, para que não ocorressem queimas, devido às altas temperaturas provindas do corte com disco abrasivo. Ainda para se evitar esta queima, uma lubri-refrigeração abundante foi utilizada durante o corte das amostras.

Os corpos de prova foram cortados no Laboratório de Materiais da UNESP de Bauru, com uma máquina policorte, utilizando discos de corte abrasivos para metalografia com dimensões de 230 mm x 1,5 mm x 22 mm.

As amostras foram preparadas de forma que ficassem com aproximadamente um quarto do diâmetro da peça retificada, marcado especificamente para medições das tensões residuais. A Figura 3.26 apresenta a amostra retirada do corpo de prova que foi utilizada posteriormente, sem mais nenhuma modificação, para a análise da tensão residual.

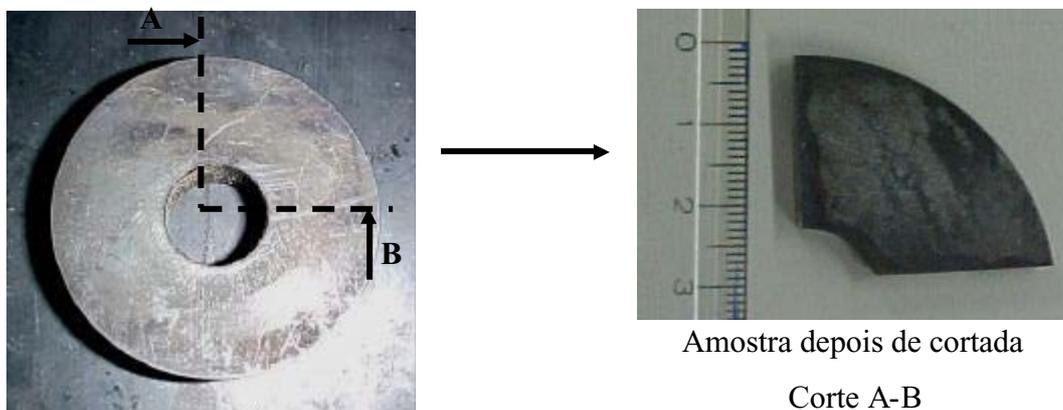


Figura 3.26 – Amostra utilizada para análise da tensão residual

3.7.4.2 Medição da tensão residual

A análise da tensão residual, que reflete o estado de tensão em que se encontra a peça analisada a 15 μm abaixo da sua superfície, foi realizada no CCDM (Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais) UFSCar/UNESP, em São Carlos, pelo método de múltipla exposição ($\text{sen}^2\psi$), por meio da difração de raios-X.

O equipamento utilizado foi um Difratorômetro modelo D5000 da marca Siemens, com tubos de raios X com alvo de cobalto (comprimento de onda de 1,789 Ångstron), conforme se pode visualizar na Figura 3.27.

A análise das tensões residuais foi realizada mediante o uso do programa S2003, desenvolvido no CCDM pelo Dr. Rogério Machado. Ressalta-se que em todas peças avaliou-se a componente de tensão residual tangente à superfície de medida ao longo do diâmetro externo retificado.

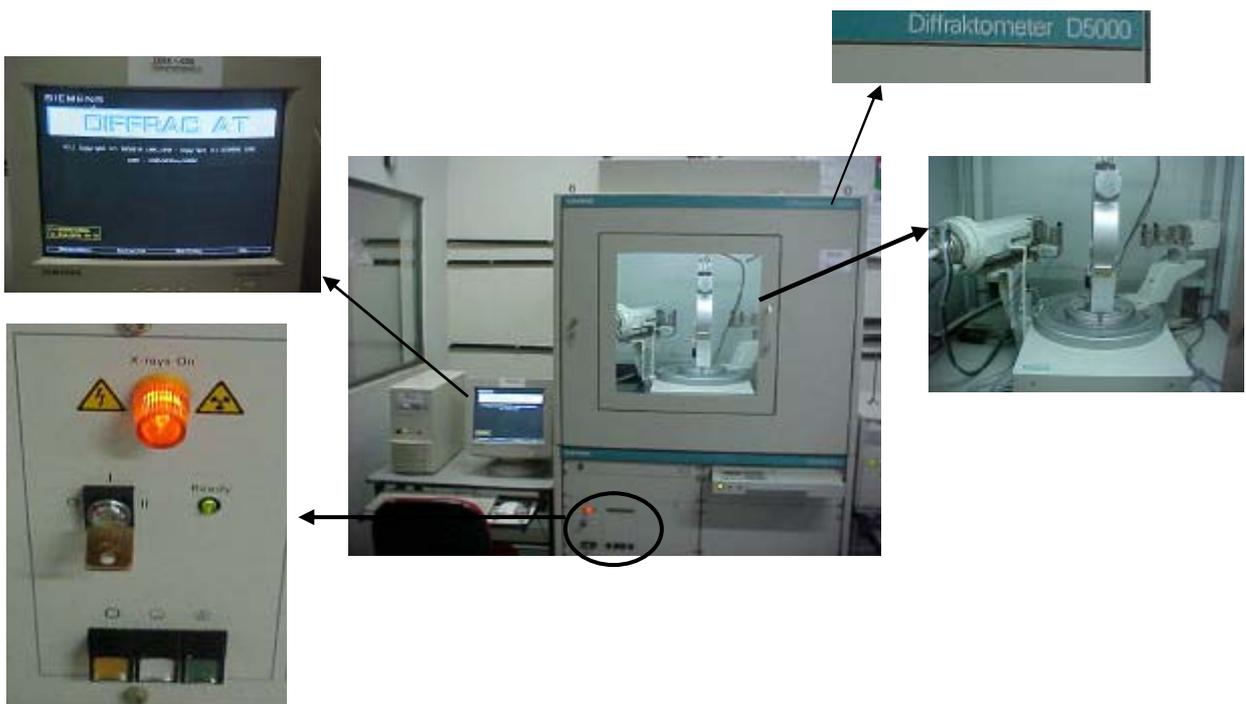


Figura 3.27 – Difratorômetro modelo D5000 da marca Siemens do CCDM (Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais) UFSCar/UNESP

A medição da tensão residual foi efetuada em 36 peças (do total de 108 ensaios realizados), sendo uma análise para cada condição ensaiada.

Ressalta-se que a fim de verificar a geração de tensões dentro do processo de confecção das peças a serem retificadas, mediu-se também uma peça apenas torneada e outra após a realização do processo de têmpera e revenimento.

Os resultados referentes a esta variável de saída são apresentados no capítulo 4 desta Tese.

3.7.5 Análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura

Com a Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV), foi possível visualizar as microestruturas apresentadas na região localizada abaixo da superfície retificada de cada corpo de prova.

O microscópio eletrônico de varredura é um equipamento altamente versátil, podendo realizar análises de diversos tipos, sendo empregado para o estudo de elementos microestruturais, como precipitados, fases, defeitos etc.

3.7.5.1 Preparação das amostras para realização da MEV

Para se efetuar a Microscopia Eletrônica de Varredura, também houve a necessidade de se realizar o corte das amostras para que as mesmas pudessem ser analisadas.

Estas amostras foram cortadas com o mesmo disco de corte e máquina policorte utilizadas para confecção das amostras de tensão residual. Porém, os corpos de prova foram seccionados com aproximadamente um oitavo do diâmetro utilizado para os ensaios de desgaste, devido ao fato que estas amostras foram posteriormente embutidas na resina.

Ressalta-se que a peça foi preparada para que a MEV fosse realizada nas camadas de material localizadas abaixo da superfície retificada no diâmetro externo das mesmas.

O embutimento das peças ocorreu, pois um dos pré-requisitos para a realização da MEV abaixo da superfície retificada era de que as peças fossem lixadas, polidas e atacadas quimicamente. Desta forma, lixou-se as amostras empregando-se lixas d'água com as seguintes granulometrias: 120, 220, 320, 400, 600, 1200 e 1400. Depois de lixadas as peças embutidas foram polidas numa máquina politriz utilizando-se alumina para polimento metalográfico com elevado grau de pureza (99,99%), com os seguintes tamanhos de partículas: 1 μm , 0,3 μm e 0,05 μm .

Por fim, fez o ataque químico nas amostras, com Nital na concentração 1% (1ml de ácido nítrico e 99 ml de álcool etílico), durante 30 segundos. Somente depois as peças foram encaminhadas para a medição desta variável de saída.

3.7.5.2 Realização da MEV

A MEV também foi realizada no CCDM (Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais) UFSCar/UNESP, em São Carlos. Foram realizadas ampliações de 2.500 e 5.000 vezes em cada amostra, e a ampliação que melhor reproduziu as características estruturais das peças foi a de 5.000 vezes.

O microscópio eletrônico de varredura utilizado foi um microscópio da marca LEICA, modelo Stereoscan 440, utilizando-se a técnica dos elétrons espalhados, que permite a visualização com maior facilidade do relevo das estruturas na superfície analisada. A Figura 3.28 apresenta o microscópio utilizado nos ensaios.

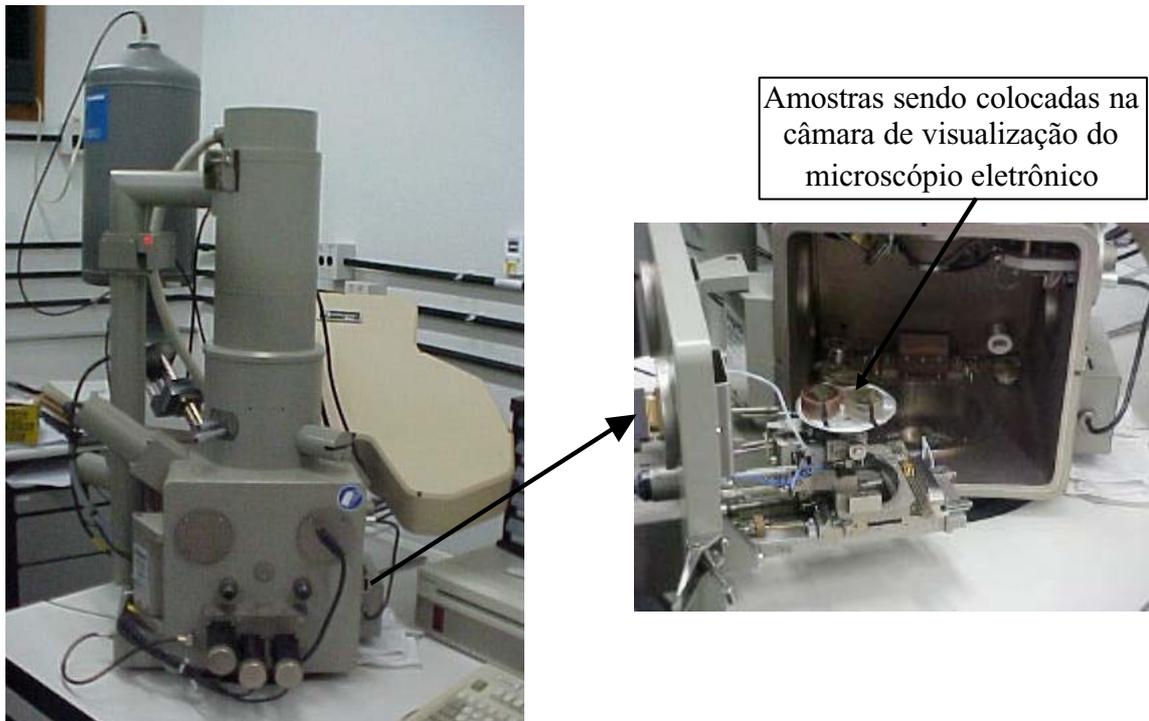


Figura 3.28 – Microscópio eletrônico de varredura da marca LEICA modelo Stereoscan 440 do CCDM (Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais) UFSCar/UNESP

A análise da microscopia eletrônica de varredura foi efetuada em 36 peças (do total de 108 ensaios realizados), sendo uma análise para cada condição ensaiada. Os resultados estão dispostos no capítulo 4.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são expostos os resultados obtidos para todas as variáveis de saída analisadas nesta pesquisa.

Ressalta-se que para as variáveis analisadas, mediante a construção de gráficos de barra, calculou-se os respectivos desvios padrões, os quais foram plotados juntamente com os valores médios reais das três repetibilidades executadas. A única exceção foi para a tensão residual, pois para esta variável, devido ao elevado custo financeiro, mediu-se apenas uma peça para cada condição ensaiada, impossibilitando o cálculo do desvio padrão.

Observa-se que os valores das pressões, vazões e velocidades de saída do fluido de corte utilizados durante os ensaios estão dispostos na Tabela 3.2, apresentada no capítulo 3.

4.1 FORÇA TANGENCIAL DE CORTE E ENERGIA ESPECÍFICA DE RETIFICAÇÃO

Neste item são apresentados os resultados das forças tangenciais de corte (N) e das energias específicas de retificação (J/mm^3) em função do número de ciclos de retificação, variando-se os tipos de rebolos, fluidos, sistemas de aplicação e velocidades de saída do fluido de corte.

4.1.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação

Nas Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4 demonstra-se a influência das diferentes velocidades de saída do fluido de corte (V_j) e do tipo de lubri-refrigeração (convencional, otimizada com e sem o uso de defletores) nas forças tangenciais de corte, mediante a variação dos tipos de fluidos (fluido sintético e óleo emulsionável) e rebolos (CBN e Al_2O_3).

As Figuras 4.1 e 4.2 apresentam os valores das forças tangenciais de corte obtidos mediante a utilização de um fluido sintético e rebolos de CBN e Al_2O_3 , respectivamente. Já para a confecção das Figuras 4.3 e 4.4 utilizou-se os mesmos rebolos, porém com a aplicação de um óleo emulsionável como fluido de corte.

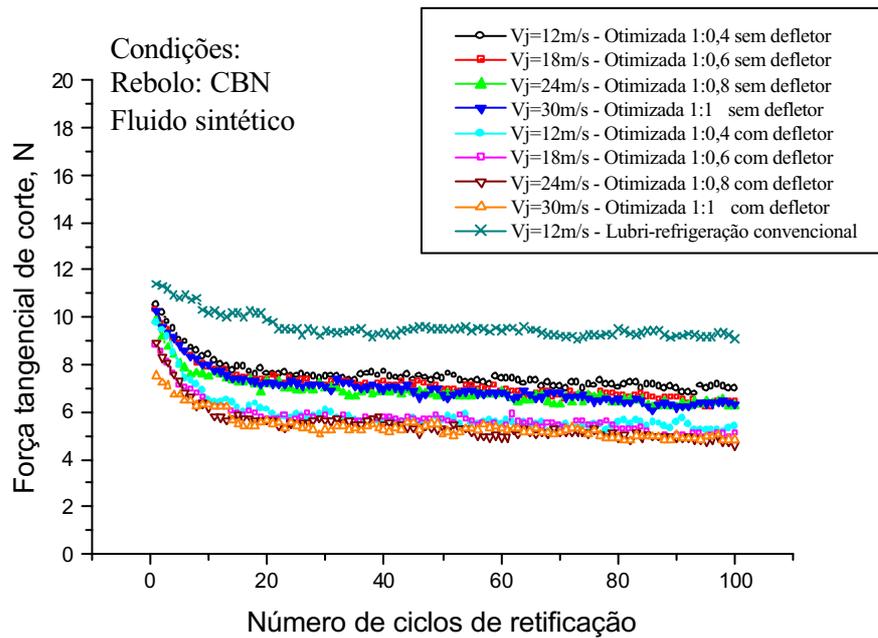


Figura 4.1 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético

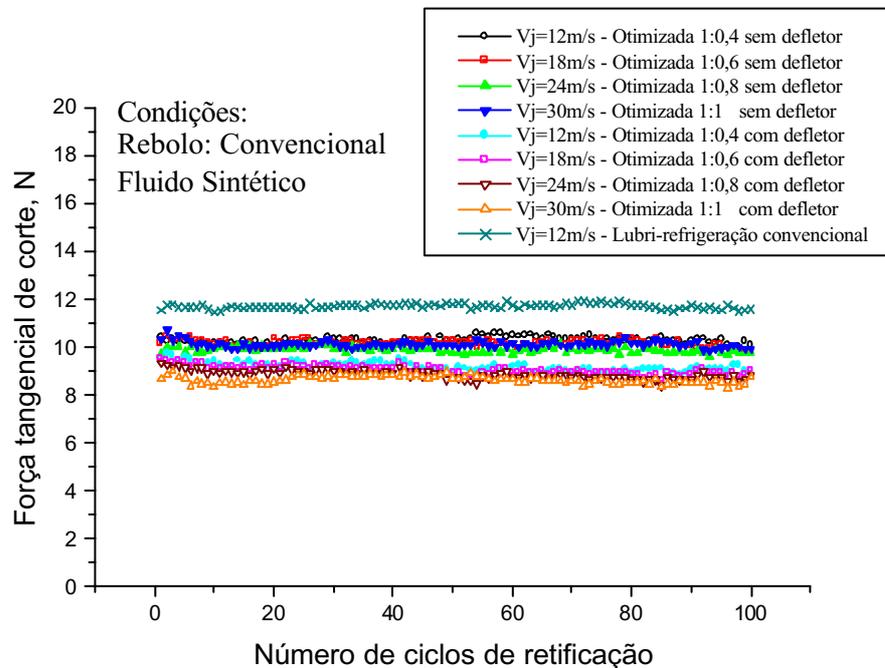


Figura 4.2 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético

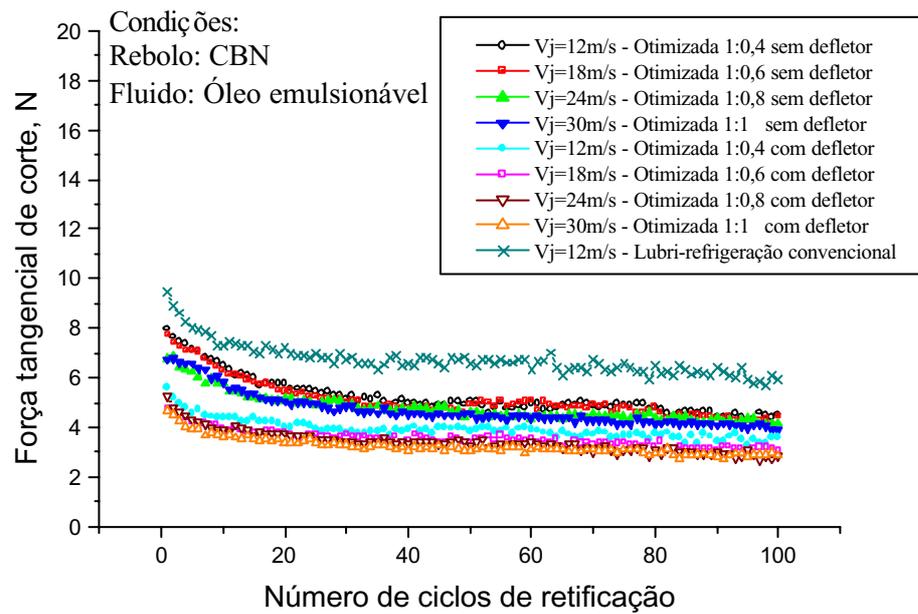


Figura 4.3 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável

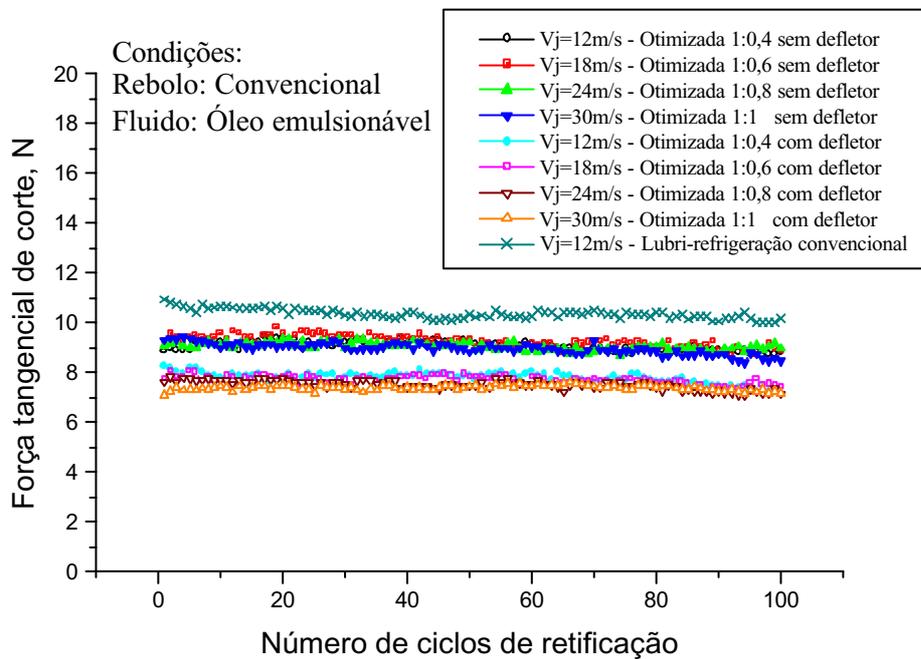


Figura 4.4 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nas forças tangenciais de corte mediante utilização do rebolo de Al₂O₃ com óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4 pode-se notar a influência positiva gerada pela utilização do sistema de defletores (os quais têm a função de eliminar a camada de ar gerada ao redor do rebolo, a qual impede que o fluido de corte entre com melhor eficiência na interface peça-rebolo), durante o processo de retificação ao longo dos 100 ciclos de retificação. Percebe-se que os valores das forças tangenciais de corte são em média 20% menores quando o sistema de defletores aerodinâmicos é aplicado na condição otimizada, em comparação à mesma lubri-refrigeração sem este dispositivo. Pode-se notar ainda que o processo de aplicação otimizada reduziu em aproximadamente 34% (com o uso de defletores) e em 22% (sem defletores) as forças tangenciais de corte, perante a utilização da condição de lubri-refrigeração convencional (alta vazão e baixa pressão), demonstrando também a eficiência do bocal otimizado de formato arredondado de 4 mm de diâmetro empregado nesta pesquisa.

Em relação as diferentes velocidades de aplicação do fluido de corte utilizadas, verifica-se que existe uma certa tendência das maiores velocidades de saída do fluido proporcionarem menores forças tangenciais de corte, porém a diferença existente entre as quatro relações de velocidades utilizadas $V_j = 12$ m/s ($Q = 9,1$ l/min), $V_j = 18$ m/s ($Q = 13,6$ l/min), $V_j = 24$ m/s ($Q = 18,1$ l/min) e $V_j = 30$ m/s ($Q = 22,6$ l/min), dentro de um mesmo tipo de lubri-refrigeração, foi insignificante, visto que não se ultrapassou a magnitude de 1,5 N. Esta tendência pode ser explicada, pois quanto maior a velocidade de aplicação do fluido de corte, mais se aproximava da relação unitária proposta por Webster (1995, 1999), representada nesta pesquisa pela velocidade periférica do rebolo e de aplicação do fluido de 30 m/s. Segundo Webster (1995) ao se atingir esta relação o fluido de corte vence a barreira de ar que fica em torno do rebolo e atinge com maior eficiência a interface peça-rebolo, realizando uma melhor lubrificação e refrigeração da peça, e conseqüentemente reduzindo as forças tangenciais de corte.

Ressalta-se que as observações feitas para as diferentes velocidades de aplicação do fluido de corte e tipos de lubri-refrigeração empregados no processo são válidas para ambos fluidos e rebolos utilizados.

Nas Figuras 4.5, 4.6, 4.7 a 4.8 são apresentados os valores das energias específicas de retificação, os quais foram calculados utilizando-se a Equação 2.5.

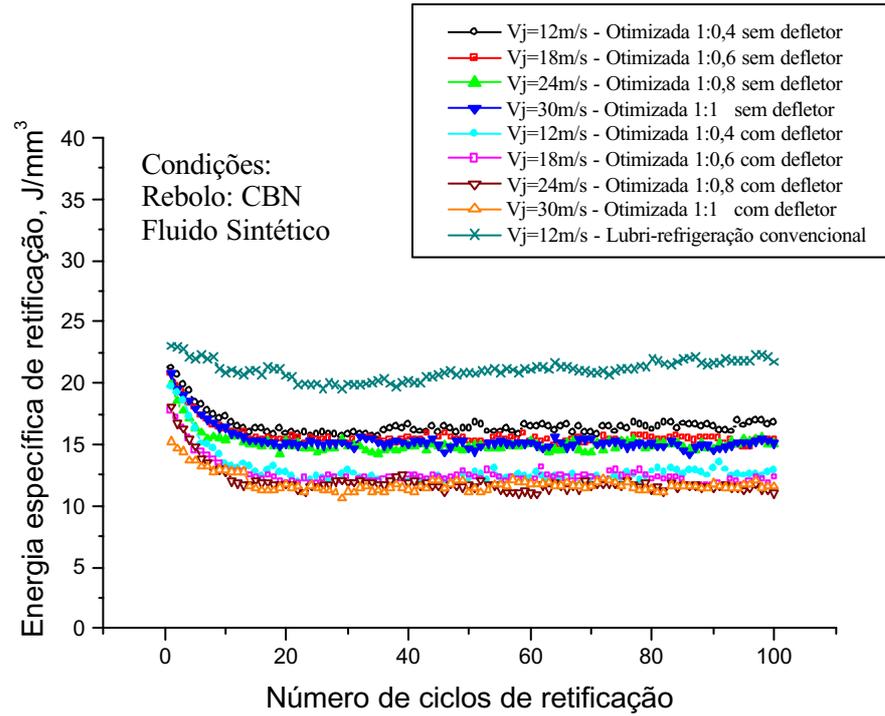


Figura 4.5 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica de retificação mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético

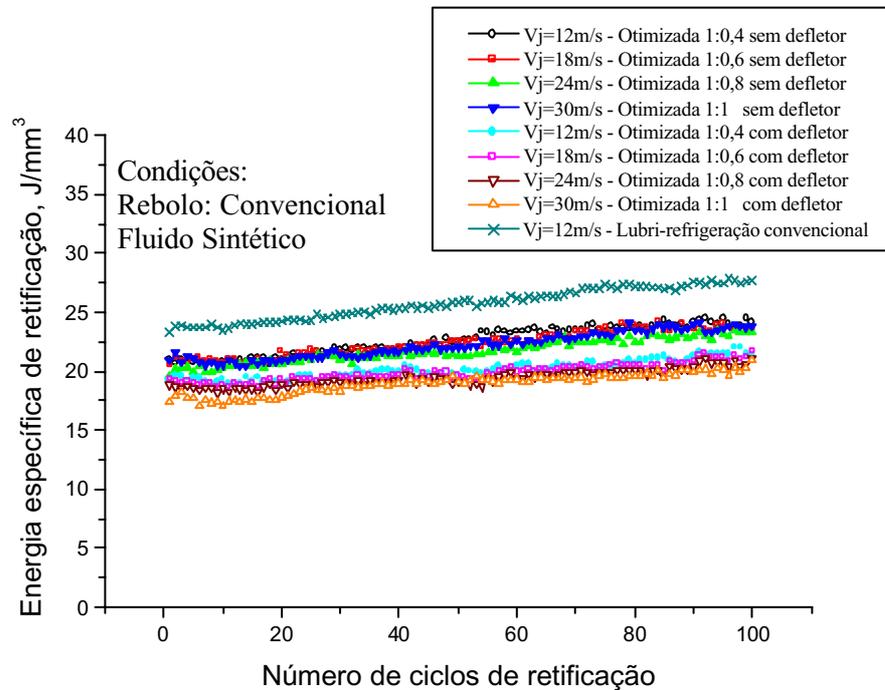


Figura 4.6 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica de retificação mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético

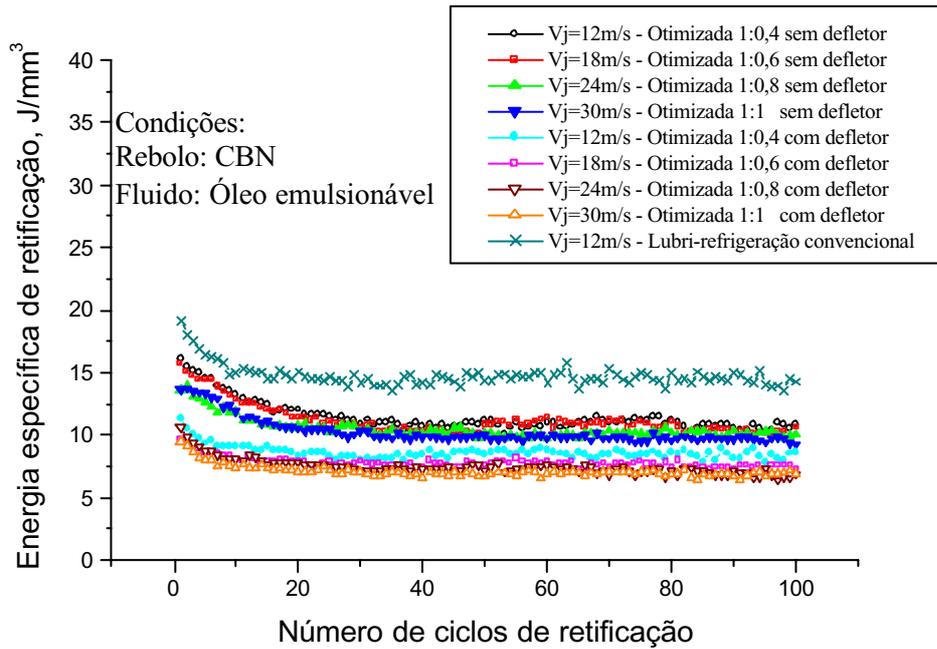


Figura 4.7 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável

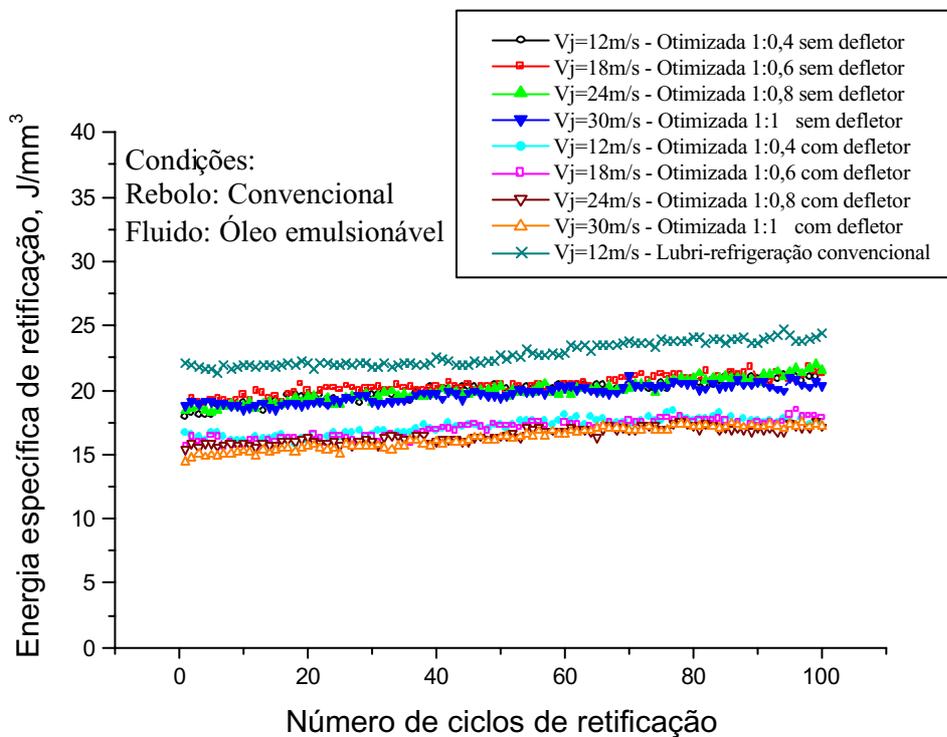


Figura 4.8 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na energia específica mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8 têm-se que o comportamento da energia específica de retificação foi semelhante ao apresentado para a força tangencial de corte, porém as curvas desta variável de saída tendem a se elevar em função da redução do diâmetro do corpo de prova ao longo dos ensaios. Desta forma, as análises realizadas para as forças tangenciais de corte podem ser estendidas para esta variável de saída, pois os momentos de maiores e menores solicitações da ferramenta abrasiva para ambas as variáveis são iguais, conforme também observado por Silva et al. (1999). Assim, a mesma redução que se teve nas forças tangenciais de corte quando da aplicação dos dispositivos defletores no processo de lubri-refrigeração otimizada, ou seja, em média 20%, também pode ser aplicada a esta variável de saída.

Ressalta-se que a importância da energia específica de retificação é que a mesma leva em consideração, não só a força tangencial de corte, mas também a velocidade periférica instantânea da ferramenta abrasiva e o diâmetro real da peça, o qual se reduz ao longo dos ciclos de retificação.

É importante salientar que o comportamento da energia específica de retificação verificado neste trabalho foi na maioria das vezes inferior a faixa de cerca de 20 a 60 J/mm³, citada por Malkin (1989) como padrão para o processo de retificação de aços. A redução na energia específica frente aos valores médios propostos por este pesquisador, foi mais notada quando da aplicação da lubri-refrigeração otimizada, mostrando a eficiência dos métodos aplicados nesta pesquisa, como altas pressões de aplicação do fluido de corte, bocais arredondados especiais, entre outros. No caso da lubri-refrigeração convencional, o que manteve as energias específicas de retificação, às vezes, inferiores às observadas pelo pesquisador acima citado, foi possivelmente a elevada vazão utilizada, aliada a uma pressão relativamente alta, bem como a excelente qualidade dos fluidos de corte e rebolos empregados.

4.1.2 Influência do tipo de rebolo empregado nas forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de lubri-refrigeração

Neste item é analisada a influência do tipo de ferramenta abrasiva nos valores das forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação, perante a variação das velocidades de aplicação do fluido de corte, do tipo de lubri-refrigeração e fluidos de corte.

Nas Figuras 4.9, 4.10, 4.11 e 4.12 apresenta-se a influência dos tipos de rebolos utilizados durante os ensaios (CBN e Al_2O_3) mediante a variação das velocidades de aplicação dos fluidos de corte no processo, do tipo de fluido (fluido sintético e óleo emulsionável) e do tipo de lubri-refrigeração (convencional, otimizada com e sem defletores) nas forças tangenciais de corte.

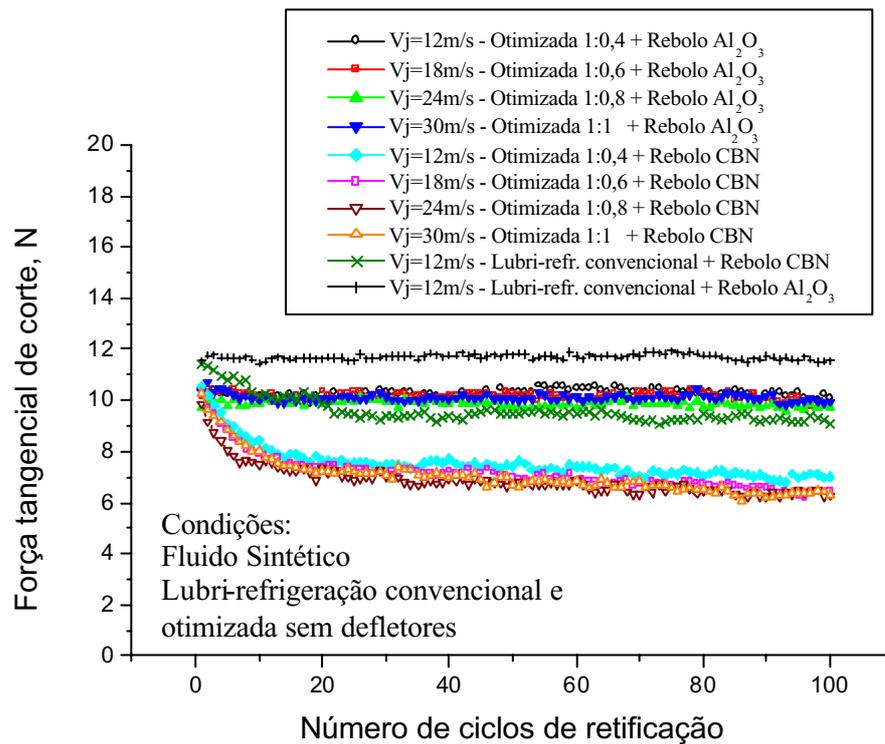


Figura 4.9 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada sem defletores utilizando fluido sintético

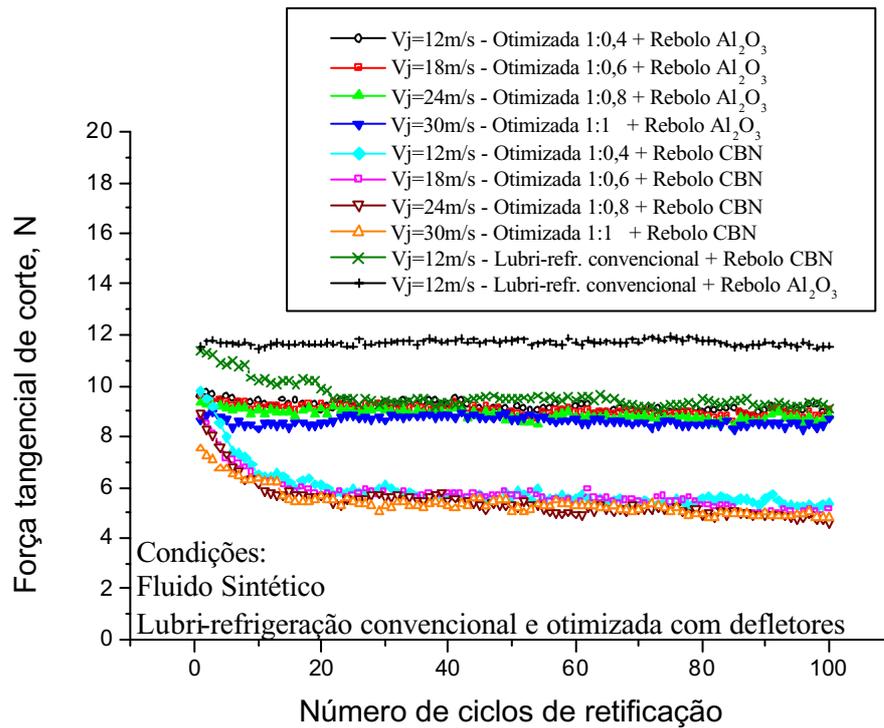


Figura 4.10 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada com defletores utilizando fluido sintético

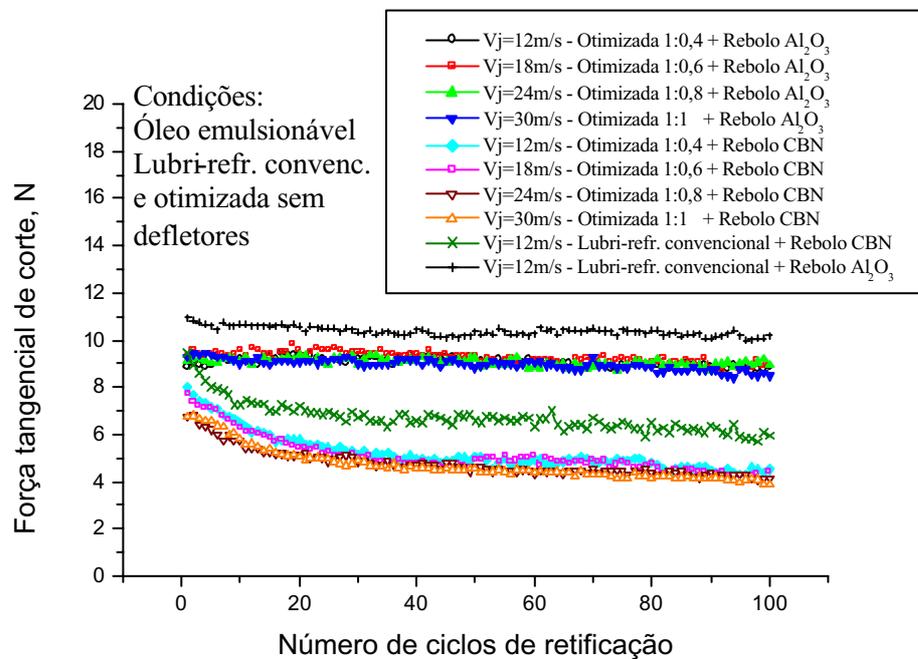


Figura 4.11 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada sem defletores utilizando óleo emulsionável

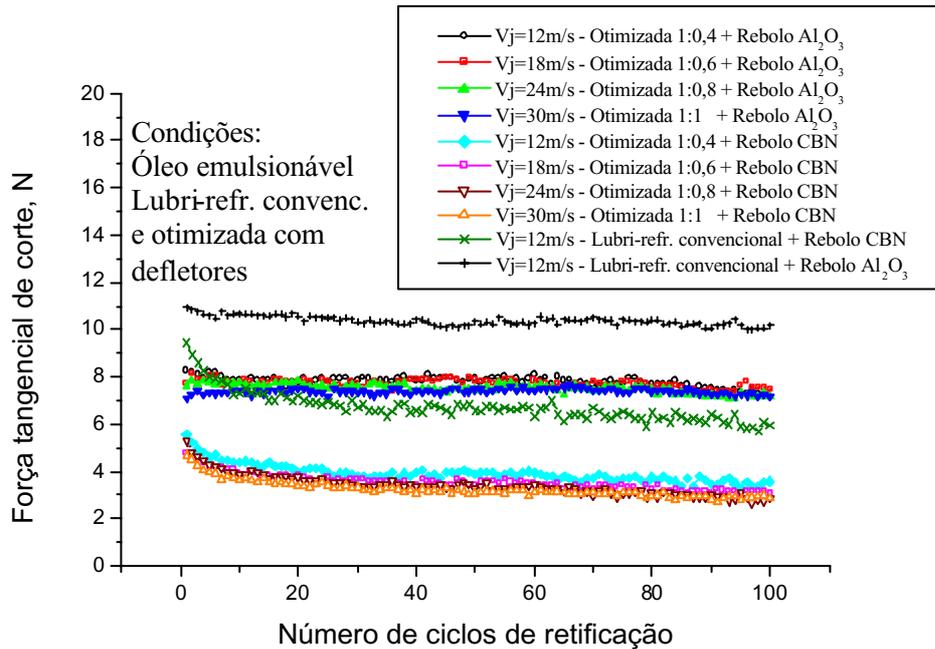


Figura 4.12 – Influência do tipo de rebolo na força tangencial de corte, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e outra otimizada com defletores utilizando óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.9, 4.10, 4.11 e 4.12 têm-se que para todas as condições de lubri-refrigeração (otimizada com e sem defletores e convencional), os menores valores de força tangencial de corte foram obtidos para o rebolo de CBN. Este comportamento foi independente do tipo de fluido de corte aplicado, bem como, da velocidade de saída do mesmo utilizada.

As menores forças tangenciais de corte obtidas para o rebolo de CBN, deve-se a menor energia gasta para a retificação com estes, devido a maior dureza de seus grãos (dureza *Knoop* do grão de CBN é de 4.500 kgf/mm^2 e do grão de Al_2O_3 é de 2.500 kgf/mm^2) (STEMMER, 1992; SCHUITEK et al., 2001). Esta dureza elevada mantém a capacidade de corte deste rebolo durante maiores tempos de usinagem, diminuindo o desgaste dos grãos abrasivos, e reduzindo as parcelas de energia relativas a deformação plástica (*plowing*) (u_{pl}) e ao deslizamento de grãos cegos (u_{sl}).

Analisando-se as curvas obtidas para o rebolo de CBN, nota-se que as forças tangenciais de corte para este ao longo dos ciclos de retificação tiveram uma tendência em decair. Isto pode ser explicado em função da diminuição da espessura equivalente de corte h_{eq} (vide equação 2.3), que ocorre pela redução substancial do diâmetro do corpo de prova, no decorrer

dos ensaios, e pela manutenção da capacidade de corte proporcionada por este tipo de ferramenta abrasiva.

No caso das forças tangenciais de corte observadas para o rebolo convencional de Al_2O_3 , têm-se que a diminuição da espessura equivalente de corte $h_{e,q}$, não ocasionou a redução das forças tangenciais de corte, devido à perda da capacidade de corte do rebolo convencional. Isto acabou fazendo com que as forças nos ensaios que se utilizaram deste tipo de ferramenta abrasiva fossem praticamente constantes ao longo dos ciclos de retificação.

A influência da alteração da espessura equivalente de corte na força tangencial de corte também foi observada por Malkin (1989) e Bianchi et al. (2001). O comportamento deste parâmetro de corte nesta pesquisa foi semelhante ao citado por Diniz et al. (2000), pois a redução da espessura equivalente de corte diminuiu as forças tangenciais de corte (para o rebolo de CBN) e rugosidades conforme observado por estes pesquisadores.

Ressalta-se que as maiores inclinações (reduções) observadas, no início dos ciclos de retificação, nas curvas das forças tangenciais de corte obtidas para o rebolo de CBN, deve-se ao efeito do processo de dressagem na topografia deste rebolo. Como a dressagem foi realizada de forma lenta e gradual, a superfície no topo dos grãos abrasivos apresentou áreas maiores de contato, o que acarretou na geração inicial de maiores forças tangenciais de corte. No decorrer dos ciclos iniciais, a redução desta força foi mais acentuada, pois com o início do processo de retificação, foram surgindo no rebolo de CBN novas arestas de corte nos topos dos seus grãos abrasivos, devido aos próprios esforços de usinagem. Contudo, este processo de renovação das arestas de corte dos grãos, reduz sua intensidade com o passar dos ciclos, tornando praticamente constante a geração de novas arestas de corte, fazendo com que desta forma as forças obtidas continuem a decair, porém com uma menor amplitude que nos ciclos de retificação iniciais.

Em relação à lubri-refrigeração otimizada, pode-se afirmar que esta proporcionou uma redução de aproximadamente 34% (para o fluido sintético) e 53% (para o óleo emulsionável) quando se empregou o rebolo de CBN em substituição ao de Al_2O_3 , porcentagens estas levantadas após a realização do 20º ciclo de retificação, a partir do qual teve-se a estabilização das forças tangenciais de corte adquiridas para o rebolo de CBN. Observa-se que na lubri-refrigeração convencional, as forças tangenciais de corte foram reduzidas no geral em média 17% (para o fluido sintético) e 36% (para o óleo emulsionável) quando se utilizou o rebolo superabrasivo de CBN.

As energias específicas de retificação em função do tipo de rebolo empregado são apresentadas nas Figuras 4.13, 4.14, 4.15 e 4.16.

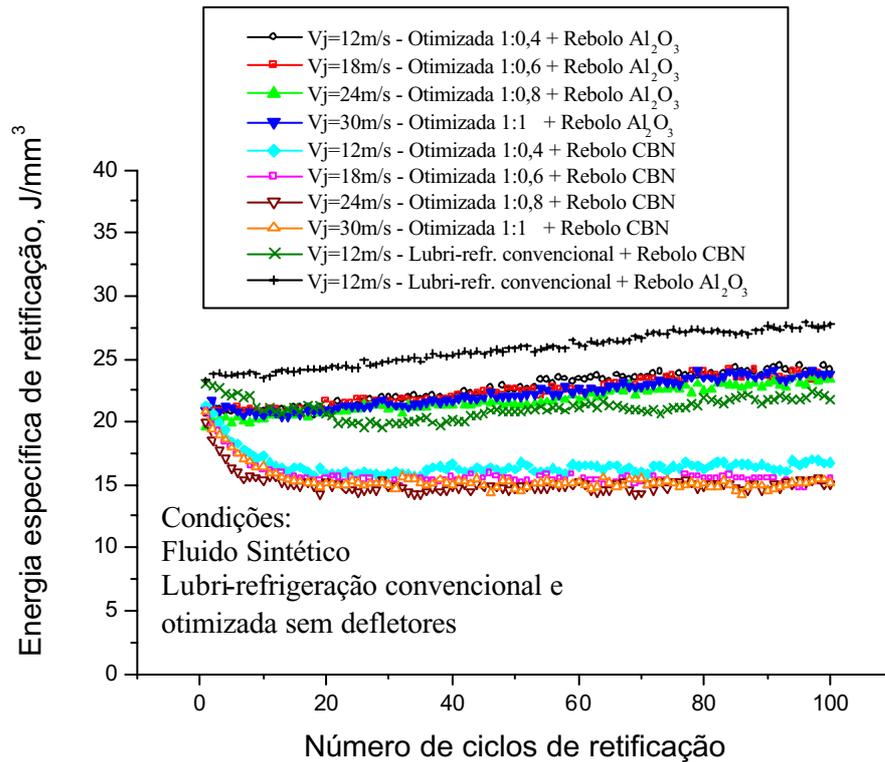


Figura 4.13 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores com fluido sintético

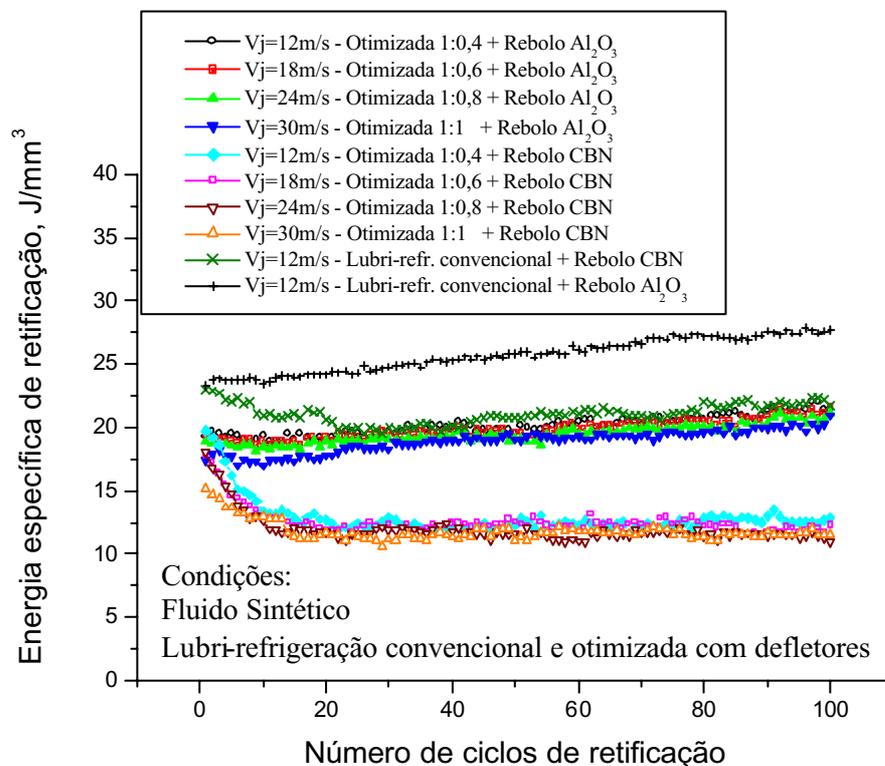


Figura 4.14 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada com defletores utilizando fluido sintético

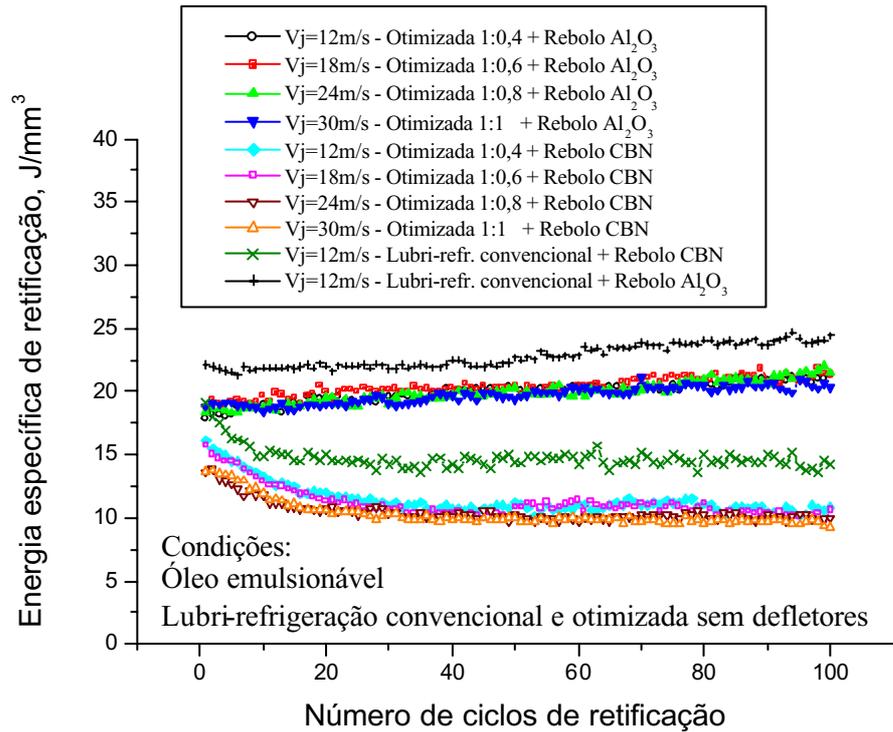


Figura 4.15 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada sem defletores com óleo emulsionável

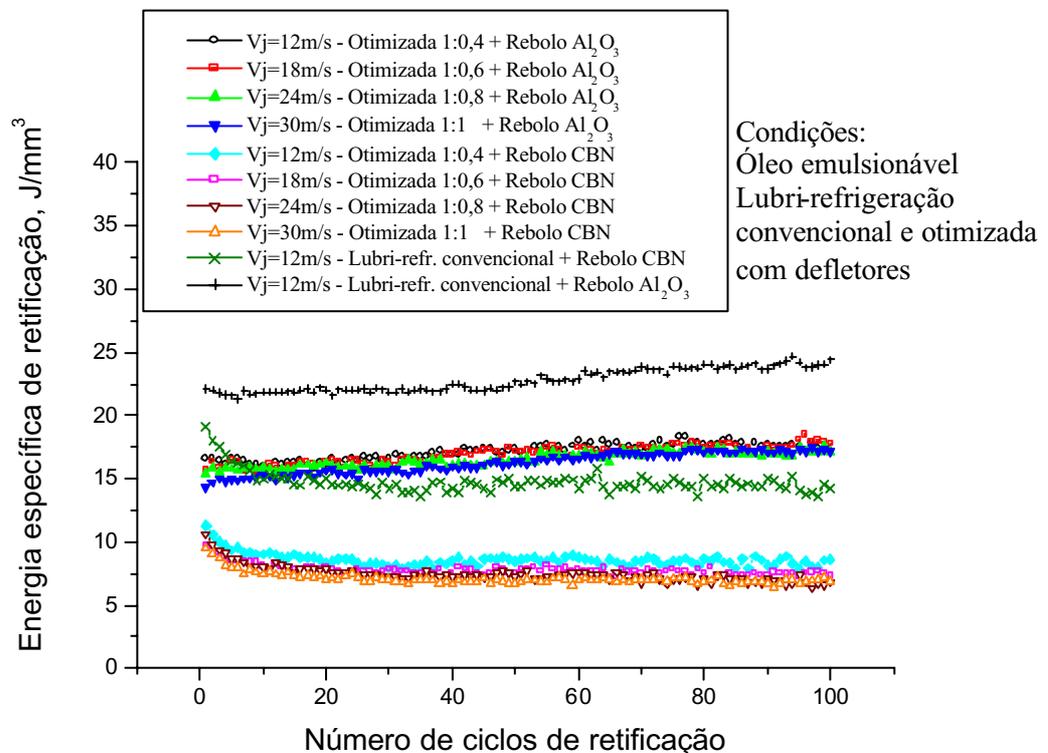


Figura 4.16 – Influência do tipo de rebolo na energia específica de retificação, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e otimizada com defletores usando óleo emulsionável

Ressalta-se que a análise realizada para as energias específicas de retificação é a mesma realizada para as forças tangenciais de corte, visto que o comportamento de ambas variáveis no decorrer do processo é bastante semelhante, ou seja, a grande diferença dos valores das energias específicas de retificação obtidos entre os dois rebolos, deve-se a diferença de dureza de seus grãos, que no caso do CBN por ser maior, desgasta-se menos e apresenta menores forças tangenciais de corte e, conseqüentemente, menores energias específicas de retificação.

4.1.3 Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte e energia específica de retificação para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.17, 4.18, 4.19 e 4.20 demonstra-se a influência do tipo de fluido de corte (fluido sintético e óleo emulsionável) nas forças tangenciais de corte obtidas durante o processo de retificação do aço VC 131, alternando-se os rebolos (CBN e Al_2O_3), o tipo de lubri-refrigeração (convencional e otimizada com e sem defletores) e as velocidades de aplicação do fluido no processo.

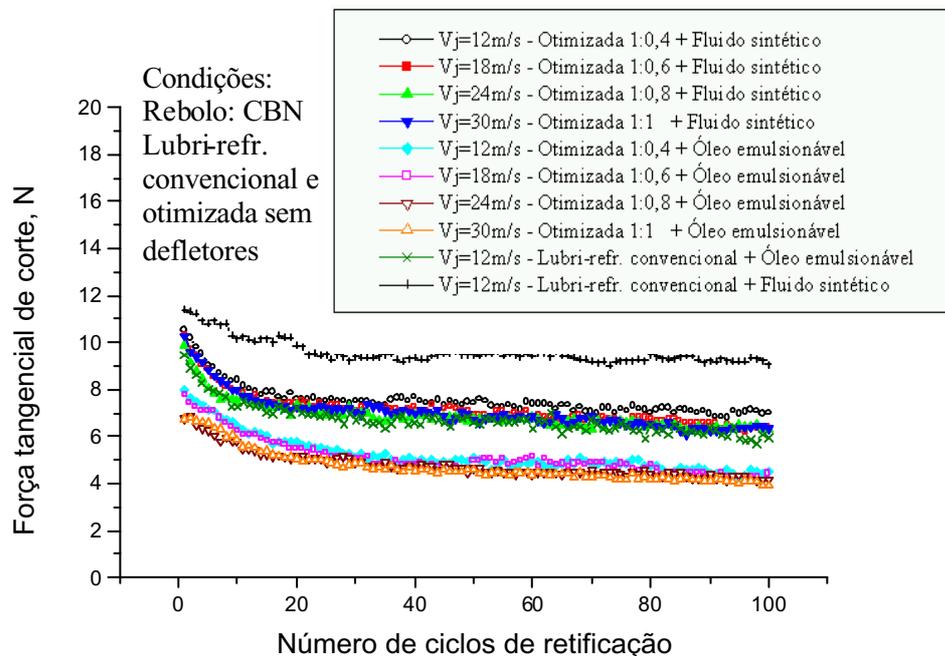


Figura 4.17 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

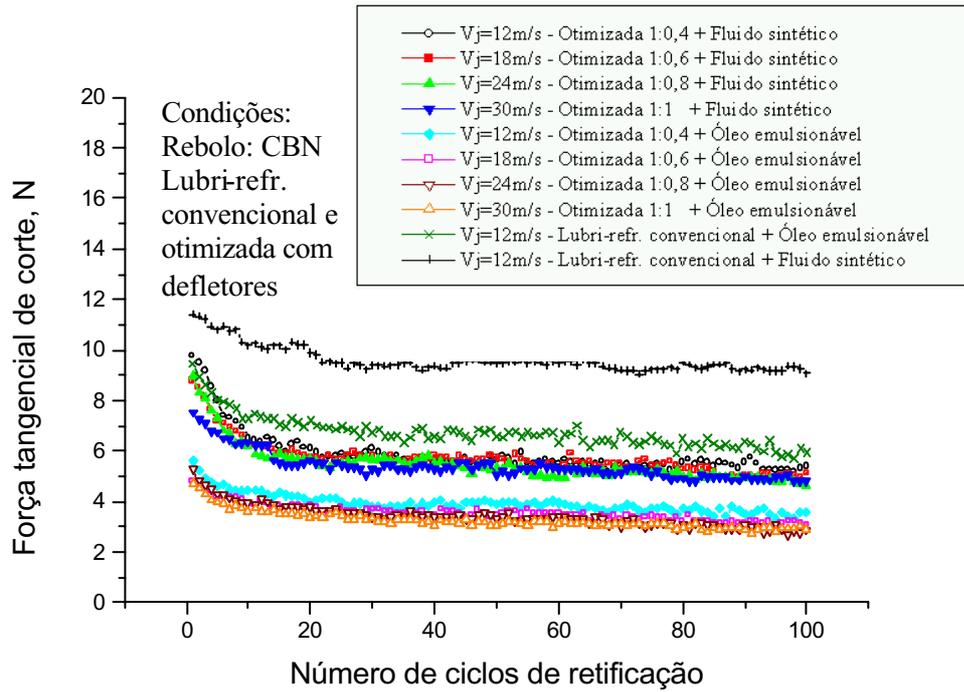


Figura 4.18 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

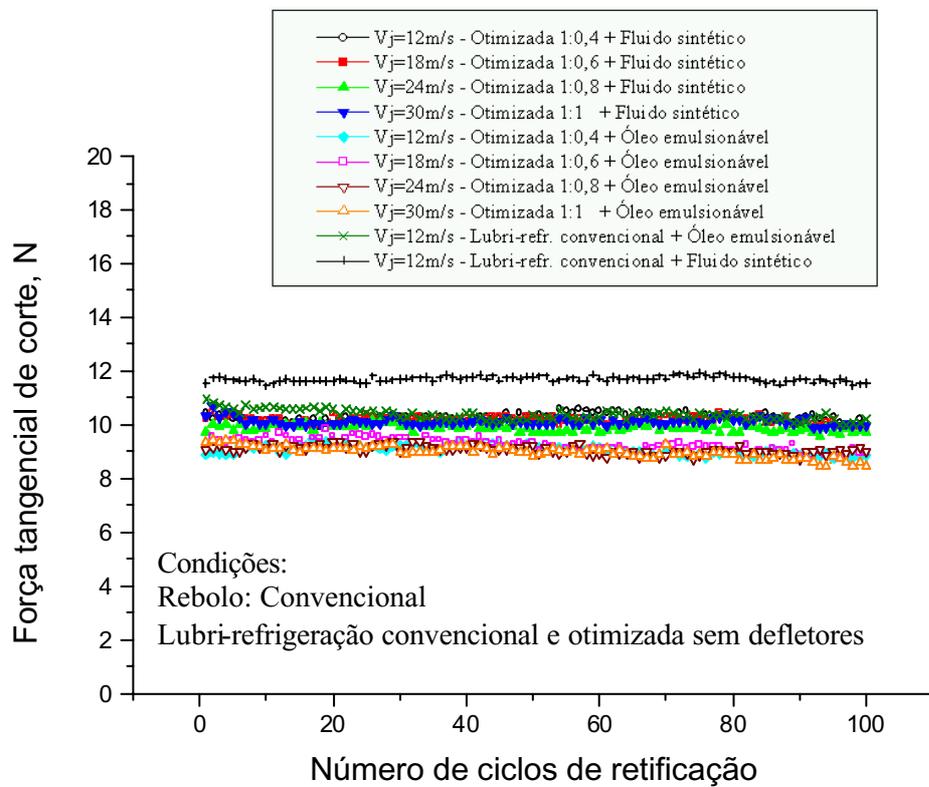


Figura 4.19 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

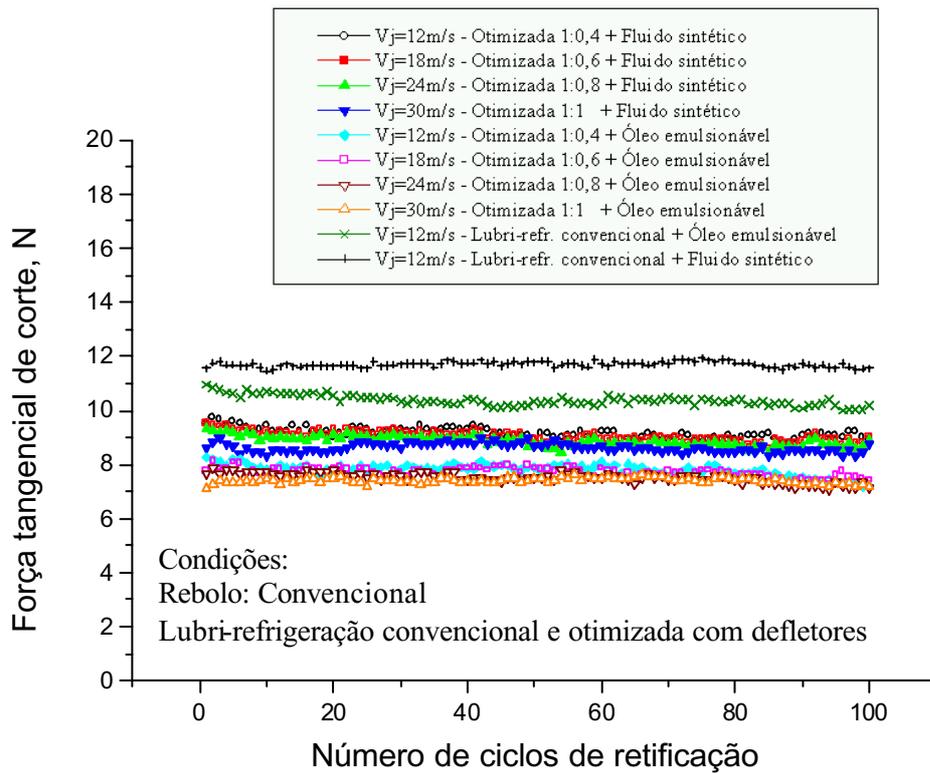


Figura 4.20 – Influência do tipo de fluido na força tangencial de corte para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

De acordo com as Figuras 4.17 a 4.20 verifica-se que em todos os casos analisados, ao se comparar os fluidos de corte, as menores forças tangenciais de corte foram obtidas para os ensaios realizados com o óleo emulsionável, independente do tipo de lubri-refrigeração e do rebolo empregado.

Deve-se salientar que tanto o fluido sintético como o óleo emulsionável foram preparados segundo recomendações dos fabricantes, com concentrações de 5% e 3,5% respectivamente.

Em relação à melhor eficiência do óleo emulsionável na redução das forças tangenciais de corte (com concentração inferior ao do fluido sintético), pode-se afirmar que ficou evidente seu alto poder lubrificante, conforme proposta do fabricante, o que foi de fundamental importância para lubrificação da região de corte, fazendo com que as forças tangenciais de corte fossem em média 10% (para o rebolo de Al_2O_3) e 20% (para o CBN) inferiores àquelas apresentadas para o fluido sintético.

Os menores valores para as forças tangenciais de corte obtidos para o óleo emulsionável podem ser explicados pela maior capacidade lubrificante deste fluido quando comparado ao

fluido sintético. Assim, o óleo emulsionável não só manteve o rebolo afiado por mais tempo, inibindo o desgaste prematuro dos grãos abrasivos, como também desde o primeiro ciclo de retificação proporcionou os menores valores de força tangencial de corte, quando comparados aos obtidos para o fluido sintético. Desta forma, o óleo emulsionável permitiu um corte mais suave, reduzindo a energia a ser dissipada, pois o corte foi favorecido (HITCHINER, 1990).

Nas Figuras 4.21, 4.22, 4.23 e 4.24 demonstra-se a influência do tipo de fluido de corte (fluido sintético e óleo emulsionável) na energia específica adquirida durante o processo de retificação.

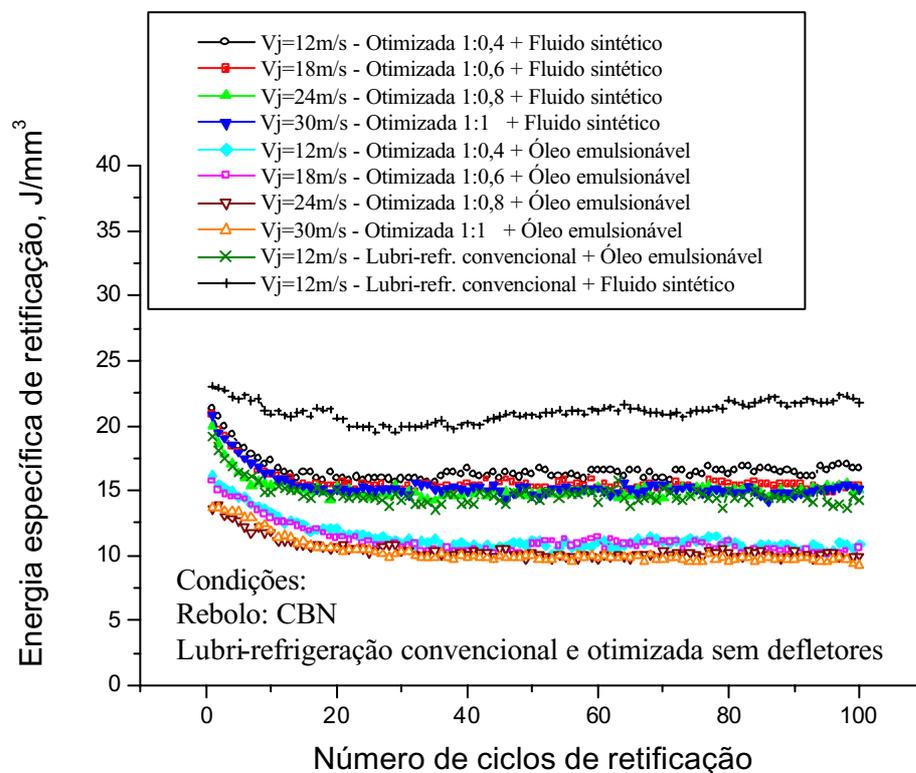


Figura 4.21 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

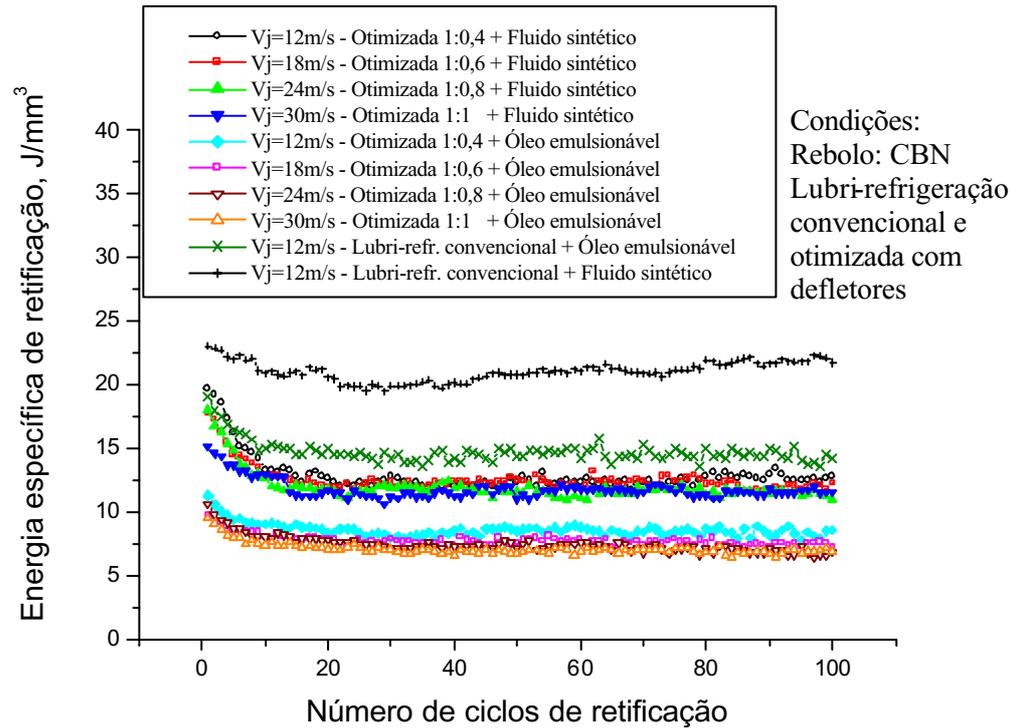


Figura 4.22 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de CBN, uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

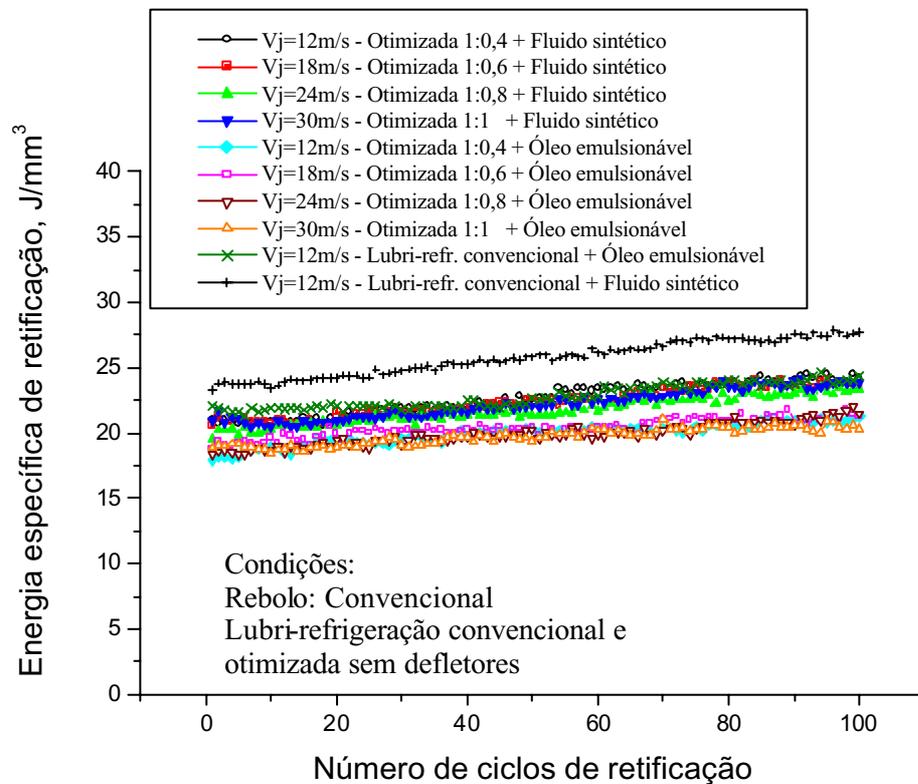


Figura 4.23 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

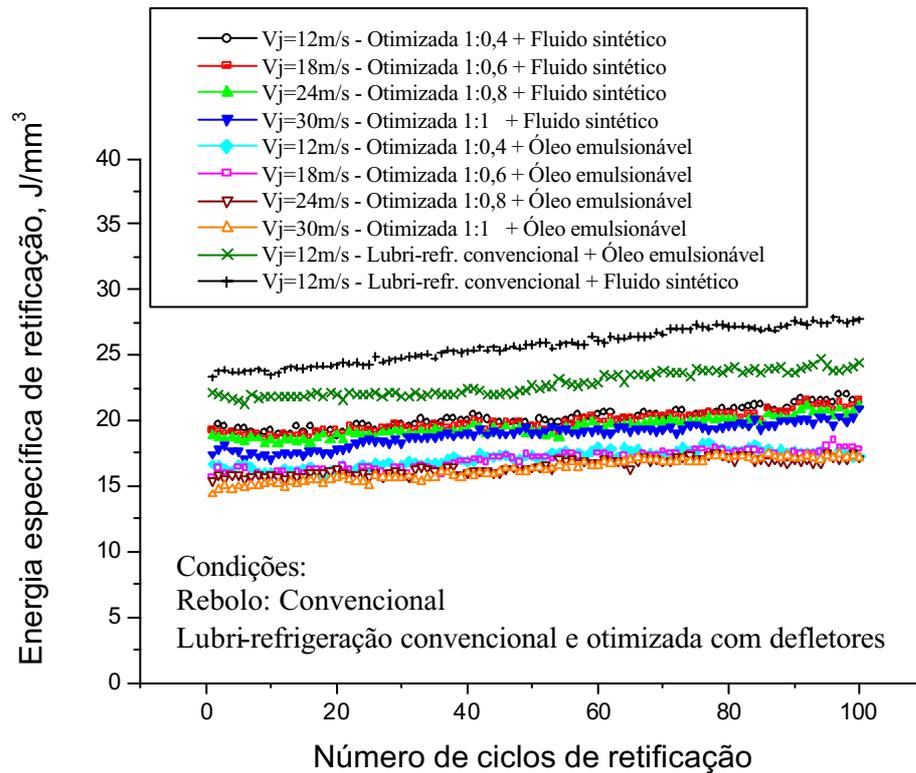


Figura 4.24 – Influência do tipo de fluido na energia específica de retificação para o rebolo de Al_2O_3 , uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

Salienta-se que também na análise da influência do tipo de fluido de corte, as considerações a serem feitas para os valores das energias específicas de retificação são as mesmas que já foram realizadas para as forças tangenciais de corte, visto que o comportamento, mais uma vez, entre as duas variáveis é proporcional e semelhante em todas as condições ensaiadas, ou seja, o óleo emulsionável comportou-se melhor devido a seu maior poder lubrificante.

4.2 EMISSÃO ACÚSTICA

Os resultados de emissão acústica (RMS) estão expressos em Volts (V) e são apresentados em função do número de ciclos de retificação, variando-se os tipos de rebolos, fluidos, sistemas de lubri-refrigeração e velocidades de aplicação do fluido de corte na interface peça-rebolo.

4.2.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica

A influência da velocidade de aplicação do fluido e do tipo de lubri-refrigeração na EA (RMS) dos ensaios está representada nas Figuras 4.25, 4.26, 4.27 e 4.28, mediante a utilização de um fluido sintético, um óleo emulsionável e rebolos de CBN e Al_2O_3 .

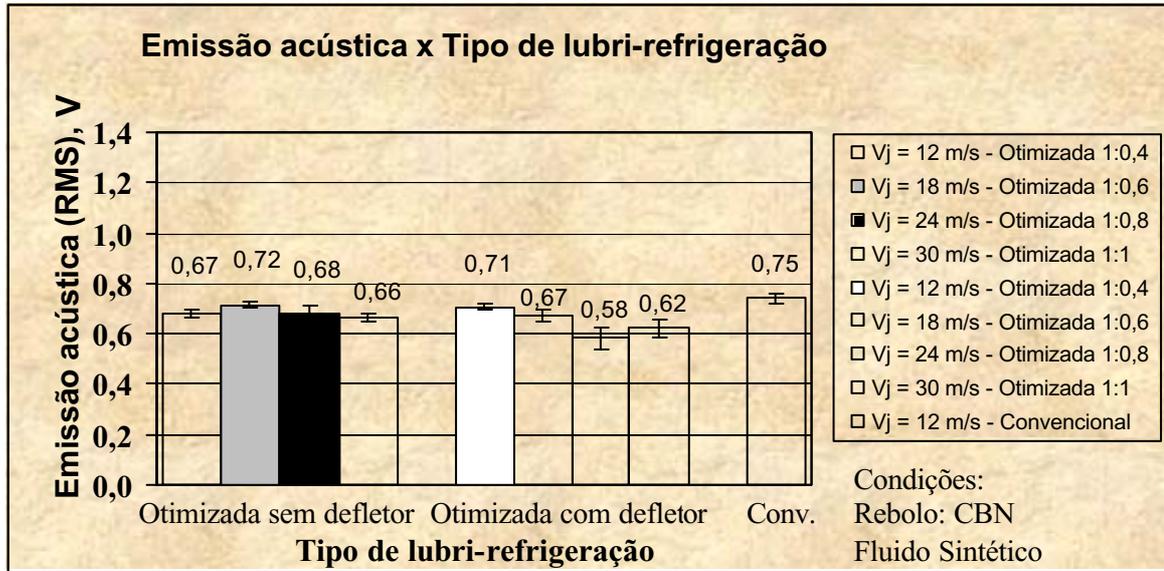


Figura 4.25 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético

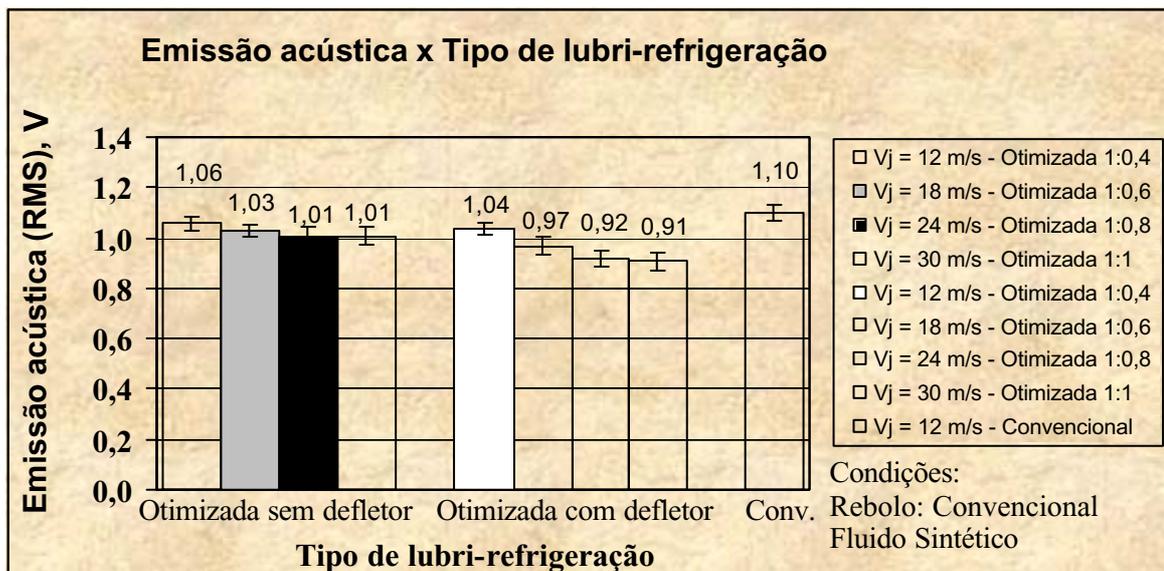


Figura 4.26 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético

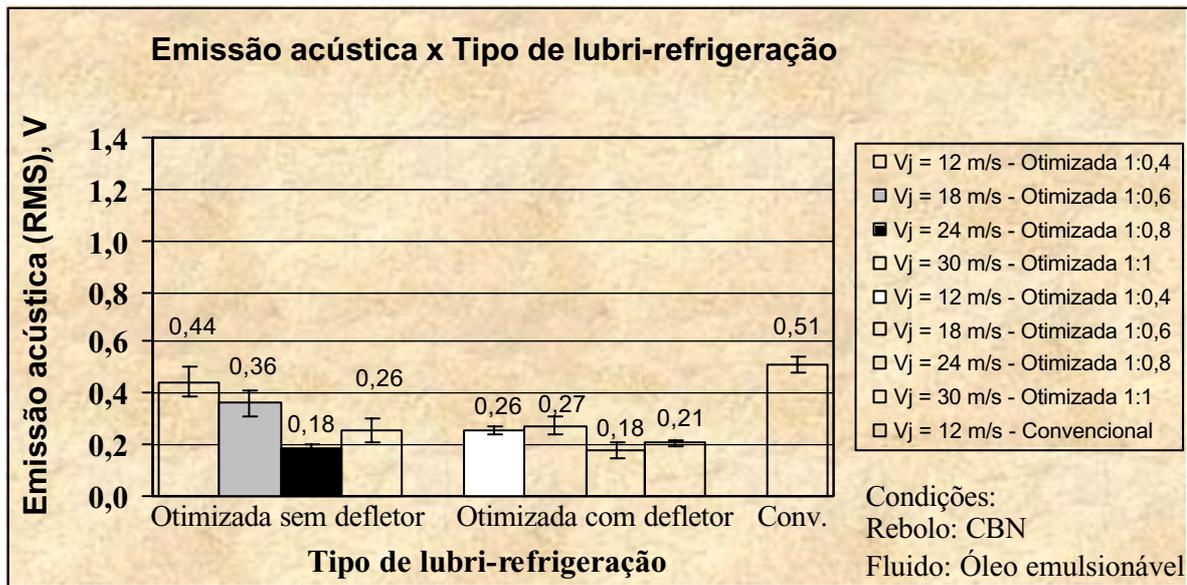


Figura 4.27 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável

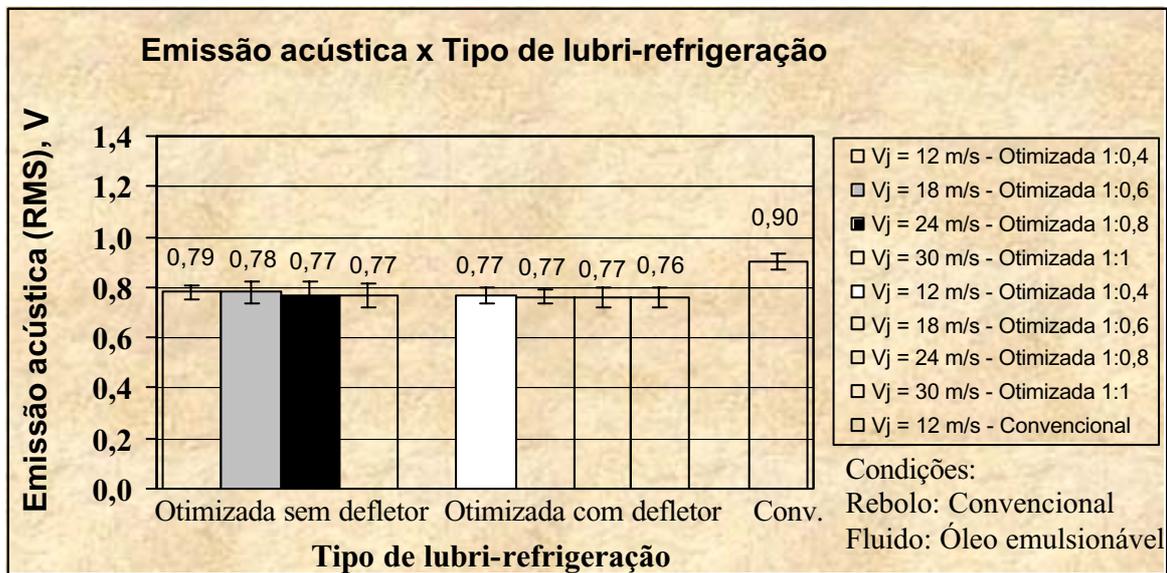


Figura 4.28 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na emissão acústica (RMS) mediante utilização do rebolo de Al₂O₃ com óleo emulsionável

Em relação ao tipo de lubri-refrigeração utilizada no processo, a otimizada com defletores foi a que apresentou no geral os menores valores de EA. A utilização de defletores

reduziu em média 6% (para o fluido sintético) e 14% (para o óleo emulsionável) os valores de emissão acústica para ambos os rebolos testados, frente aos ensaios realizados sem o sistema de defletores aerodinâmicos. Comparando-se a lubri-refrigeração otimizada (com e sem o sistema defletores) com a convencional, tem-se que para este primeiro sistema, os valores de emissão acústica puderam ser reduzidos cerca de 10% (fluido sintético) e 31% (óleo emulsionável), média encontrada para as duas ferramentas abrasivas.

Demonstra-se, portanto que para este tipo de lubri-refrigeração otimizada, principalmente com o emprego do sistema de defletores, as emissões acústicas puderam ser amenizadas, devido à aplicação do fluido de corte neste método ser mais eficiente, facilitando a entrada do fluido na região de corte.

Já a variação da velocidade de aplicação do fluido de corte mostrou que de uma forma geral, as menores emissões acústicas foram obtidas para as velocidades de saída do fluido de 30 m/s e 24 m/s (relações otimizadas 1:1 e 1:0,8), visto que com a utilização destas velocidades o fluido adentrou de uma forma mais eficiente na região de corte, facilitando o arrancamento do cavaco. Porém, cabe ressaltar que as diferenças percentuais existentes entre os valores de emissões acústicas adquiridos para todas as relações de velocidade utilizadas foram reduzidas, em especial para o rebolo convencional e óleo emulsionável, conforme Figura 4.28.

Observa-se que em relação à variação das velocidades de aplicação do fluido de corte (30 m/s, 24 m/s, 18 m/s e 12 m/s), as menores velocidades proporcionaram uma tendência de apresentarem as maiores forças tangenciais de corte e, por conseqüência, os maiores valores de emissões acústicas. Fato este que também foi verificado nas pesquisas de Silva et al. (1999) e Westkamper (1993) apud Junior (1996).

Nota-se ainda a relação existente entre a energia específica de retificação apresentada no item 4.1.1 e os valores de emissão acústica, conforme proposto por Inasaki (1990), uma vez que ambas variáveis tiveram a tendência de serem minimizadas com o aumento das velocidades de aplicação do fluido de corte, com exceção das velocidades de saída do fluido de corte de 30 m/s e 24 m/s, que apresentaram valores próximos.

4.2.2 Influência do tipo de rebolo empregado na EA variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de lubri-refrigeração

Neste item analisa-se a influência do tipo de rebolo nos valores de emissão acústica, diante da variação das velocidades de aplicação do fluido de corte, do tipo de lubri-refrigeração e do fluido de corte.

As Figuras 4.29 e 4.30 apresentam as comparações entre as emissões acústicas fornecidas pelos rebolos de CBN e Al_2O_3 tendo-se fixo o fluido sintético como fluido de corte, sendo que a lubri-refrigeração otimizada no primeiro gráfico foi realizada sem o uso de defletores e no segundo com a utilização dos mesmos. Já nas Figuras 4.31 e 4.32 o fluido de corte usado foi o óleo emulsionável, sendo a lubri-refrigeração otimizada realizada sem e com o uso de defletores respectivamente.



Figura 4.29 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores utilizando fluido sintético

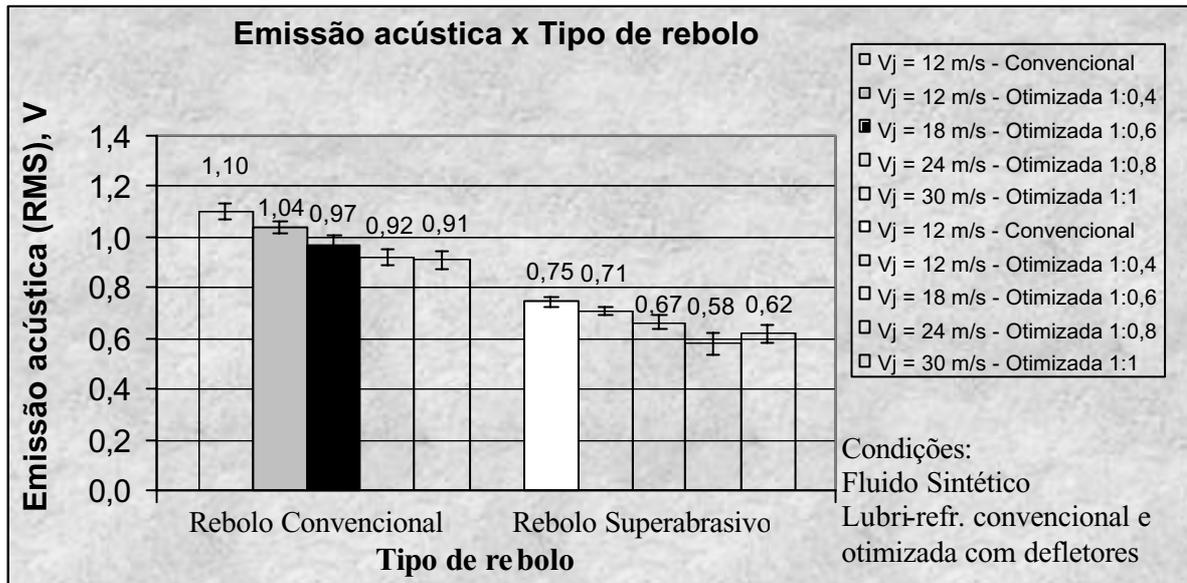


Figura 4.30 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando fluido sintético

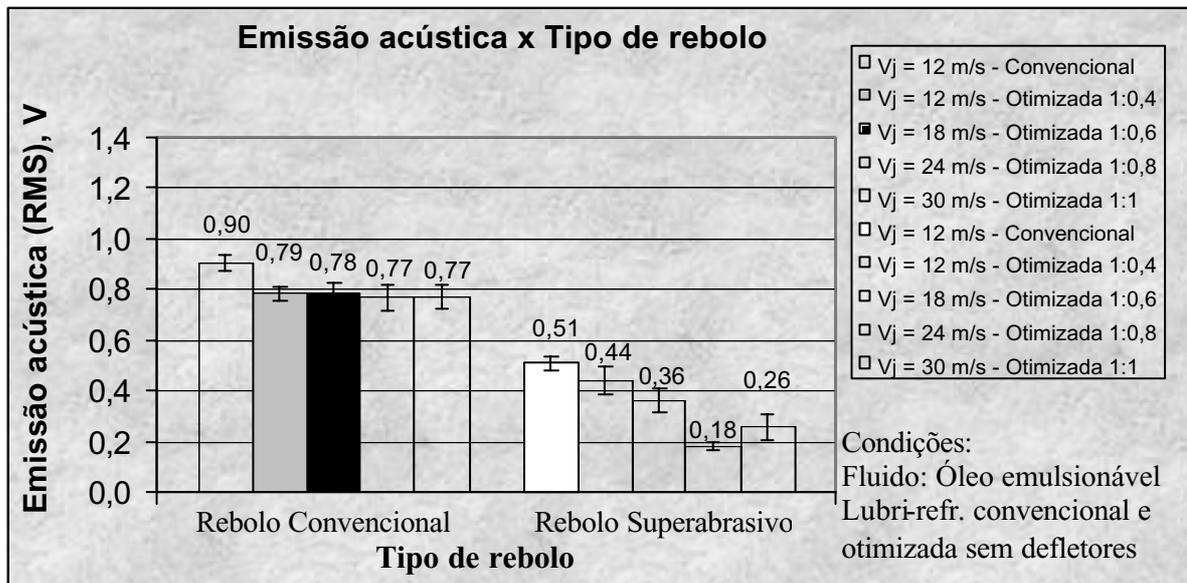


Figura 4.31 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores utilizando óleo emulsionável

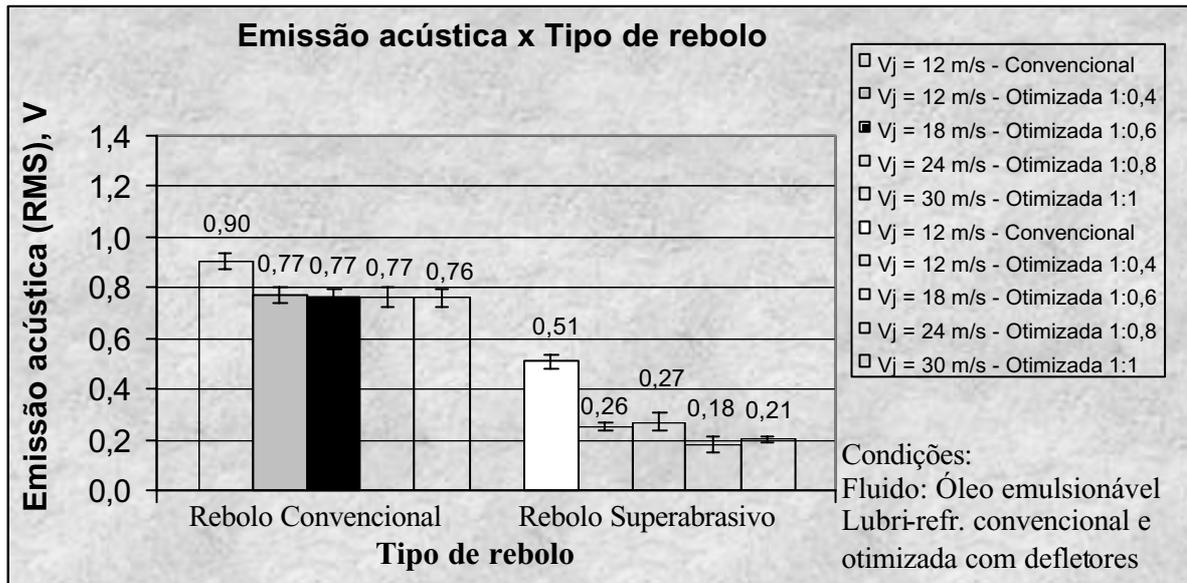


Figura 4.32 – Influência do tipo de rebolo na EA (RMS), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.29, 4.30, 4.31 e 4.32 pode-se verificar claramente a eficiência do rebolo de CBN na redução dos valores de EA, independente do fluido, tipo de lubri-refrigeração e velocidade de aplicação do mesmo na região de corte.

Nota-se que a redução média da emissão acústica do rebolo superabrasivo de CBN frente ao convencional de Al_2O_3 , quando se empregou o fluido sintético, foi de aproximadamente 33%. Utilizando-se estes mesmos tipos de rebolos, porém com o óleo emulsionável como fluido de corte, a diminuição média da emissão acústica foi em torno de 60%.

A explicação para os menores valores de emissões acústicas obtidos para o rebolo superabrasivo de CBN é que este tipo de ferramenta abrasiva apresenta um menor desgaste do grão abrasivo e fratura da liga, sendo que a intensidade destes fenômenos é proporcional ao sinal de emissão acústica mensurável durante a retificação da peça (GOMES, 1997). Desta forma, este tipo de rebolo quando comparado ao convencional de Al_2O_3 apresenta um desgaste e fratura de seu elemento ligante bem menor e, portanto geram menores sinais de emissões acústicas. Os maiores desgastes proporcionados pelo rebolo convencional de Al_2O_3 frente ao superabrasivo de CBN, que acabaram influenciando a geração de maiores valores de emissões acústicas, podem ser visualizados no item 4.4.2.

4.2.3 Influência do tipo de fluido na EA para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.33, 4.34, 4.35 e 4.36 são apresentados os valores de emissão acústica (RMS) adquiridos para os dois fluidos de corte, mediante a variação do tipo de rebolo (CBN e Al_2O_3), lubri-refrigeração e velocidade de aplicação do fluido de corte.

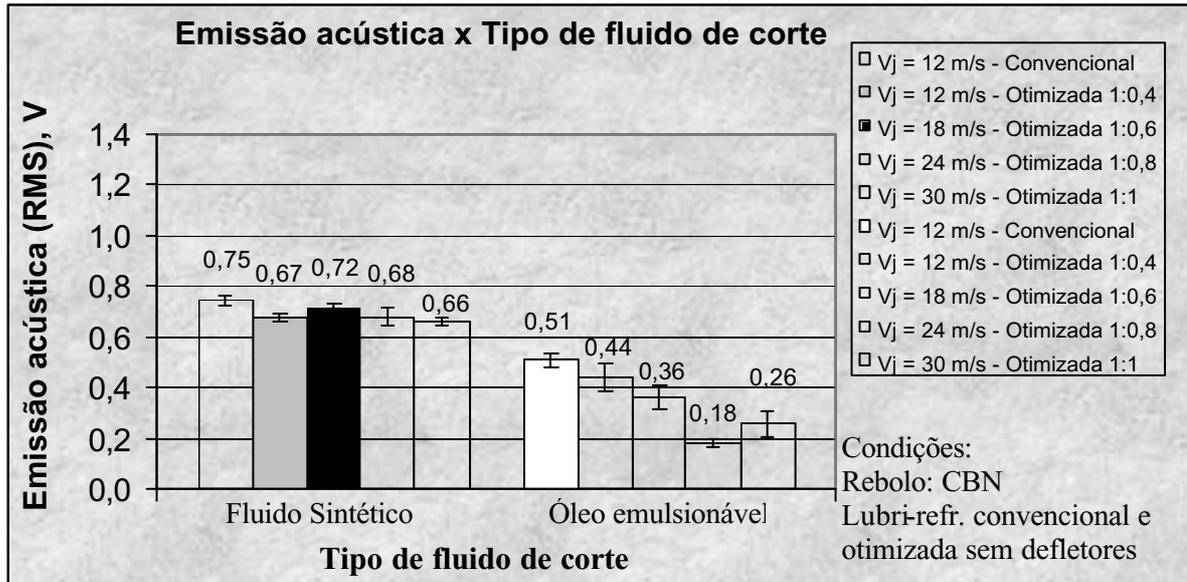


Figura 4.33 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de CBN utilizando lubri-refrigeração otimizada sem o sistema de defletores

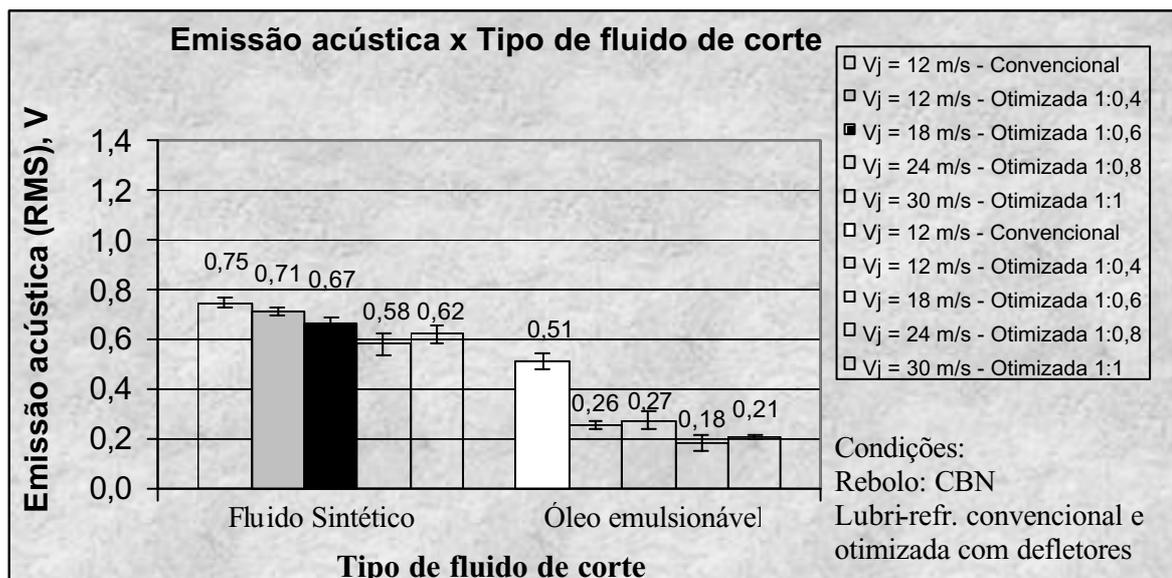


Figura 4.34 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de CBN utilizando lubri-refrigeração otimizada com o sistema de defletores

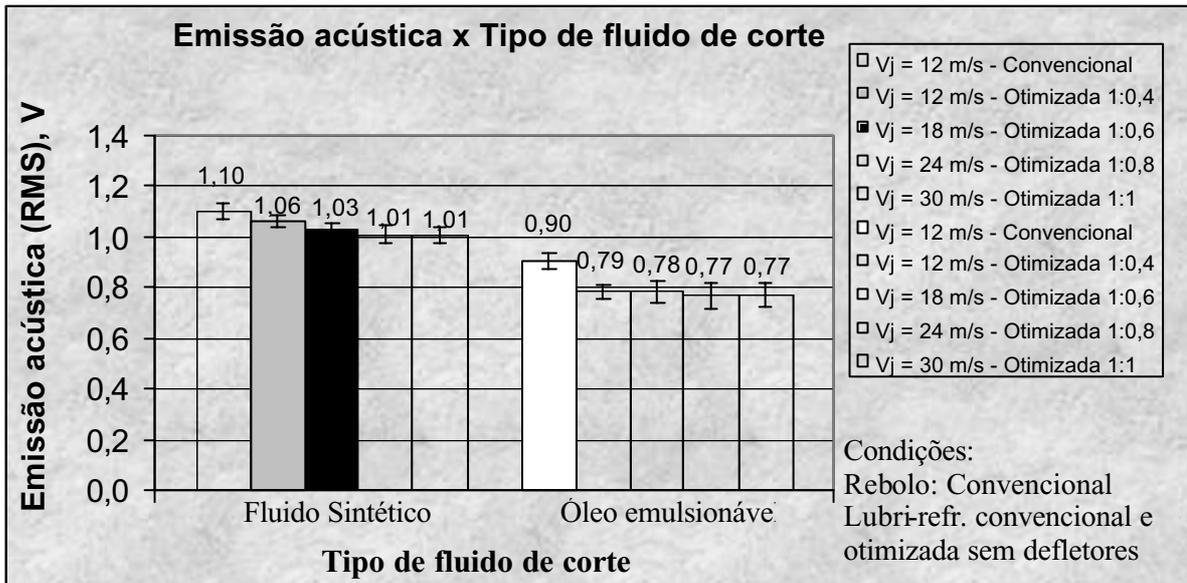


Figura 4.35 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de Al₂O₃ utilizando lubri-refrigeração otimizada sem o sistema de defletores

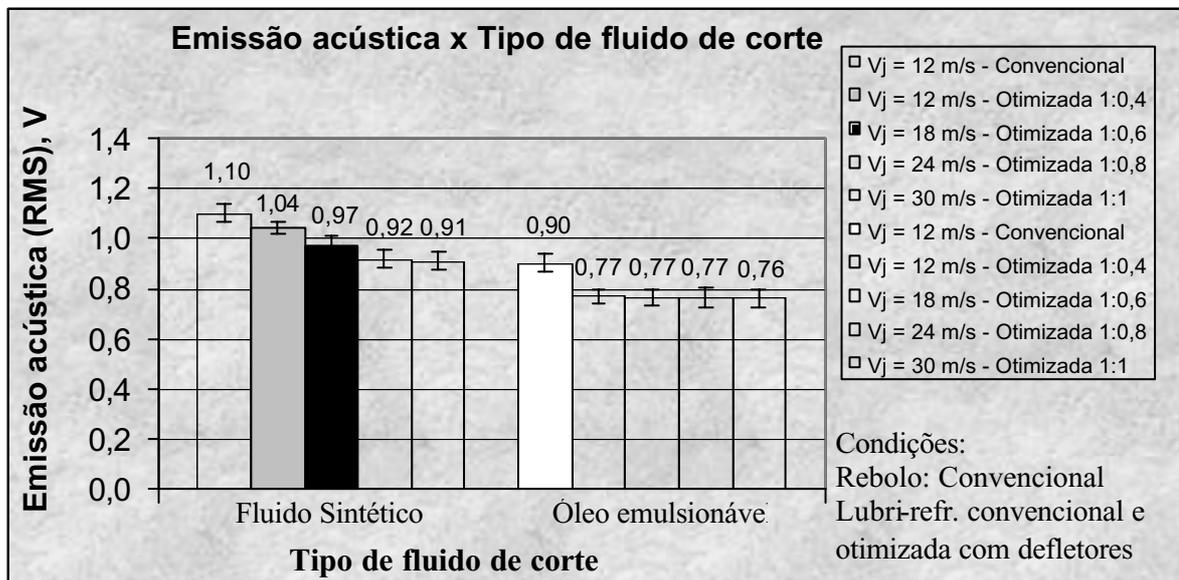


Figura 4.36 – Influência do tipo de fluido na EA (RMS) para o rebolo de Al₂O₃ utilizando lubri-refrigeração otimizada com o sistema de defletores

Analisando-se as Figuras 4.33 a 4.36 verifica-se que em todos os casos analisados, ao se comparar os fluidos de corte, os menores valores de emissões acústicas apareceram para o óleo emulsionável proporcionando uma redução média aproximada de 22% quando da

utilização do rebolo convencional e cerca de 54% para o rebolo de CBN, incluídos todos os tipos de lubri-refrigeração (otimizada com e sem defletores aerodinâmicos e convencional).

A maior eficiência do óleo emulsionável frente ao fluido sintético na redução dos sinais de emissões acústicas é explicada pelo maior poder lubrificante deste, que proporcionou um amortecimento mais eficiente dos impactos dos grãos abrasivos do rebolo na peça durante a remoção de material, amenizando desta forma os sinais das emissões acústicas.

Ressalta-se que o ambiente de trabalho (limpeza) propiciado pelos dois fluidos de corte (óleo emulsionável e fluido sintético) foi semelhante. Assim, o que prevalecerá numa futura determinação do melhor fluido de corte a ser empregado neste tipo de processo de retificação de aços endurecidos será somente a capacidade do fluido de corte em proporcionar as melhores variáveis de saída.

4.3 RUGOSIDADE

Os valores de rugosidade (R_a) são expressos em micrometros (μm), mediante a variação do tipo de rebolo, fluido, condição de lubri-refrigeração e velocidade de aplicação do fluido de corte na interface peça-rebolo.

4.3.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade

Nas Figuras 4.37, 4.38, 4.39 e 4.40 são apresentados os valores de rugosidade (R_a) medidos ao final de cada ensaio, ilustrando a possível influência da velocidade de aplicação do fluido (V_j), do tipo de lubri-refrigeração empregado nos resultados desta variável de saída, variando-se as ferramentas de corte e os fluidos de corte.

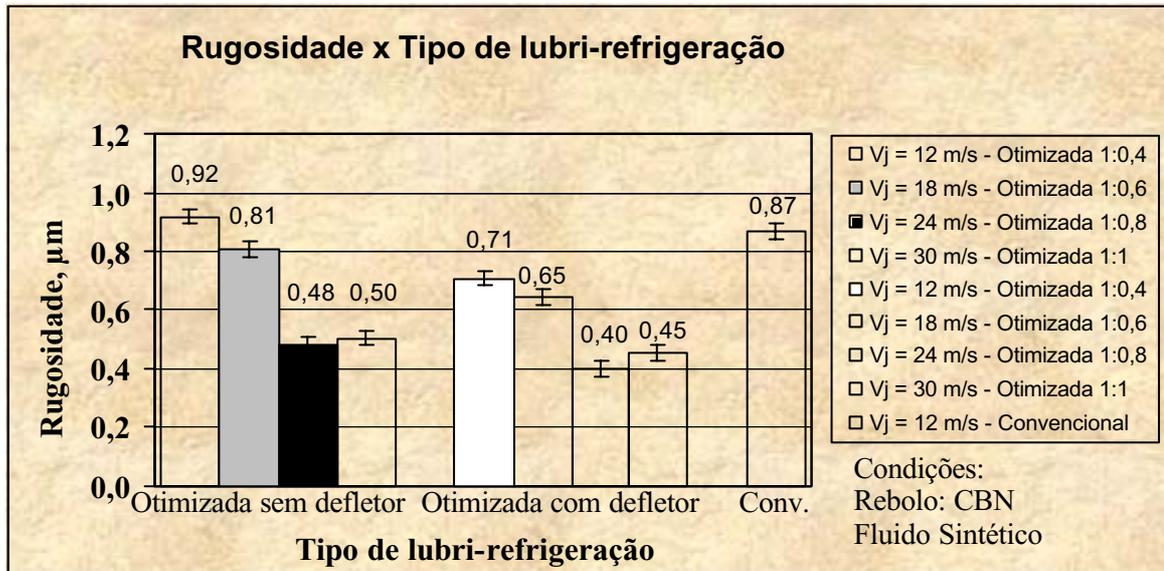


Figura 4.37 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de CBN com fluido sintético

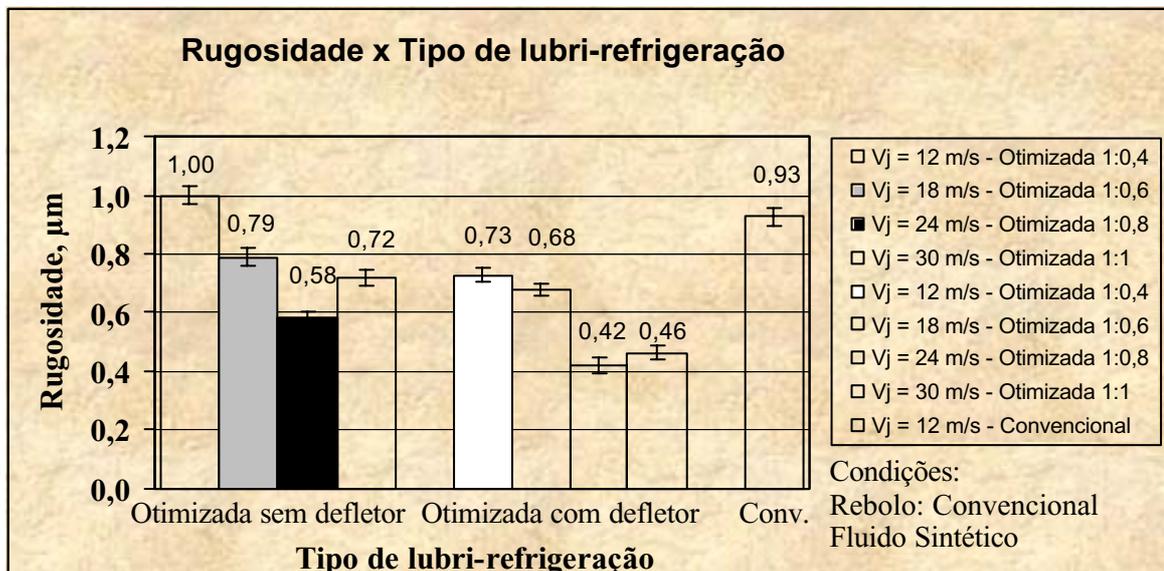


Figura 4.38 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com fluido sintético

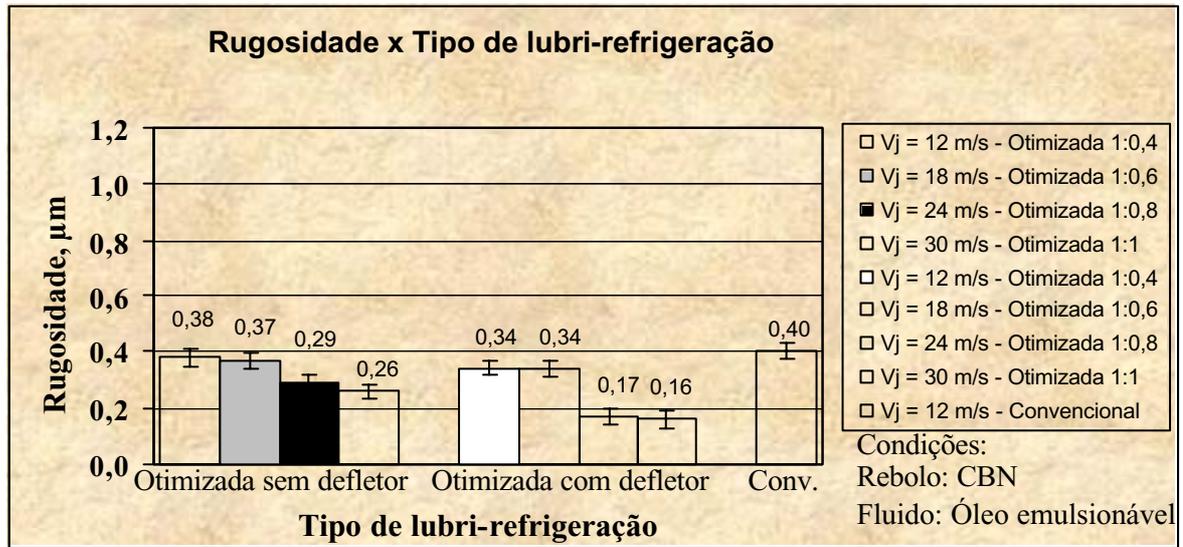


Figura 4.39 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de CBN com óleo emulsionável

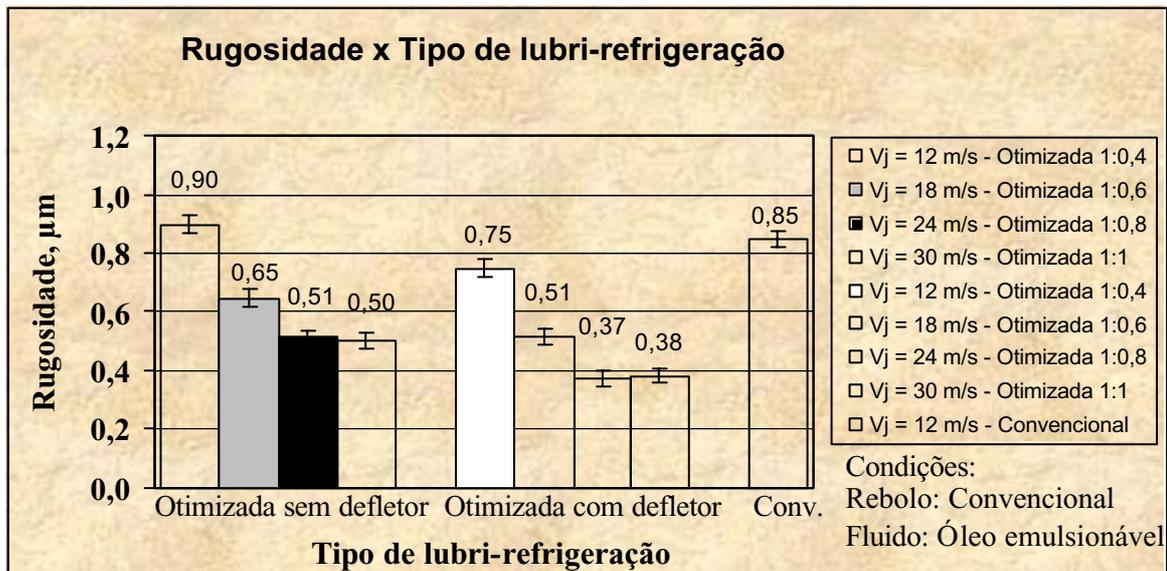


Figura 4.40 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na rugosidade (R_a) mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 com óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.37, 4.38, 4.39 e 4.40 nota-se que os menores valores de rugosidade foram obtidos, no geral, quando a velocidade de saída do fluido V_j foi de 24 m/s (relação 1:0,8), ou seja, uma relação que utiliza 20% a menos de fluido de corte no processo que a relação unitária, a qual, segundo Webster (1995), seria a melhor relação de velocidades.

Este fato é explicado pelo efeito da ação do fluido de corte na interface peça-rebolo. Quando a relação de velocidades unitária (V_j igual à V_s) é empregada, a parte do fluido de corte que incide no rebolo, tende a penetrar na região de corte de forma eficiente, no entanto a outra parte que incide sobre a peça (com velocidade aproximadamente 30 vezes inferior a do rebolo), provoca o ricocheteamento do fluido, o que acaba provocando turbulência na região de corte. Isto diminui a eficiência da aplicação do fluido de corte, aumentando substancialmente as rugosidades, conforme se observa nos resultados apresentados principalmente nas Figuras 4.37 e 4.38.

Modificando a relação de velocidades para 1:0,8 ($V_j = 24$ m/s), este ricocheteamento do fluido de corte diminui e, conseqüentemente, a turbulência, fazendo com que o fluido penetre de forma mais eficiente na região de corte, melhorando a rugosidade. Já para as demais relações de velocidades testadas e menores que 1:0,8, ou seja, 1:0,6 ($V_j = 18$ m/s) e 1:0,4 ($V_j = 12$ m/s), a eficiência da penetração do fluido na região de corte foi relativamente prejudicada, mesmo com o menor ricocheteamento, pela dificuldade da penetração do fluido, devido a sua reduzida velocidade. Este fato demonstra que existe um limite para as melhores velocidades e/ou vazões do fluido de corte para o processo de retificação em questão, e este se encontra em torno da relação de velocidade 1:0,8 ($V_j = 24$ m/s).

Deve-se ressaltar que a diferença existente entre as rugosidades, para as velocidades (V_j) de 30m/s e 24m/s, foi maior quando se utilizou o fluido sintético aplicado de forma otimizada sem defletores em conjunto com o rebolo convencional. Neste caso, a redução da rugosidade chegou a ser de até 20%, quando se reduziu V_j de 30 m/s para 24 m/s.

No caso das Figuras 4.39 e 4.40 praticamente não existiram diferenças significativas entre as rugosidades medidas para as velocidades de 30 m/s e 24 m/s (relação 1:1 e 1:0,8), devido principalmente ao elevado poder lubrificante do óleo emulsionável, que conseguiu proporcionar bons valores de rugosidade para ambas as relações de velocidades de aplicação do fluido de corte citadas.

Resumidamente, pode-se afirmar que o aumento da velocidade de saída do fluido de corte diminuiu a rugosidade, com exceção dos valores obtidos para as velocidades de 30 m/s, que às vezes foi superior aos medidos para V_j de 24 m/s.

Em relação à lubri-refrigeração convencional, pode-se afirmar que em alguns casos a rugosidade proporcionada por esta, foi semelhante à obtida pela otimizada sem defletor (para a relação 1:0,4), devido ao fato de que a baixa velocidade de aplicação desta última dificultou a entrada com eficiência do fluido na região de corte. Ressalta-se que na lubri-refrigeração convencional, embora V_j (de cada um dos bocais difusores) seja igual a da otimizada com

relação 1:0,4, a convencional apresentava uma vazão 80% superior à proporcionada por esta relação otimizada. Desta forma uma maior quantidade de fluido pode ter entrado na interface peça-rebolo, melhorando a qualidade final da peça em alguns casos.

Quanto à utilização dos defletores, mais uma vez provou-se a eficiência deste dispositivo, que dificulta a dispersão do fluido que é aplicado na região de corte. Os defletores reduziram em média 22% a rugosidade para o fluido sintético e 19% para o óleo emulsionável, valores médios calculados para os dois rebolos empregados.

Nota-se que a rugosidade de uma forma geral teve comportamento semelhante ao apresentado para as forças tangenciais de corte, confirmando o proposto por Bianchi et al. (2001), pois as condições que apresentaram menores forças tangenciais de corte, também geraram menores rugosidades.

4.3.2 Influência do tipo de rebolo empregado na rugosidade (R_a) variando-se as velocidades de aplicação do fluido e o tipo de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.41, 4.42, 4.43 e 4.44 apresenta-se a influência do tipo de rebolo nos valores de rugosidade, diante da variação das velocidades de aplicação do fluido de corte, do tipo de lubri-refrigeração e fluido de corte.

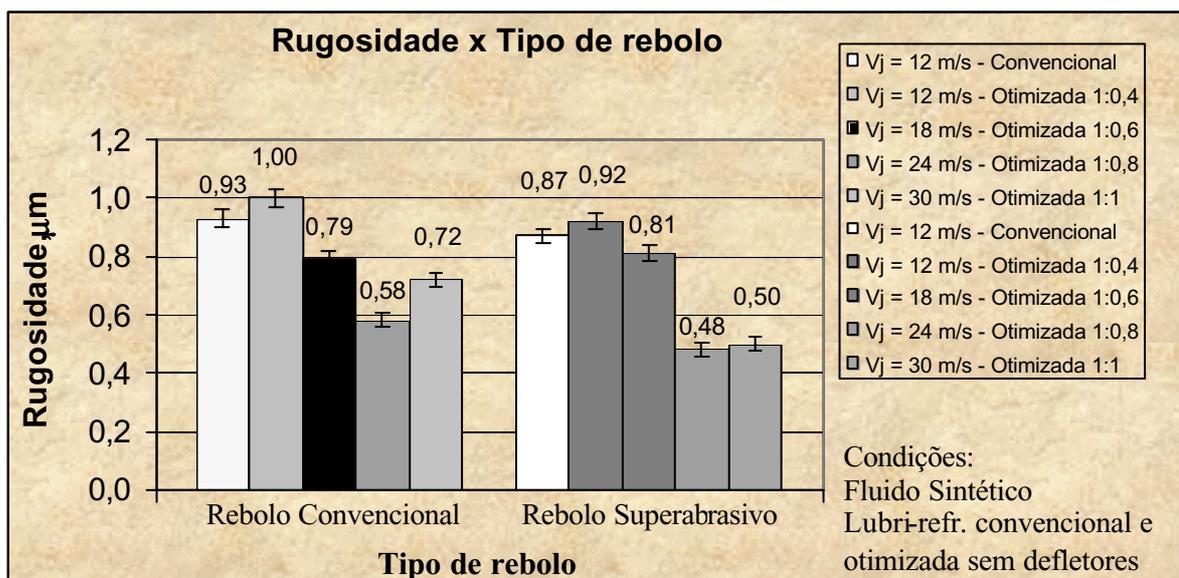


Figura 4.41 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores utilizando fluido sintético

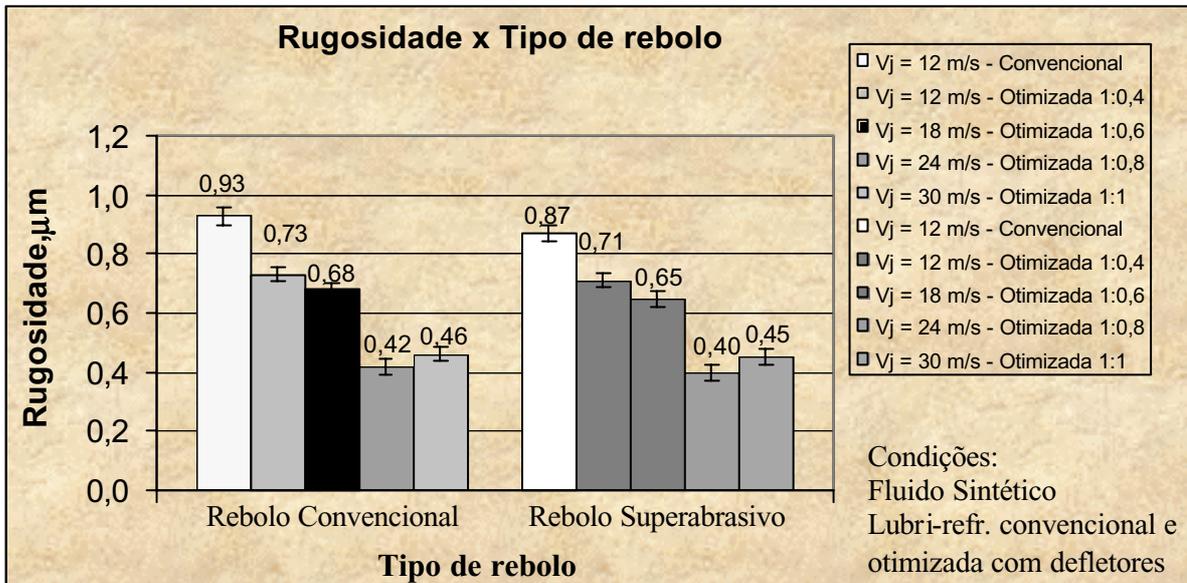


Figura 4.42 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores utilizando fluido sintético

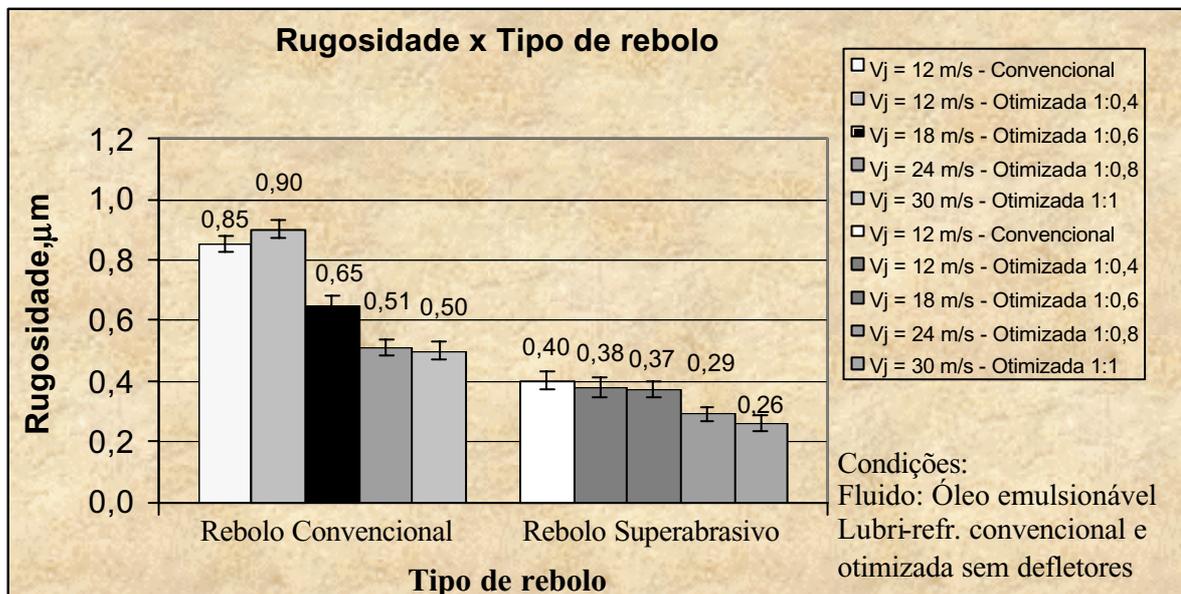


Figura 4.43 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada sem defletores utilizando óleo emulsionável

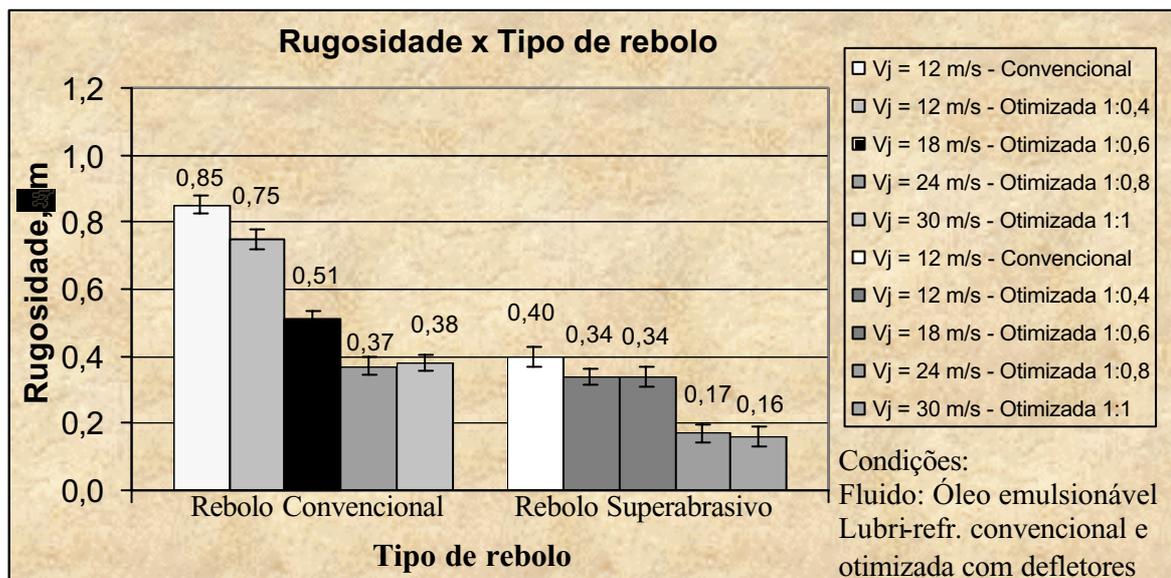


Figura 4.44 – Influência do tipo de rebolo na rugosidade (R_a), empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e um otimizada com defletores utilizando óleo emulsionável

De acordo com as Figuras 4.41 a 4.44 têm-se que no geral, o rebolo superabrasivo apresentou menores rugosidades que o convencional (sendo que a eficiência do CBN era melhorada ainda mais quando se utilizava o óleo emulsionável como fluido de corte), quando submetido às mesmas condições de usinagem.

Isto pode ser explicado, pois o rebolo de CBN conforme será apresentado no item 4.4.2, proporcionou os menores desgastes diametrais, com isto a velocidade periférica do rebolo ficou praticamente constante ao longo dos ensaios, gerando uma significativa redução da espessura equivalente de corte h_{eq} (vide equação 2.3), diminuindo, portanto as forças tangenciais de corte necessárias para a retificação do material. O rebolo de CBN se desgastando menos, menor era a área do topo dos grãos abrasivos deste que ficava em contato direto com a peça a cada instante. Portanto, menores foram os sulcos deixados pelo rebolo na peça e conseqüentemente as rugosidades encontradas.

Ressalta-se que para o rebolo convencional de Al_2O_3 ocorreu o oposto, ou seja, maiores foram as forças tangenciais de corte e rugosidades. É importante lembrar que para este tipo de ferramenta abrasiva, a espessura equivalente de corte também foi reduzida ao longo dos ensaios, como já foi citado. Porém, a perda da capacidade de corte para este rebolo, acabou elevando os valores das forças tangenciais de corte e conseqüentemente as rugosidades, devido ao aumento das áreas dos topos dos grãos abrasivos em contato com a peça,

resultando em maiores sulcos deixados pelo rebolo na peça, quando se comparado a ferramenta abrasiva de CBN.

A menor eficiência do rebolo convencional de Al_2O_3 na redução dos valores de rugosidade também é ocasionada pela menor condutividade térmica do mesmo frente ao rebolo de CBN. Desta forma, maiores são as temperaturas geradas na região de corte quando se utiliza este tipo de ferramenta abrasiva. Com isso, para o rebolo convencional, tem-se uma maior partição de energia que fica na peça e no fluido (KOHLI et al., 1995), o que faz com que o aquecimento do fluido e da peça sejam maiores, diminuindo a eficiência lubri-refrigerante dos fluidos de corte e aumentando conseqüentemente a rugosidade.

Destaca-se que até o presente momento, o rebolo de CBN quando aliado principalmente ao óleo emulsionável, proporcionou os melhores resultados para todas as variáveis de saída analisadas (força tangencial de corte, energia específica de retificação, emissão acústica e rugosidade).

Comparativamente tem-se que o rebolo superabrasivo de CBN reduziu os valores das rugosidades em média 8% para o fluido sintético e 51% para o óleo emulsionável, considerando todos os tipos de lubri-refrigeração e velocidades de aplicação do fluido de corte.

4.3.3 Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.45, 4.46, 4.47 e 4.48 são apresentados os valores de rugosidade (R_a) adquiridos em função da utilização dos diferentes fluidos de corte, sendo que nas duas primeiras figuras empregou-se o rebolo de CBN e a lubri-refrigeração otimizada sem e com o uso de defletores, respectivamente. Já nas Figuras 4.45 e 4.46 avaliou-se comparativamente os fluidos utilizando-se um rebolo de Al_2O_3 , com uma lubri-refrigeração otimizada sem o sistema de defletores (Figura 4.47) e com defletores (Figura 4.48).

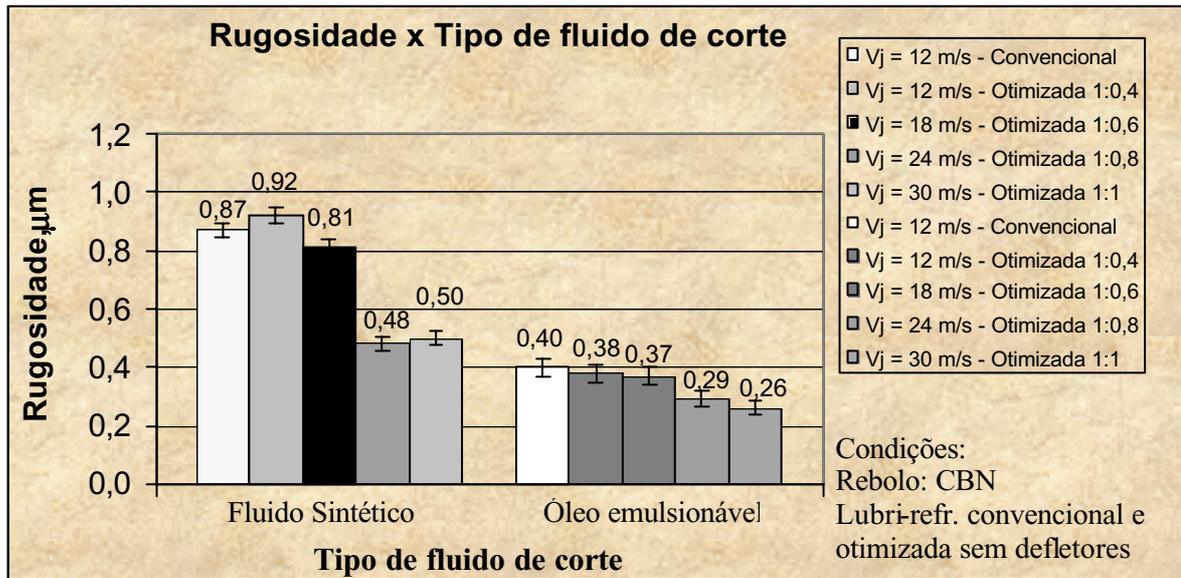


Figura 4.45 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores

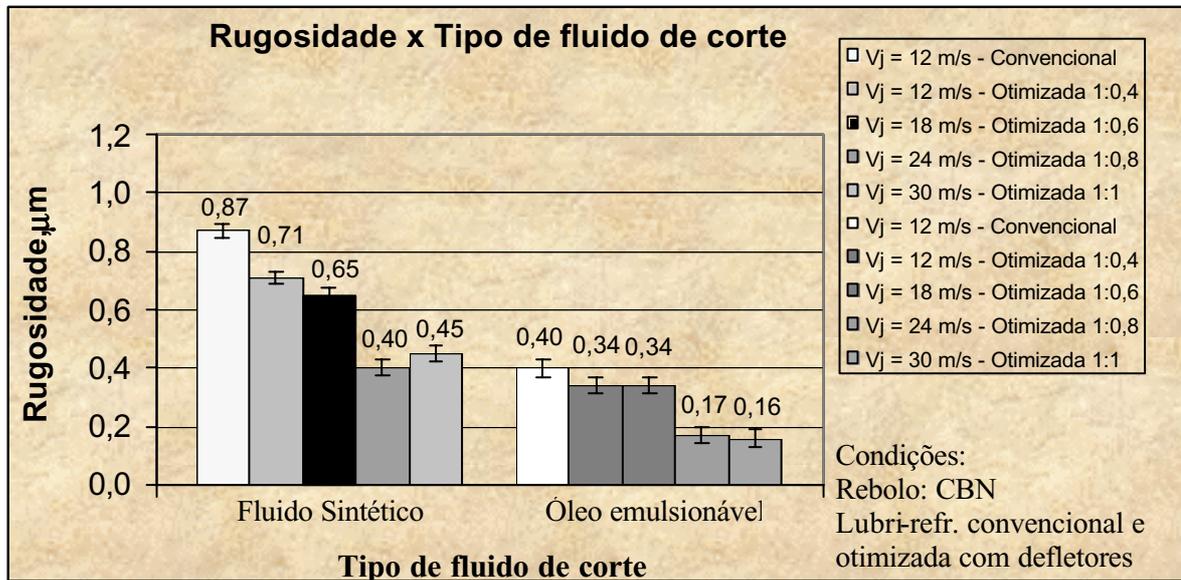


Figura 4.46 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando o sistema de defletores

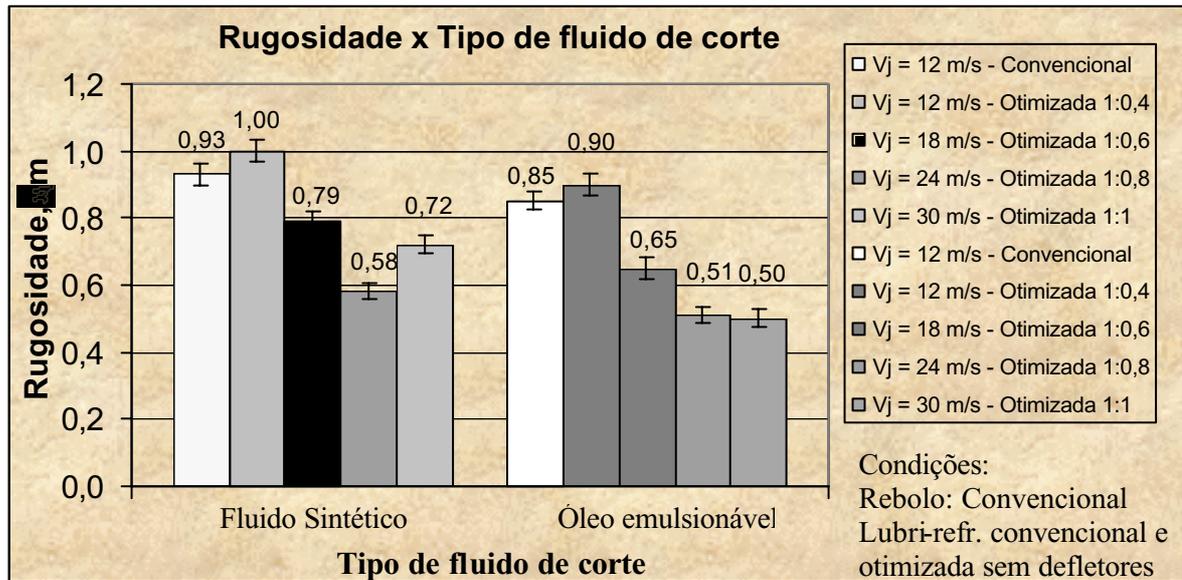


Figura 4.47 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores

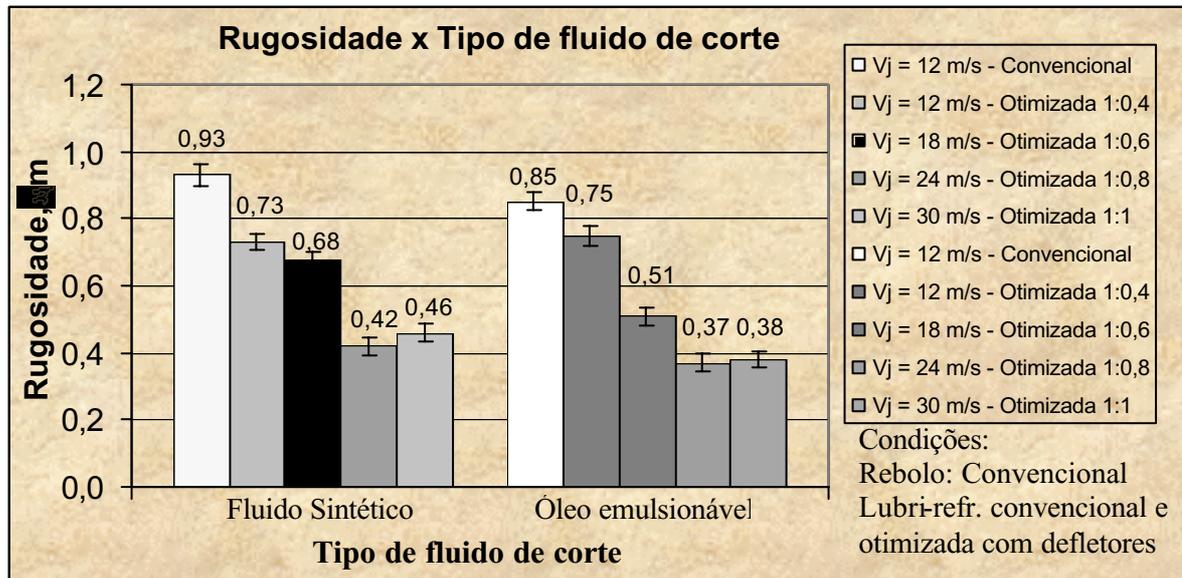


Figura 4.48 – Influência do tipo de fluido na rugosidade (R_a) para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando o sistema de defletores

Em relação às Figuras 4.45 a 4.48 percebe-se que o óleo emulsionável proporcionou de uma maneira geral, as menores rugosidades quando comparado ao fluido sintético. Este primeiro tipo de fluido reduziu os valores das rugosidades em aproximadamente 53% quando

se empregou o rebolo superabrasivo de CBN e em 13% nos ensaios realizados com o convencional de óxido de alumínio.

As maiores rugosidades apresentadas pelas peças retificadas com o fluido sintético, deve-se provavelmente ao efeito da evaporação do filme de lubrificante, descrito por Lavine & Malkin (1990), o qual é crítico em alguns fluidos de corte a base de água, o que acaba negligenciando o efeito refrigerante e reduzindo o potencial lubrificante destes fluidos inseridos na região de corte. Tal efeito, mediante os resultados obtidos, não afetou ou ocorreu em menor escala no óleo emulsionável, possibilitando a este produzir peças com menores rugosidades.

4.4 DESGASTE DIAMETRAL DO REBOLO

Neste item são apresentados os desgastes diametrais dos rebolos superabrasivo de CBN e convencional de óxido de alumínio, mediante a variação do fluido, condição de lubri-refrigeração e velocidade de aplicação do fluido de corte na interface peça-rebolo.

4.4.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo

Nas Figuras 4.49, 4.50, 4.51 e 4.52 são apresentados os valores do desgaste diametral dos rebolos de CBN e Al_2O_3 medidos ao final de cada ensaio, ilustrando a influência da velocidade de aplicação do fluido V_j , do tipo de lubri-refrigeração empregado nos resultados desta variável de saída, variando-se os rebolos e os fluidos de corte.



Figura 4.49 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de CBN e fluido sintético

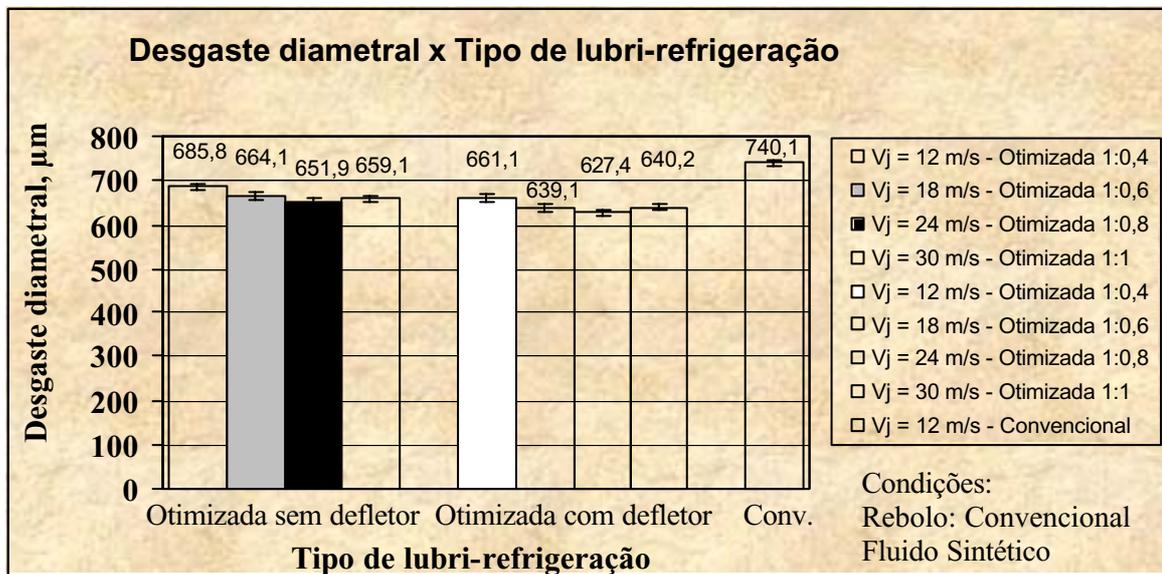


Figura 4.50 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de Al₂O₃ e fluido sintético

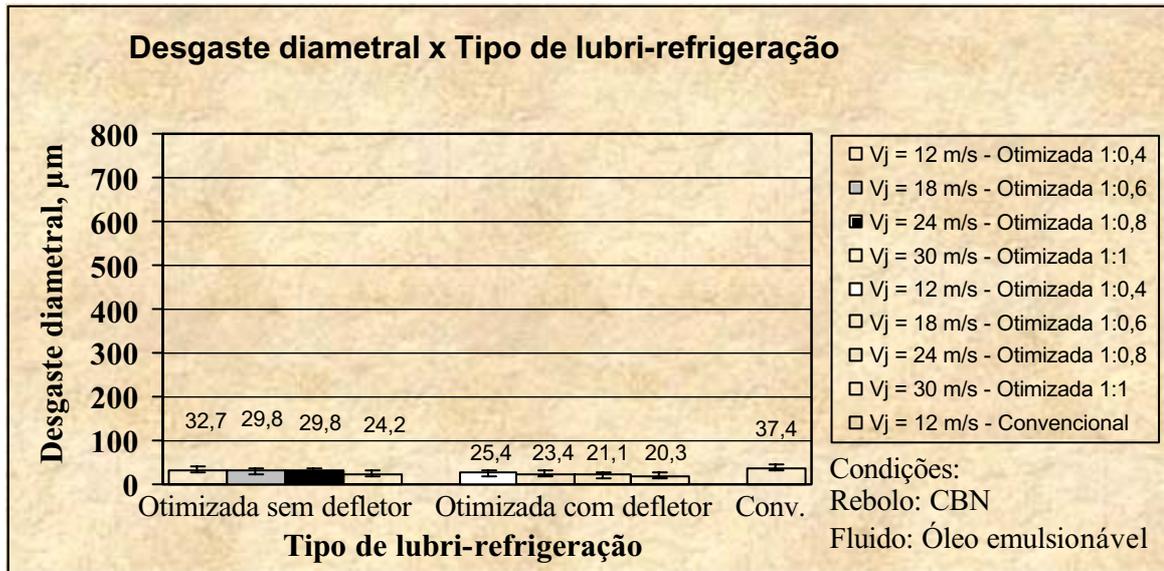


Figura 4.51 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de CBN e do óleo emulsionável

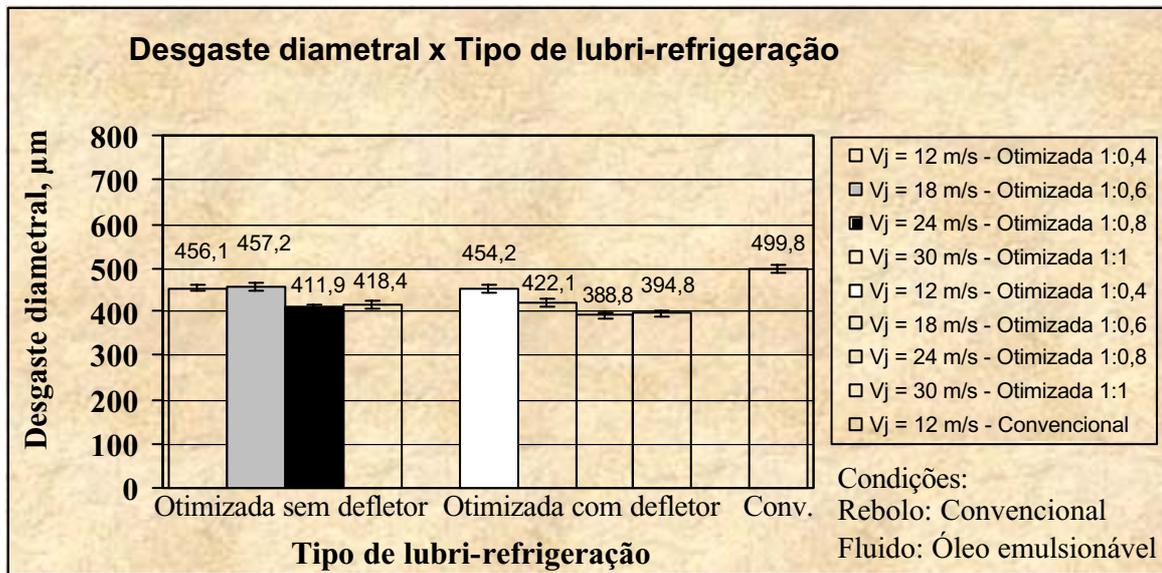


Figura 4.52 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração no desgaste diametral do rebolo mediante utilização do rebolo de Al₂O₃ e do óleo emulsionável

A tendência observada para a rugosidade, também foi verificada no desgaste diametral do rebolo, que foi menor quanto maior a velocidade de saída do fluido de corte, exceto para as velocidades V_j de 30 m/s e 24 m/s (relação unitária 1:1 e relação 1:0,8), na qual os valores foram praticamente iguais. Porém, pode-se notar uma pequena vantagem na relação 1:0,8, na

qual na maioria das condições estudadas o desgaste diametral apurado foi menor, acarretando em um aumento na vida útil da ferramenta abrasiva.

A explicação para os menores desgastes diametraes dos rebolos terem sido obtidos para a velocidade de aplicação do fluido de corte de 24 m/s (18,1 l/min) é a mesma formulada no item 4.3.1, utilizada para explicar o comportamento destas velocidades nos valores das rugosidades. Ressalta-se que este item 4.3.1 trata do problema do ricocheteamento do fluido de corte quando o mesmo é aplicado com a velocidade de 30 m/s (22,6 l/min), prejudicando a eficiência de lubri-refrigeração do processo pela turbulência ocasionada por esta elevada velocidade de saída do fluido. Já para as relações inferiores a 1:0,8 ($V_j = 24\text{m/s}$), conforme também explicado no mesmo item, as velocidades e vazões são insuficientes para penetrar de forma eficaz na interface peça-rebolo.

Analisando-se as Figuras 4.49 a 4.52 pode-se observar mais uma vez a eficiência do defletor, que conseguiu reduzir em aproximadamente 6% (para o fluido sintético) e 23% (para o óleo emulsionável), os desgastes diametraes dos rebolos, por facilitar a aplicação do fluido de corte na interface peça-rebolo. Quanto à lubri-refrigeração otimizada no geral, esta produziu para ambos rebolos, valores em média 15% (fluido sintético) e 23% (óleo emulsionável) menores que os apresentados para a condição convencional, mostrando a eficácia do bocal otimizado de formato arredondado, segundo proposto por Webster (1995).

4.4.2 Influência do tipo de rebolo empregado no desgaste diametral do rebolo variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de lubri-refrigeração

Neste item são apresentadas as diferenças dos desgastes diametraes para ambos os rebolos utilizados nesta pesquisa, diante da variação das velocidades de aplicação do fluido de corte, do tipo de lubri-refrigeração e fluido de corte empregado. Estes valores são apresentados nas Figuras 4.53, 4.54, 4.55 e 4.56.

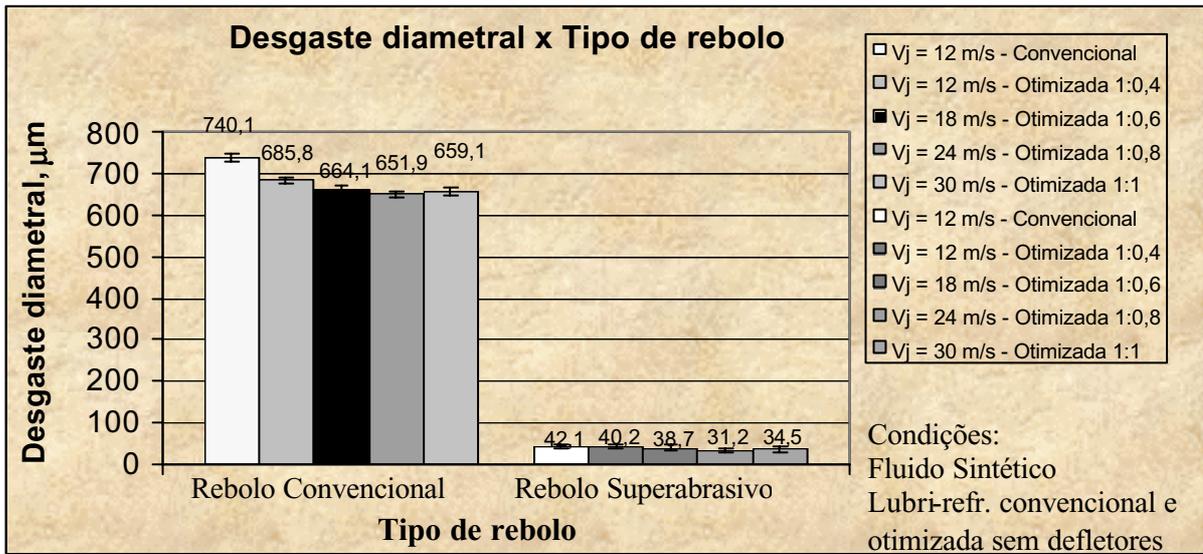


Figura 4.53 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e fluido sintético

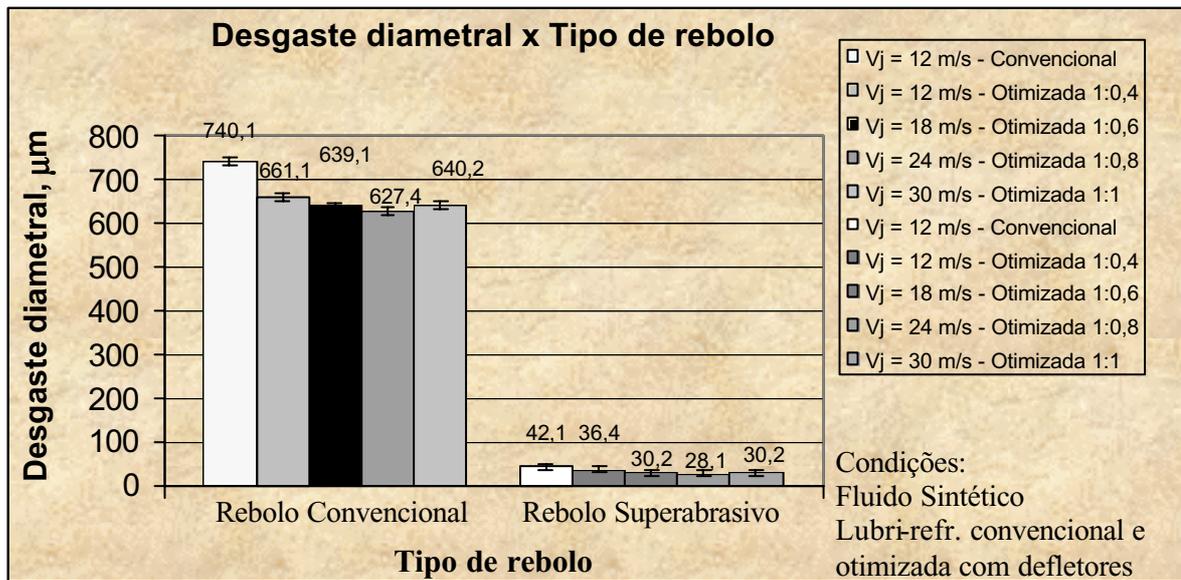


Figura 4.54 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e fluido sintético

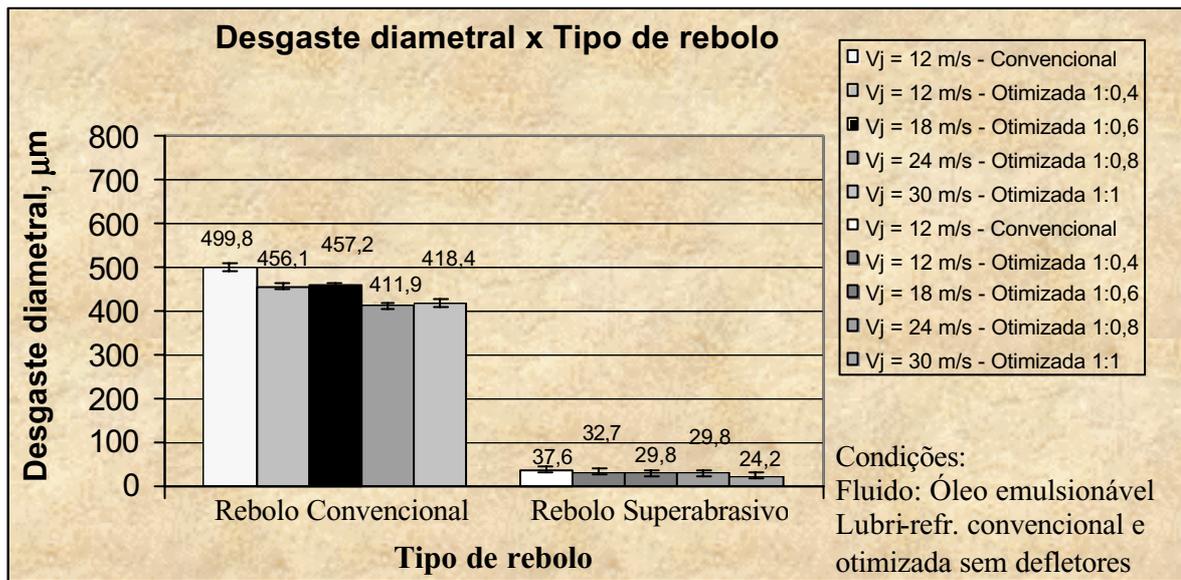


Figura 4.55 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e óleo emulsionável

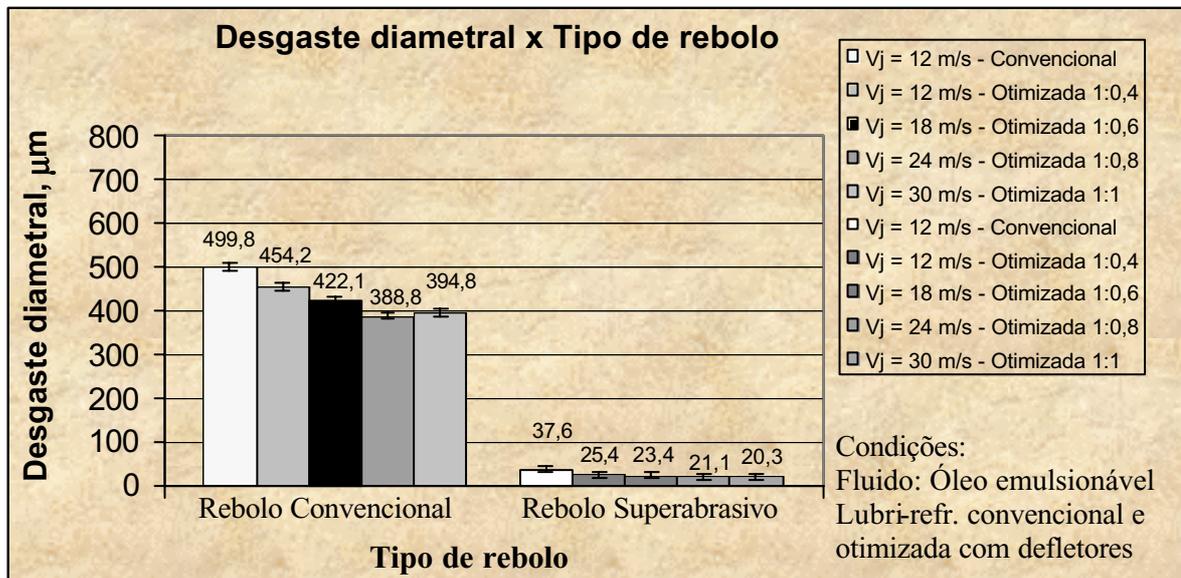


Figura 4.56 – Comparação do desgaste diametral de ambos rebolos empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e óleo emulsionável

De acordo com as Figuras 4.53 a 4.56 verifica-se que o desgaste diametral do rebolo de CBN foi substancialmente inferior ao de Al_2O_3 (cerca de 17,4 vezes), o que já era esperado e explicável pela grande diferença de dureza existente entre os grãos abrasivos de ambos os rebolos. Fato este que mantém a capacidade de corte do rebolo superabrasivo durante tempos

maiores reduzindo o desgaste destes e diminuindo-se as parcelas de energia relativas ao *plowing* (u_{pl}) e ao deslizamento de grãos cegos (u_{sl}) (KOHLI et al., 1995).

Em termos percentuais o rebolo superabrasivo de CBN reduziu o desgaste diametral em média 95% para o fluido sintético e 94% para o óleo emulsionável, considerando-se todos os tipos de lubri-refrigeração (otimizadas e convencional) e velocidades de aplicação do fluido de corte no processo.

4.4.3 Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.57, 4.58, 4.59 e 4.60 é apresentada a influência do tipo de fluido de corte (fluido sintético e óleo emulsionável), nos desgastes diametraes dos rebolos variando-se as quatro velocidades de aplicação do fluido, os tipos de lubri-refrigeração (convencional e otimizada com e sem defletores) e rebolos empregados.

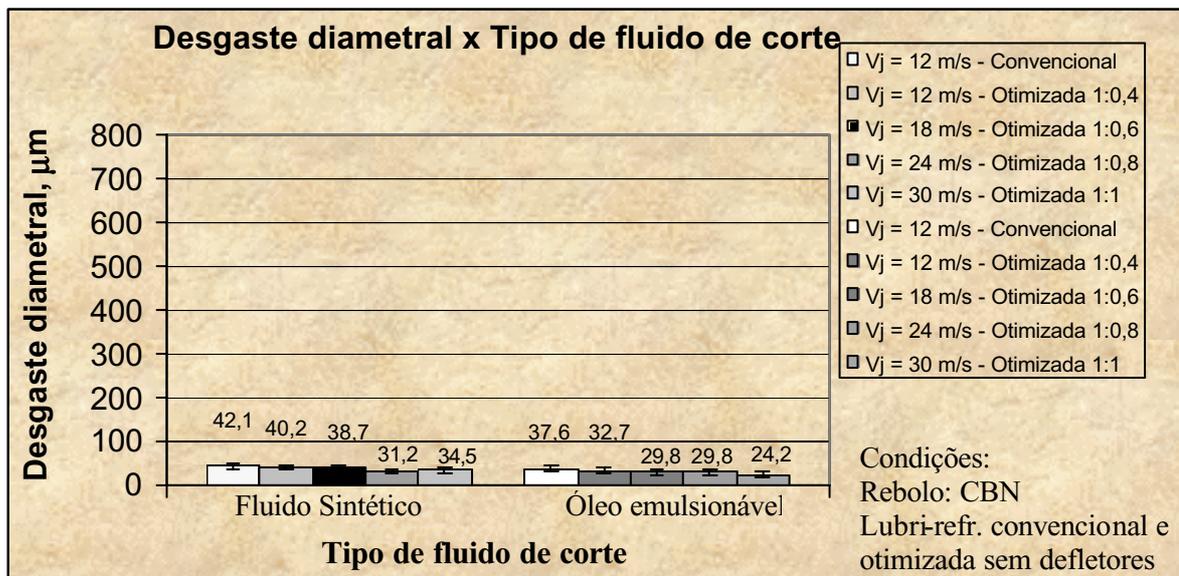


Figura 4.57 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de CBN e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

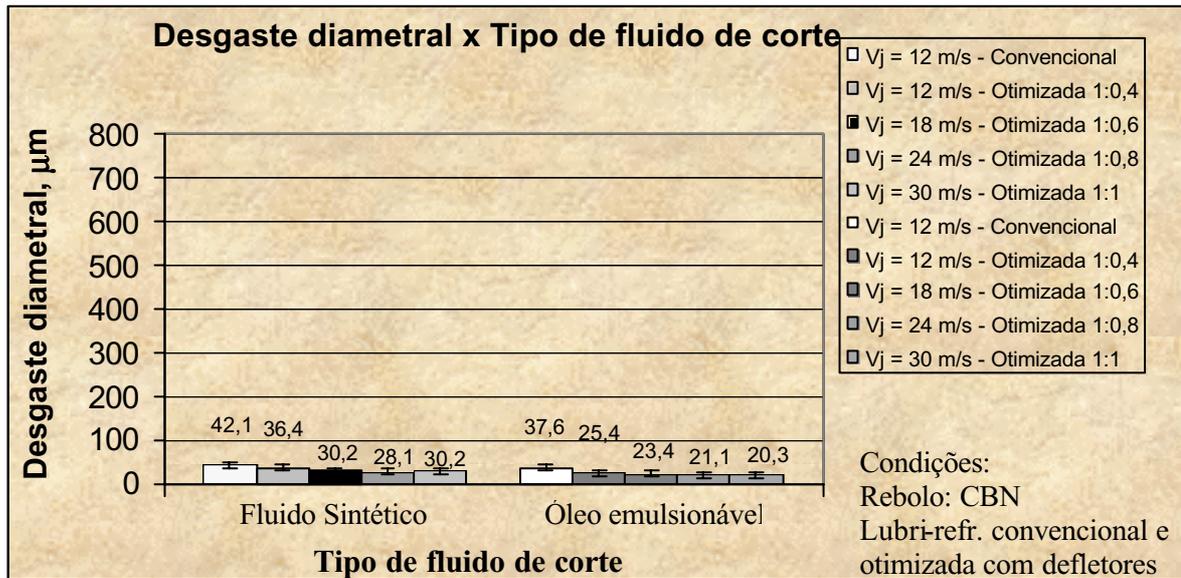


Figura 4.58 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de CBN e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

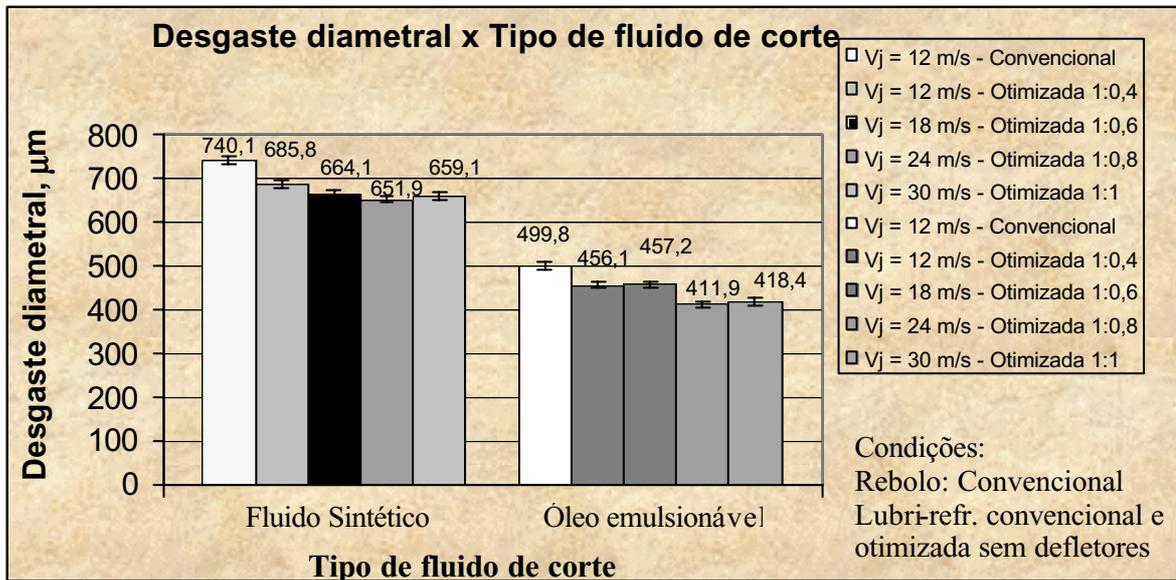


Figura 4.59 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de Al₂O₃ e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

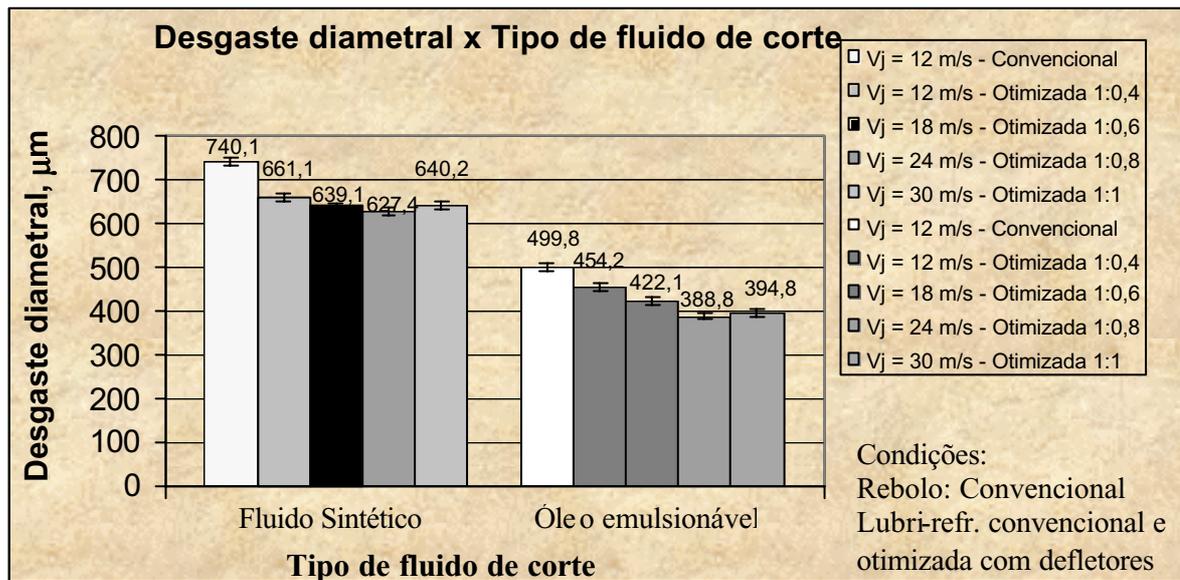


Figura 4.60 – Influência do tipo de fluido no desgaste diametral do rebolo de Al_2O_3 e perante o emprego de uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

Analisando-se as Figuras 4.57 a 4.60 nota-se que a tendência de maior lubricidade fornecida pelo óleo emulsionável perante o fluido sintético influenciou diretamente o desgaste diametral do rebolo, visto que o mesmo foi reduzido quando da utilização deste fluido de corte em ambas ferramentas abrasivas.

A redução do desgaste diametral da ferramenta abrasiva quando se empregou o óleo emulsionável foi cerca de 21% para o rebolo superabrasivo de CBN e 34% para o convencional de óxido de alumínio, considerando-se todos os tipos de lubri-refrigeração (otimizadas e convencional) e velocidades de aplicação do fluido de corte no processo.

Com o óleo emulsionável, o qual apresentou maior poder lubrificante entre os dois fluidos de corte testados, teve-se uma sensível redução do atrito entre o cavaco e o ligante, gerando menores desgastes do rebolo, conforme proposta de Brinksmeier et al. (1982), para os fluidos de alta lubricidade.

4.5 DESVIOS DE CIRCULARIDADE

Neste item são apresentados os resultados referentes aos desvios ou erros de circularidade em micrometros (μm), variando-se os tipos de rebolos, fluidos, condições de lubri-refrigeração e velocidades de aplicação do fluido de corte na interface peça-rebolo.

4.5.1 Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração nos valores de circularidade

Nas Figuras 4.61, 4.62, 4.63 e 4.64 são apresentados os valores médios de circularidade das peças retificadas, com intuito de se analisar a influência da variação da velocidade de aplicação do fluido e do tipo de lubri-refrigeração (convencional e otimizada com e sem defletores) nesta variável de saída.

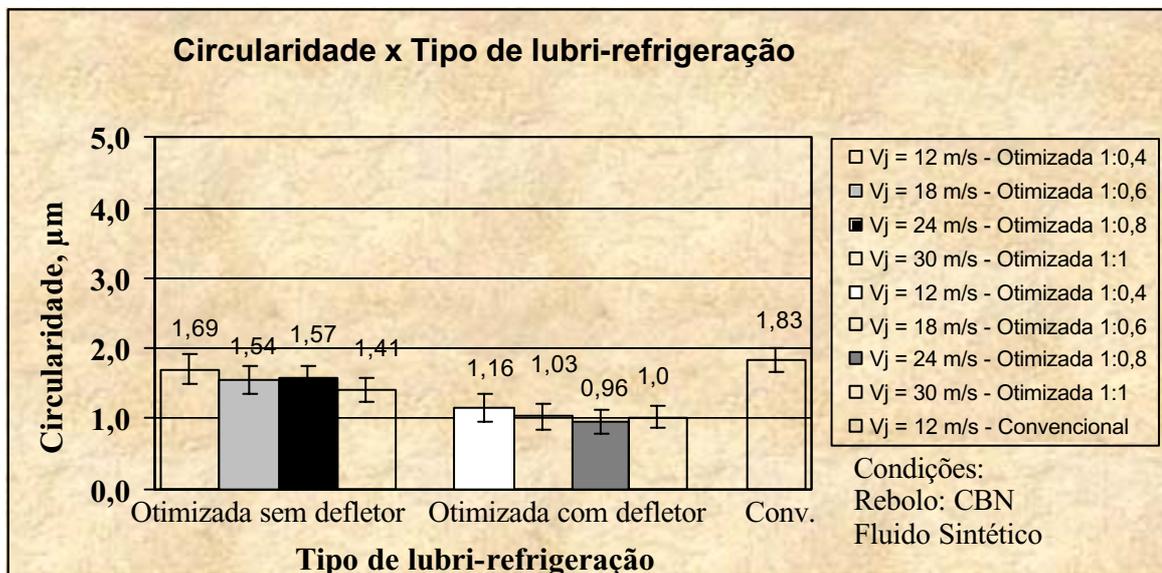


Figura 4.61 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de CBN e um fluido sintético

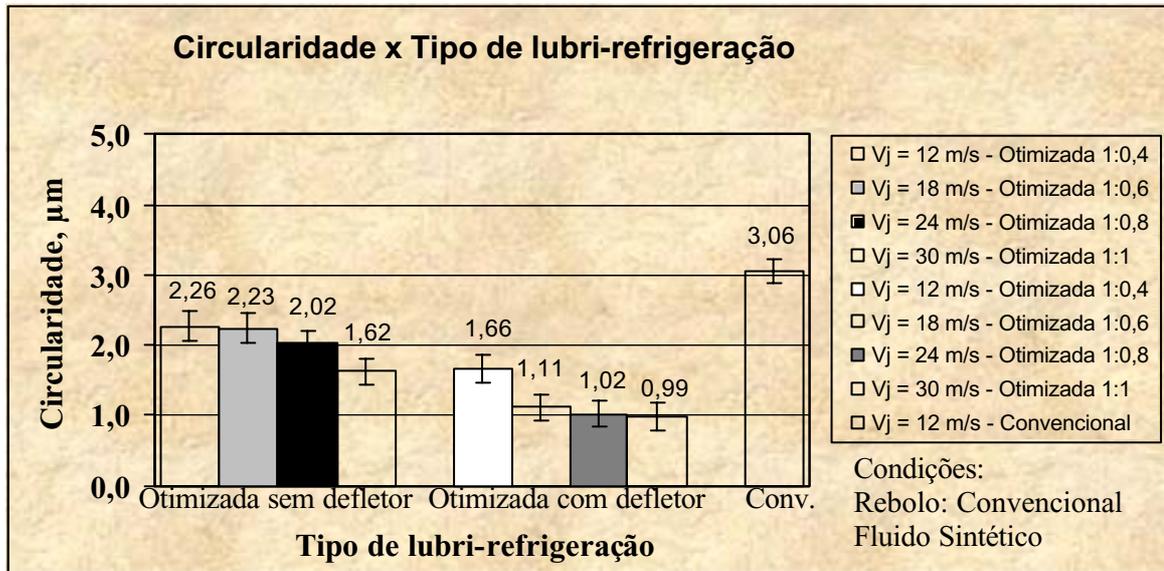


Figura 4.62 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e um fluido sintético

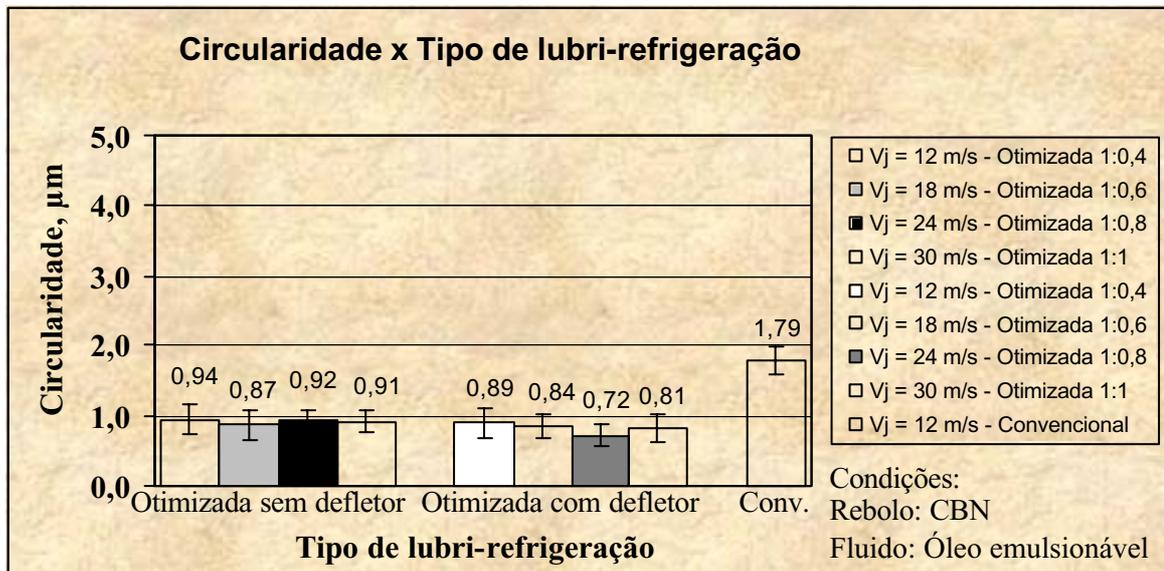


Figura 4.63 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de CBN e óleo emulsionável

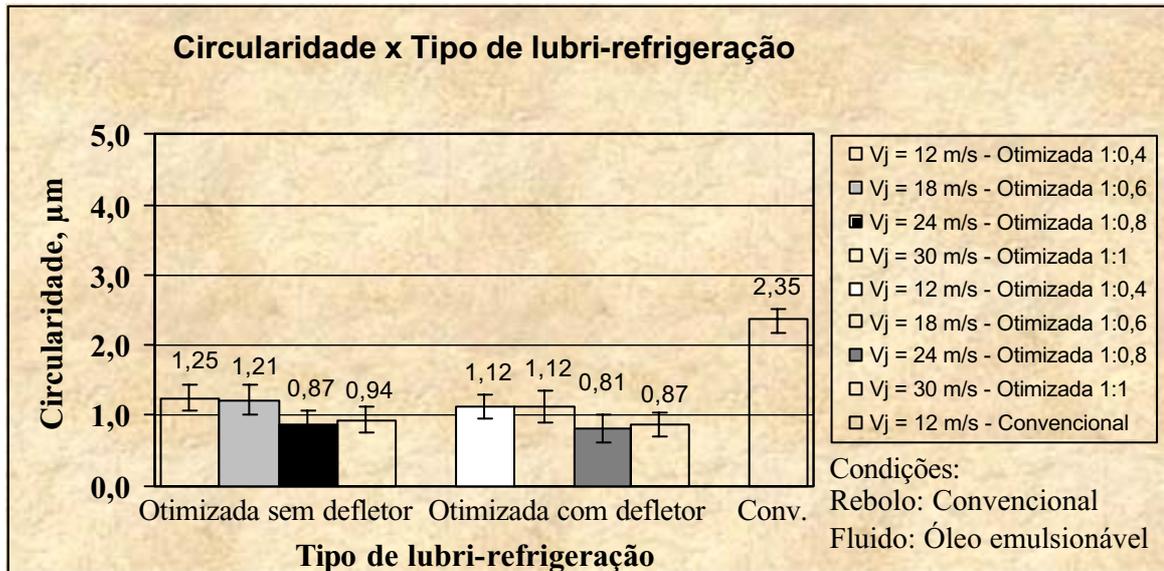


Figura 4.64 – Influência da velocidade de aplicação do fluido e tipo de lubri-refrigeração na circularidade média das peças mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.61 a 4.64 nota-se a importância dos defletores aerodinâmicos para a redução dos valores de circularidade obtidos após a retificação dos corpos de prova mediante a lubri-refrigeração otimizada. Quantitativamente pode-se afirmar que a utilização destes dispositivos diminuiu para ambos rebolos em média 38% e 9% os valores de circularidade para o fluido sintético e óleo emulsionável respectivamente, quando comparada à lubri-refrigeração otimizada realizada sem o uso de defletores.

Percentualmente, tem-se que a lubri-refrigeração otimizada (com e sem defletores) reduziu a circularidade em média 38% (para o fluido sintético) e 54% (para o óleo emulsionável), considerando-se todas as velocidades de aplicação do fluido de corte, em relação à aplicação convencional. Porém, cabe ressaltar que os valores obtidos para a lubri-refrigeração convencional foram em alguns casos até 100% superiores aos obtidos para as condições otimizadas.

A superioridade proporcionada pela lubri-refrigeração otimizada com defletores frente às demais advém do fato de que este equipamento facilita a entrada do fluido de corte na interface peça/rebolo, o que aumenta a quantidade deste presente nesta região, elevando a lubri-lubri-refrigeração da peça e, conseqüentemente, diminuindo o calor gerado, reduzindo desta forma a probabilidade de formação dos erros de circularidade, conforme observado por Malkin (1989) e Demeter & Hockenberger (1997).

Quanto às relações de velocidades utilizadas para a lubri-refrigeração otimizada, nota-se que há uma tendência da circularidade melhorar mediante o aumento da velocidade de aplicação do fluido de corte, até se chegar na relação 1:1 ($V_j = 30$ m/s), com exceção dos valores obtidos para a relação 1:0,8 ($V_j = 24$ m/s), que se mostrou melhor em várias condições de usinagem que a relação unitária, semelhante ao observado e comentado para a rugosidade das peças.

A explicação para a diminuição dos desvios de circularidade para a velocidade de saída de 24 m/s (18,1 l/min) em relação à de 30 m/s (22,6 l/min) é a mesma apresentada para a rugosidade (item 4.3.1), na qual se conclui que para esta velocidade de aplicação do fluido, pode-se obter uma maior eficiência lubri-refrigerante do fluido de corte, reduzindo-se, portanto os desvios de circularidade.

4.5.2 Influência do tipo de rebolo na circularidade variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.65, 4.66, 4.67 e 4.68 apresenta-se a influência do tipo rebolo (CBN e Al_2O_3), nos valores de circularidade obtidos para as peças retificadas, mediante a variação das velocidades de aplicação do fluido de corte, do tipo de lubri-refrigeração e fluidos de corte empregados.

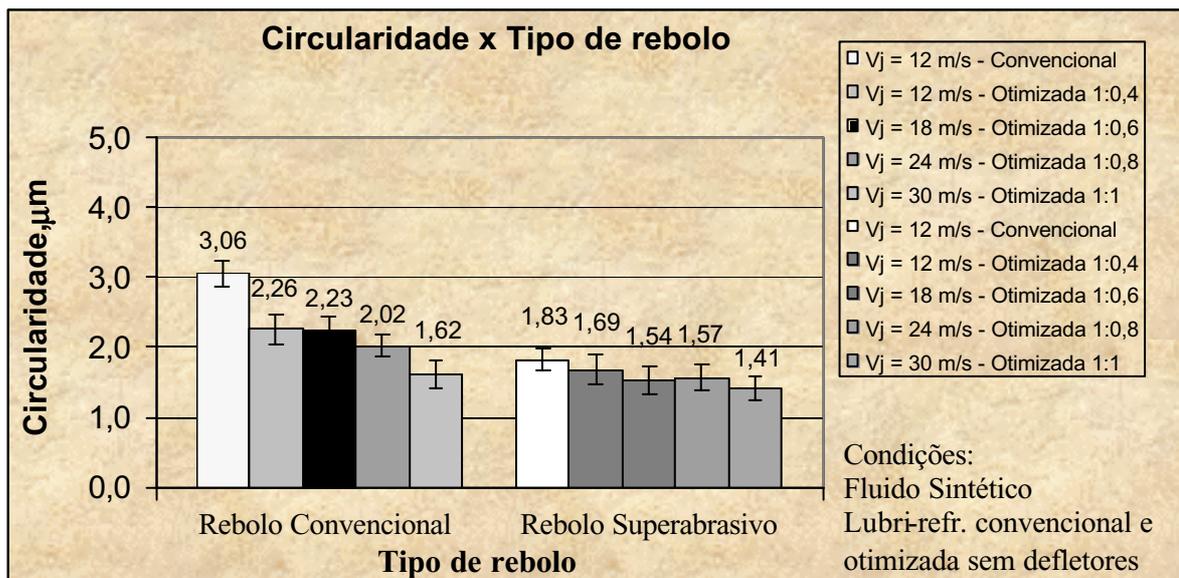


Figura 4.65 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e fluido sintético

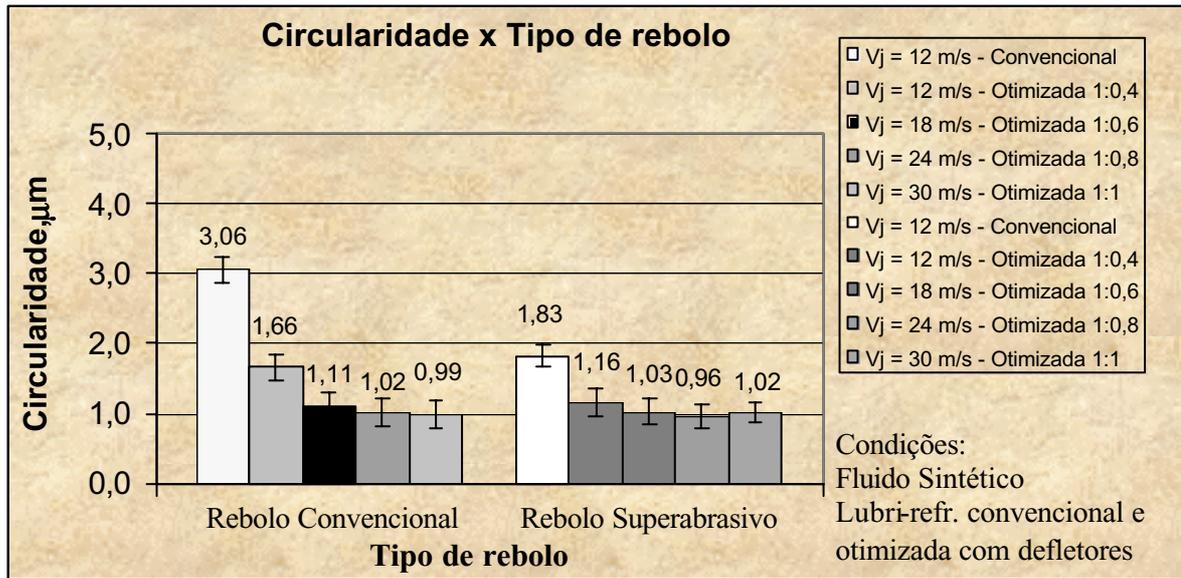


Figura 4.66 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e fluido sintético

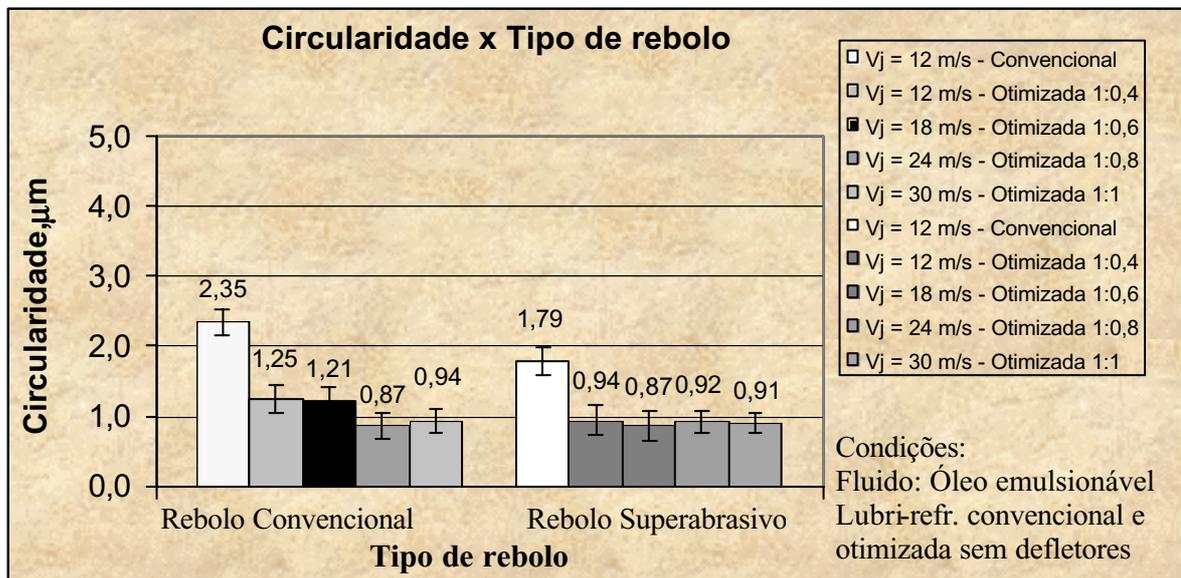


Figura 4.67 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e óleo emulsionável

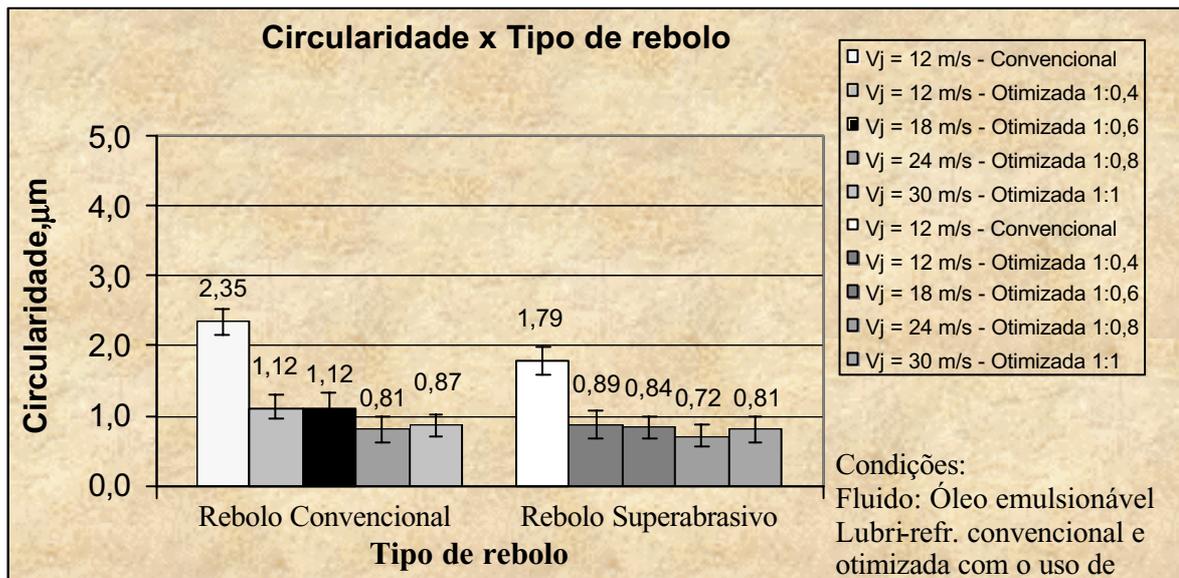


Figura 4.68 – Influência do tipo de rebolo nos valores de circularidade, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e óleo emulsionável

De acordo com as Figuras 4.65 a 4.68, pode-se verificar a influência positiva proporcionada pela utilização do rebolo superabrasivo, quando comparado ao óxido de alumínio. Comparativamente, a utilização do rebolo de CBN reduziu a circularidade em média cerca de 26% para o fluido sintético e 19% para o óleo emulsionável, considerando todos os tipos de lubri-refrigeração e velocidades de aplicação do fluido.

Este fato pode ser explicado, devido a maior condutibilidade térmica dos grãos de CBN, que é cerca de quarenta vezes maior que a do grão de Al_2O_3 , o que permite uma menor partição da energia gerada para a peça, facilitando desta maneira o controle dimensional desta e assegurando a integridade superficial do componente usinado (KOHLI et al., 1995). Isto reflete nos menores valores de circularidade que foram obtidos para o rebolo de CBN.

As maiores circularidades obtidas para o rebolo convencional de óxido de alumínio frente ao superabrasivo de CBN, podem ser explicadas também pelas maiores forças tangenciais de corte e energias específicas de retificação obtidas para este, que provavelmente elevam as temperaturas na região de corte. Isto ocorre, pois a área do topo dos grãos abrasivos do rebolo sendo maior (no caso do rebolo de Al_2O_3 que proporcionou as maiores forças tangenciais de corte), produz-se uma maior superfície de atrito entre a peça e o rebolo, gerando por consequência maiores temperaturas e desvios de circularidade.

4.5.3 Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.69, 4.70, 4.71 e 4.72 apresenta-se a influência do tipo de fluido (fluido sintético e óleo emulsionável), nos valores obtidos para as circularidades das peças retificadas mediante a utilização de diferentes velocidades de aplicação dos mesmos na região de corte e dos tipos de lubri-refrigeração e rebolos usados.

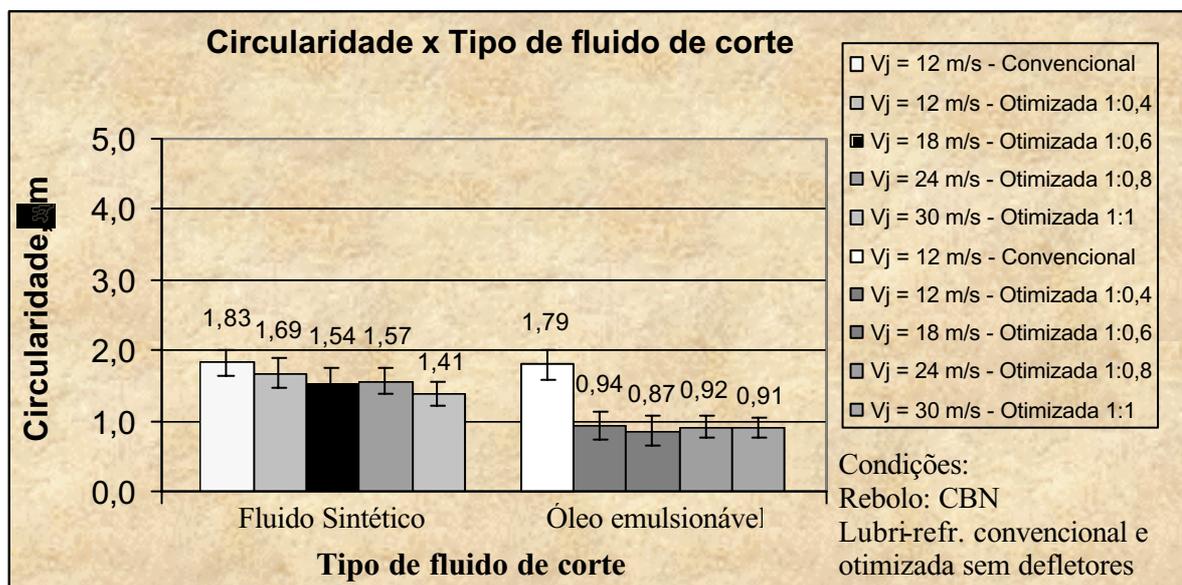


Figura 4.69 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

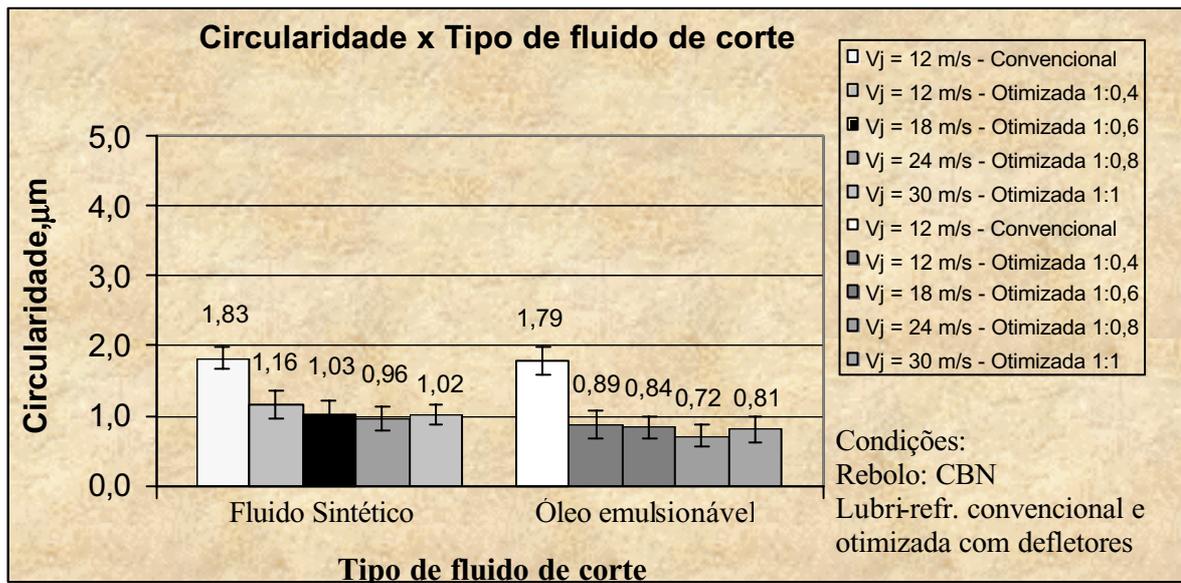


Figura 4.70 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de CBN utilizando uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

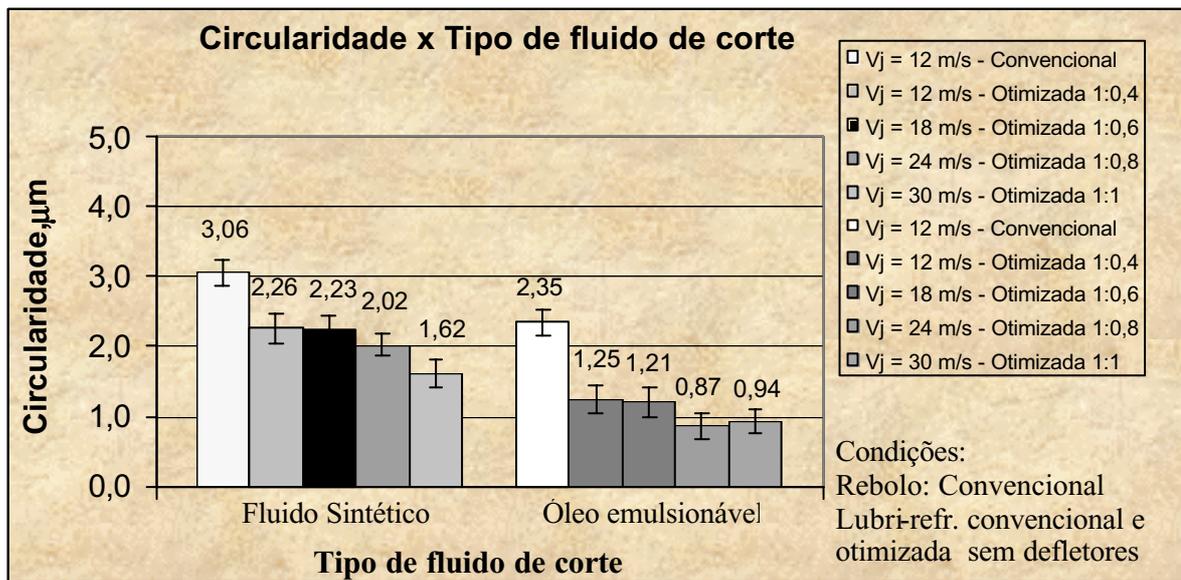


Figura 4.71 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de Al₂O₃ utilizando uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores

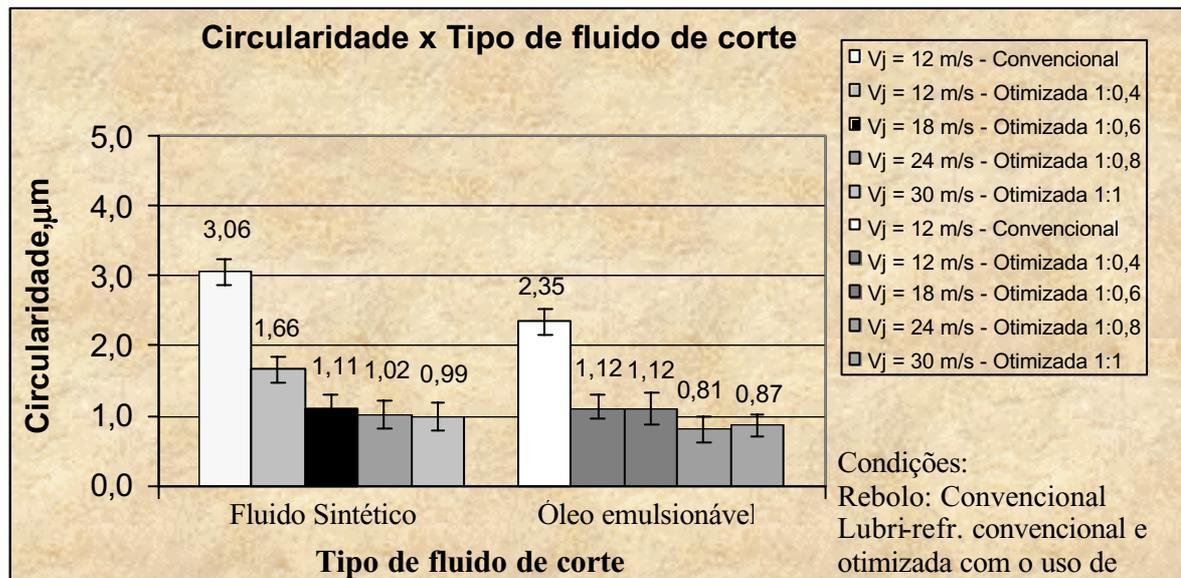


Figura 4.72 – Influência do tipo de fluido nos valores de circularidade obtidos para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores

Analisando-se as Figuras 4.69 a 4.72 nota-se a maior eficiência do óleo emulsionável na diminuição dos valores de circularidade. A redução média da circularidade obtida para este fluido em comparação ao fluido sintético foi de 24% e 30% para os rebolos de CBN e Al_2O_3 respectivamente, considerando-se todos os tipos de lubri-refrigeração e velocidades de aplicação do fluido de corte.

O melhor comportamento do óleo emulsionável pode ser explicado pelo fato de que este proporcionou melhor capacidade de lubri-lubri-refrigeração da região de corte, reduzindo desta forma o atrito criado pelo contato peça-rebolo e por conseqüência amenizando a geração de calor nesta interface. Devido à redução deste calor, menor é a possibilidade da ocorrência de danos térmicos e problemas de circularidade nas peças, o que pode ser constatado nas figuras acima mencionadas, que demonstram os melhores resultados apresentados para o óleo emulsionável frente ao fluido sintético, para esta variável de saída analisada.

4.6 TENSÃO RESIDUAL

Neste item são apresentados os valores de tensão residual mediante a variação do tipo de fluido, rebolo, lubri-refrigeração e velocidade de aplicação do fluido de corte.

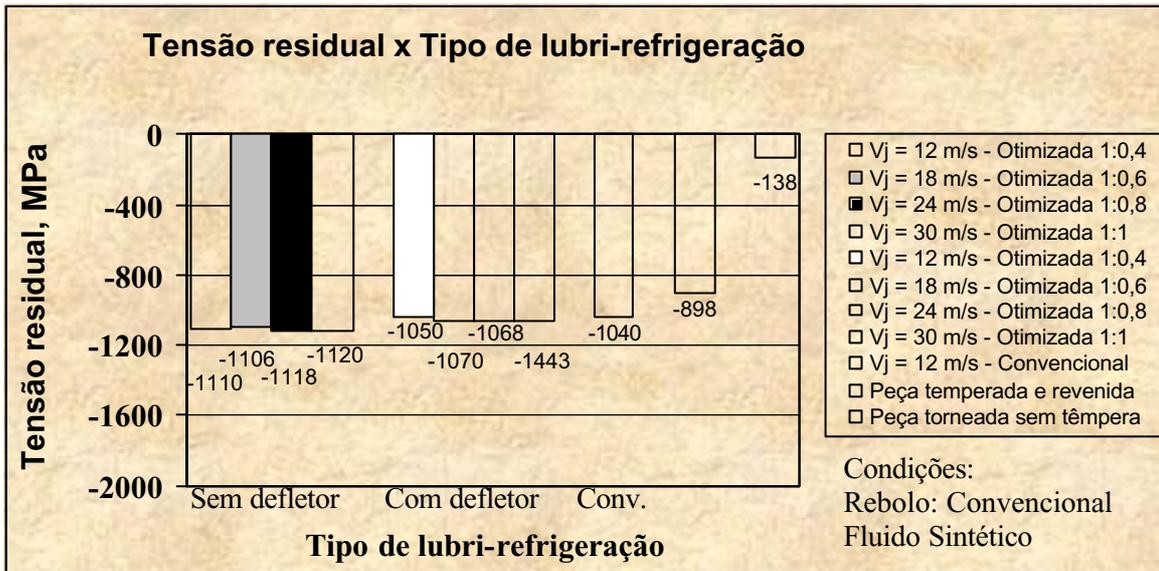


Figura 4.74 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu\text{m}$ abaixo da superfície mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e fluido sintético

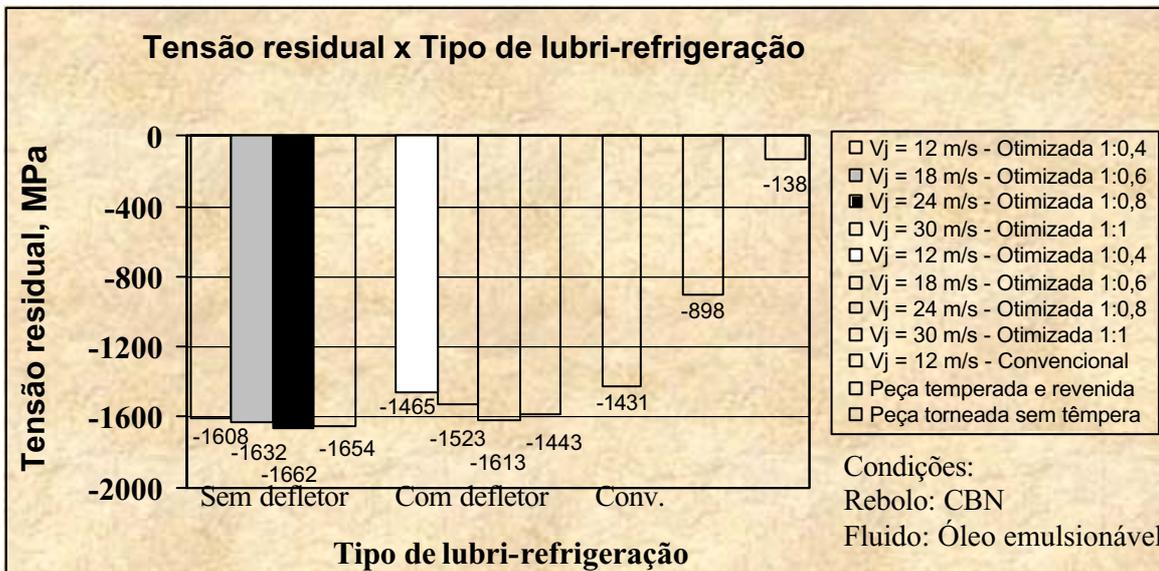


Figura 4.75 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu\text{m}$ abaixo da superfície, mediante utilização do rebolo de CBN e óleo emulsionável

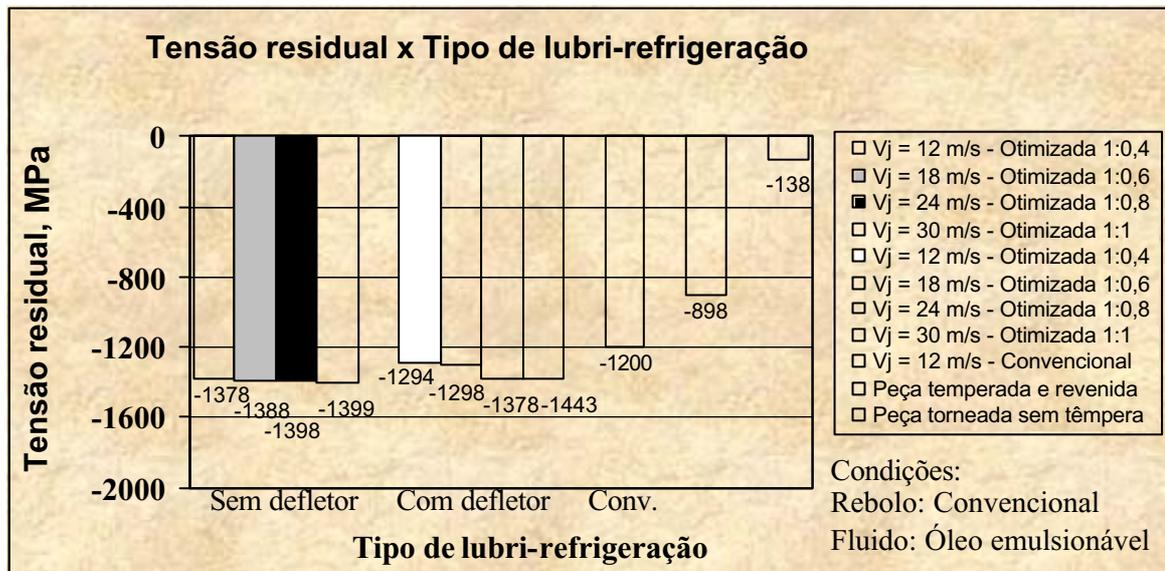


Figura 4.76 – Influência da V_j e do tipo de lubri-refrigeração na tensão residual a $15\mu\text{m}$ abaixo da superfície, mediante utilização do rebolo de Al_2O_3 e óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.73 a 4.76 nota-se que todas as tensões obtidas neste processo de retificação em questão foram benéficas para as peças usinadas, pois foram todas tensões de compressão. Observa-se ainda que a lubri-refrigeração otimizada (independente da utilização ou não de defletores), apresentou de uma forma geral, tensões de compressão maiores que às geradas pela lubri-refrigeração convencional. Assim, as condições otimizadas de aplicação do fluido de corte no processo são mais interessantes.

Também pode ser verificado que as maiores tensões de compressão, foram obtidas para as relações de velocidades 1:1 e 1:0,8 (com $V_j = 30$ m/s e $V_j = 24$ m/s respectivamente), sendo que para estas relações os valores de tensão residual não tiveram diferenças significativas.

Um fato interessante é que a tensão residual foi a única variável de saída analisada que não mostrou a superioridade da lubri-refrigeração otimizada dispondo de defletores, visto que os valores de tensões medidos nesta condição foram relativamente menores que àqueles verificados nas peças retificadas na ausência dos dispositivos defletores. Porém, estas diferenças de tensões observadas, não são problemáticas, pois na média, estas foram de 4%, 1,6%, 7,8% e 2,7% para as Figuras 4.73, 4.74, 4.75 e 4.76 respectivamente, ou seja, diferenças inferiores aos erros de medição pertinentes ao processo de medição desta variável, neste tipo de processo, que eram de 10%. Além disso, cabe observar que todas as tensões obtidas não prejudicam o processo, uma vez que tanto para a lubri-refrigeração otimizada com

defletor, como a efetuada sem este dispositivo, as tensões resultantes são de compressão e, portanto, benéficas para as peças.

4.6.2 Influência do tipo de rebolo empregado na tensão residual variando-se as velocidades de aplicação do fluido de corte e o tipo de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.77, 4.78, 4.79 e 4.80 é apresentada a influência do tipo rebolo nas tensões residuais medidas nas peças retificadas perante a variação das velocidades de aplicação do fluido de corte, dos tipos de refrigerações e fluidos de corte empregados.

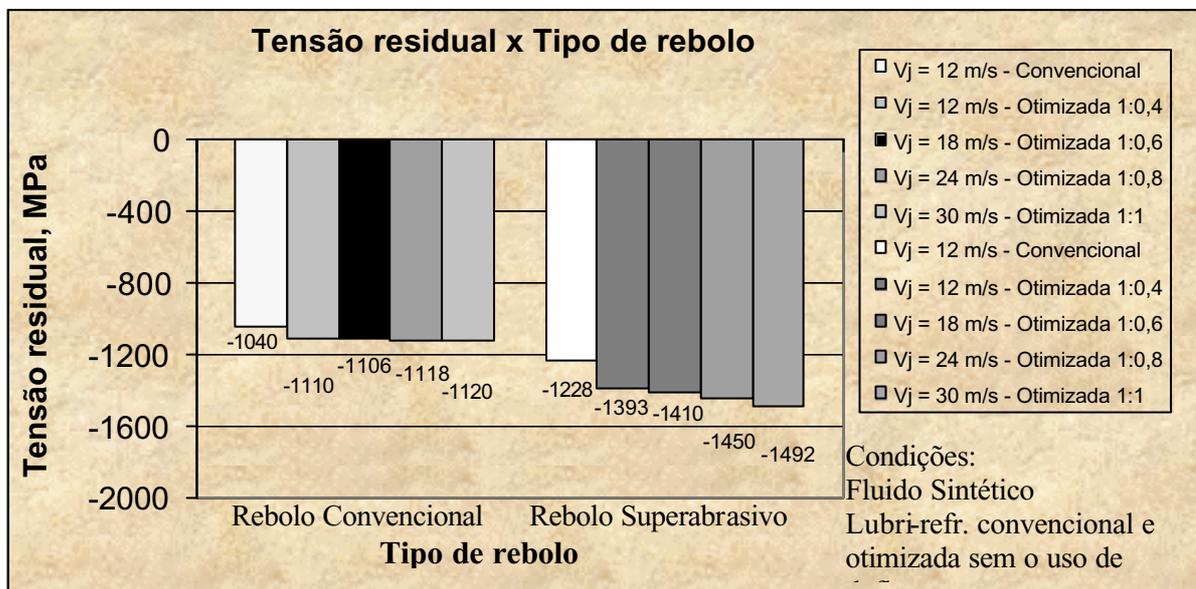


Figura 4.77 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e um fluido sintético

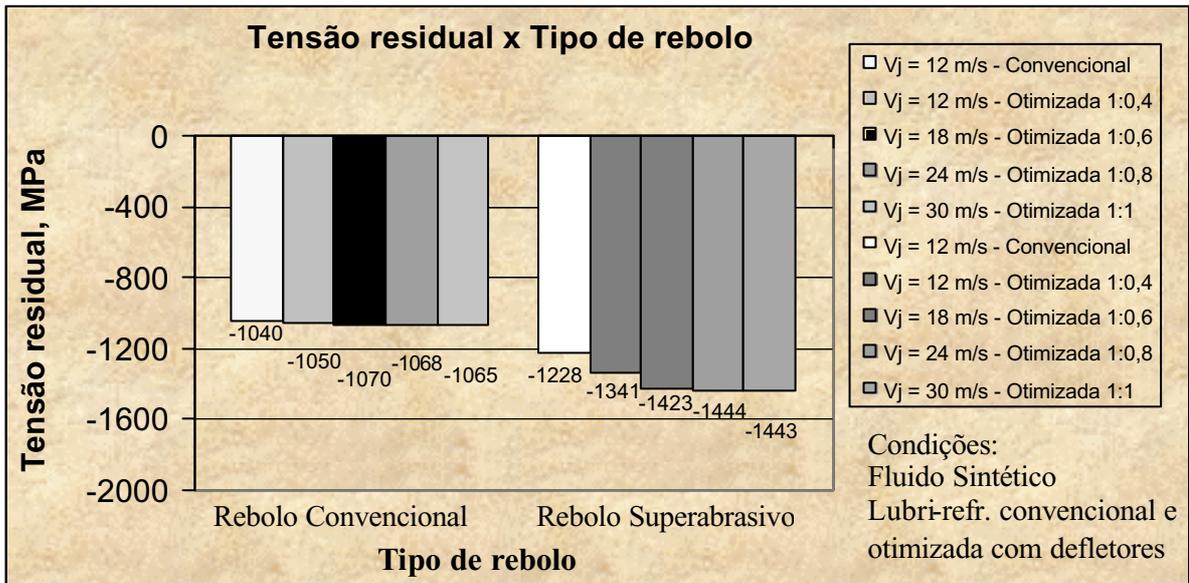


Figura 4.78 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e um fluido sintético

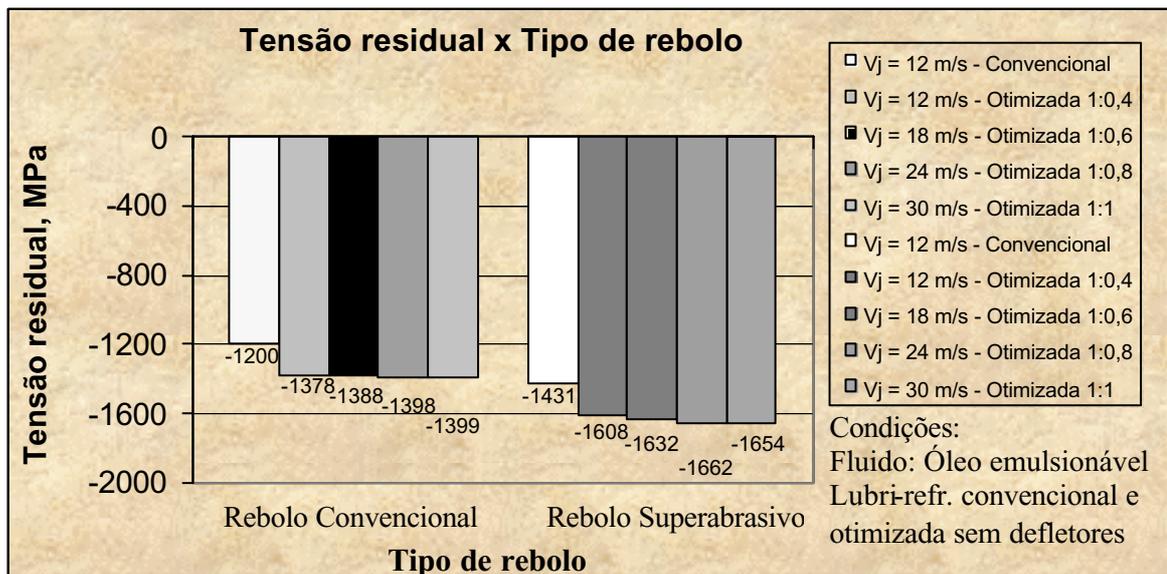


Figura 4.79 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem defletores e com óleo emulsionável

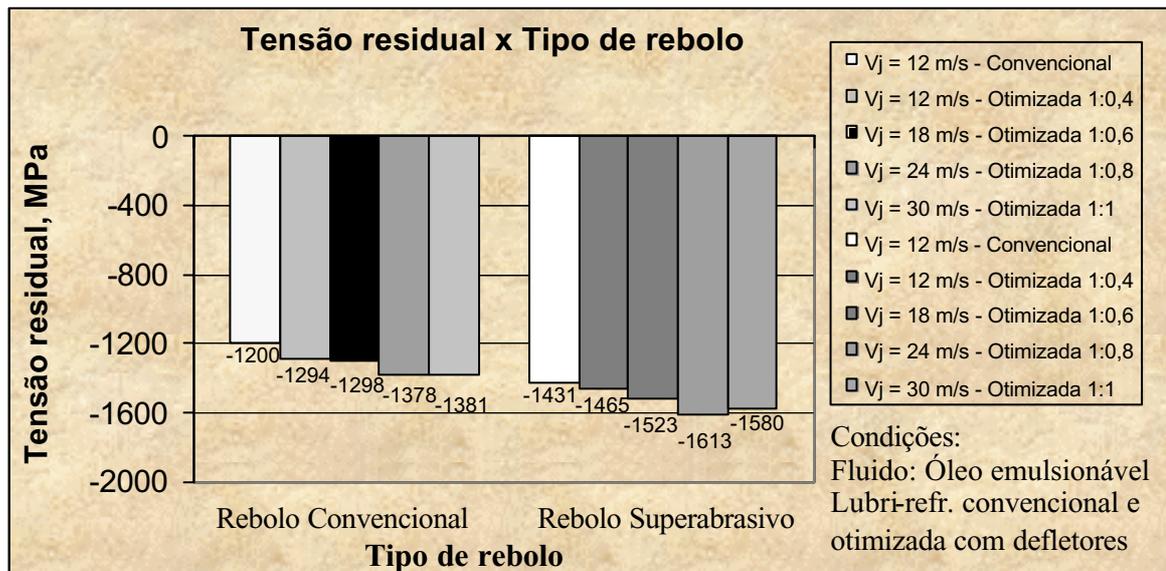


Figura 4.80 – Influência do tipo de rebolo na tensão residual, empregando-se uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada com defletores e com óleo emulsionável

Analisando-se as Figuras 4.77 a 4.80 têm-se que as tensões verificadas para o rebolo superabrasivo de CBN foram de maior intensidade compressiva que àquelas geradas pelo rebolo convencional de Al_2O_3 , o que já se esperava conforme relatado por Brinksmeier et al. (1982).

Comparativamente, a utilização do rebolo de CBN aumentou a tensão de compressão em cerca de 28% para o fluido sintético e de aproximadamente 17% para o óleo emulsionável.

A predisposição dos rebolos de CBN a produzirem tensões mais favoráveis ao processo, está diretamente ligada às propriedades dos grãos abrasivos deste material, como a maior dureza de seus grãos, o que permite um menor desgaste do grão, menores forças de retificação e uma menor geração de calor, bem como a maior condutibilidade térmica dos grãos de CBN frente ao Al_2O_3 , o que permite uma menor partição da energia gerada para a peça assegurando uma melhor integridade superficial do componente usinado (KOHLI et al., 1995).

4.6.3 Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para as diferentes velocidades de aplicação e tipos de lubri-refrigeração

Nas Figuras 4.81, 4.82, 4.83 e 4.84 apresenta-se a influência do tipo de fluido de corte nos valores das tensões residuais obtidos para as diferentes velocidades de aplicação de fluido

V_j utilizadas, associadas aos diferentes tipos de lubri-refrigeração (convencional e otimizada com e sem defletores) mediante alternância das ferramentas abrasivas.

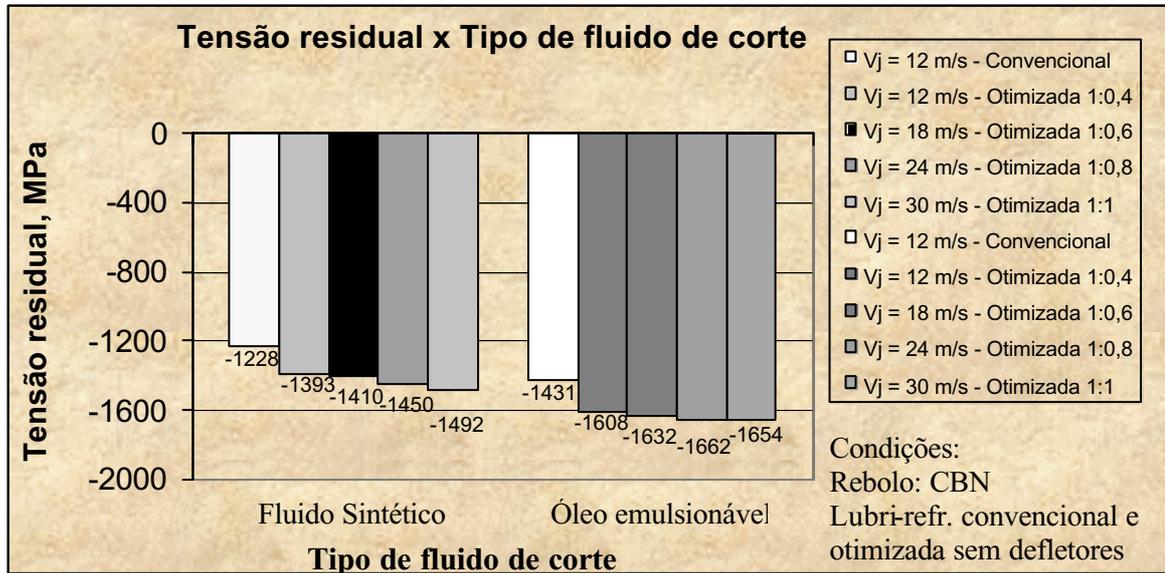


Figura 4.81 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores

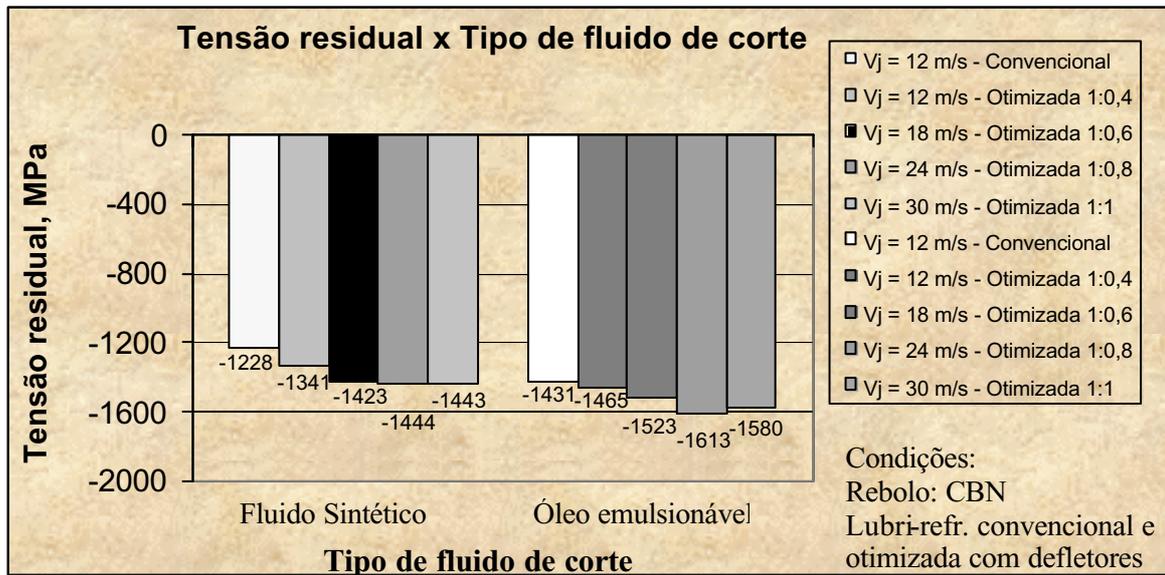


Figura 4.82 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de CBN com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando o sistema de defletores

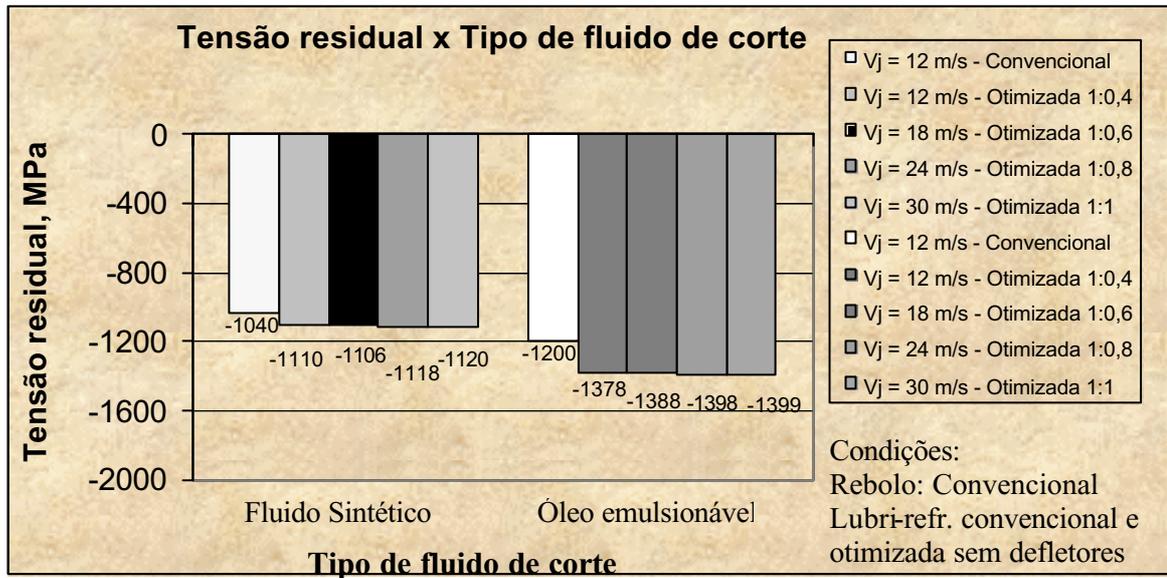


Figura 4.83 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada sem o sistema de defletores

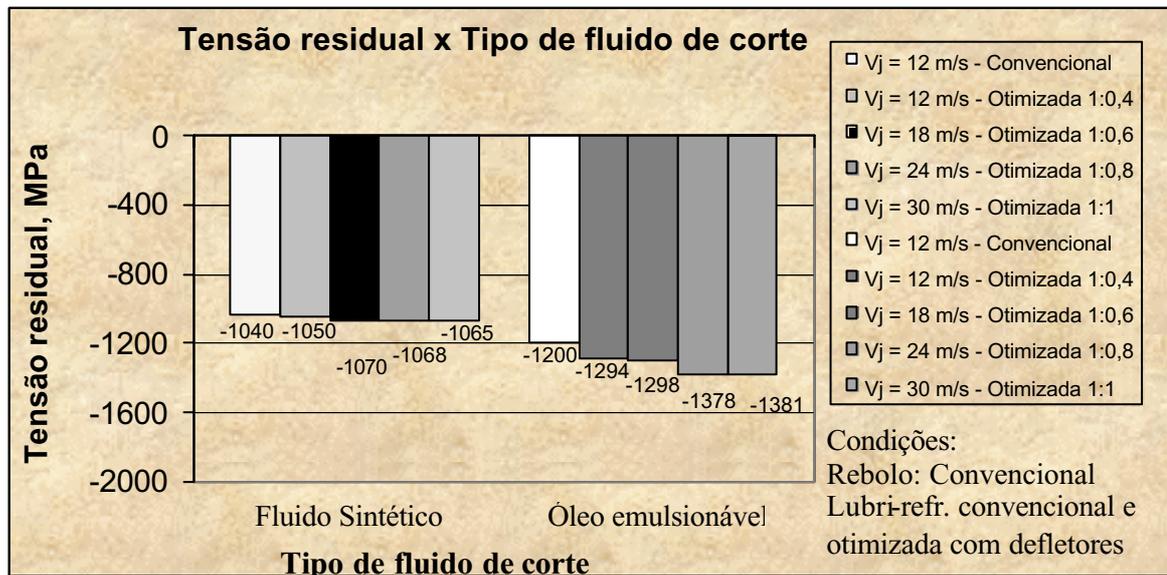


Figura 4.84 – Influência do tipo de fluido nas tensões residuais obtidas para o rebolo de Al_2O_3 com uma lubri-refrigeração convencional e uma otimizada utilizando sistema de defletores

De acordo com as Figuras 4.81 a 4.84 nota-se que o fluido de corte que proporcionou melhores tensões de compressão foi o óleo emulsionável, pois apresentou as maiores tensões de compressão.

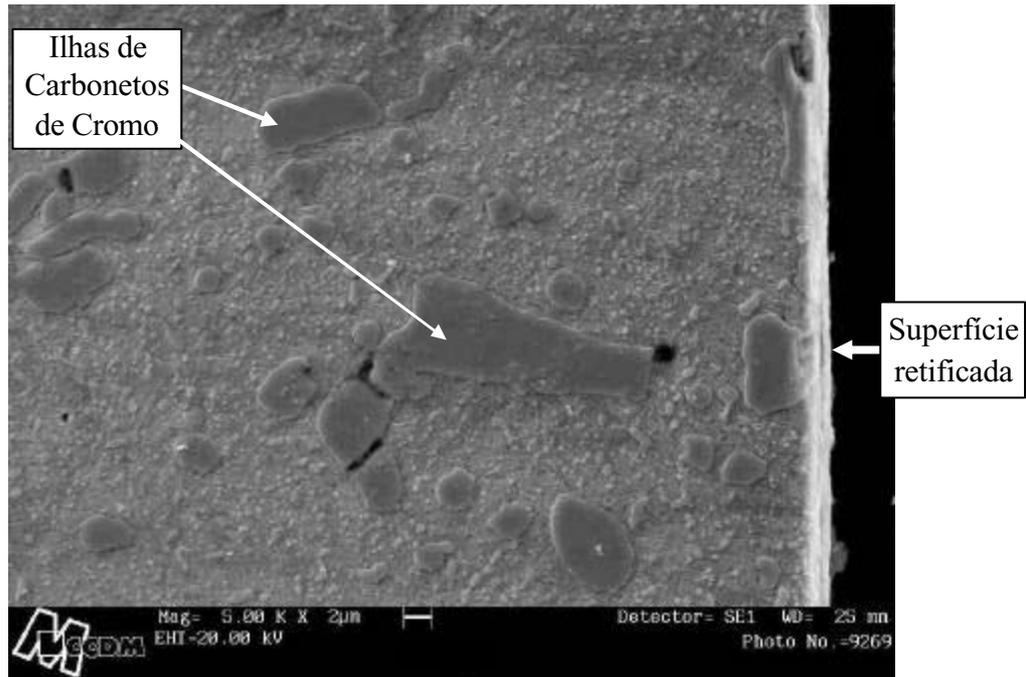
Novamente, os melhores resultados obtidos para o óleo emulsionável, frente ao fluido sintético, deve-se ao seu maior poder lubrificante, que propiciou uma redução da quantidade de calor gerada na região de corte, devido a diminuição do atrito peça/rebolo, evitando desta forma um acúmulo de tensões. Esta maior capacidade lubrificante diminuiu a energia específica de retificação gerada durante a usinagem e possivelmente as temperaturas na região de corte, reduzindo assim a incidência dos danos térmicos, os quais levam ao surgimento de tensões residuais de tração (MALKIN, 1989).

4.7 ANÁLISE MICROESTRUTURAL POR MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA (MEV)

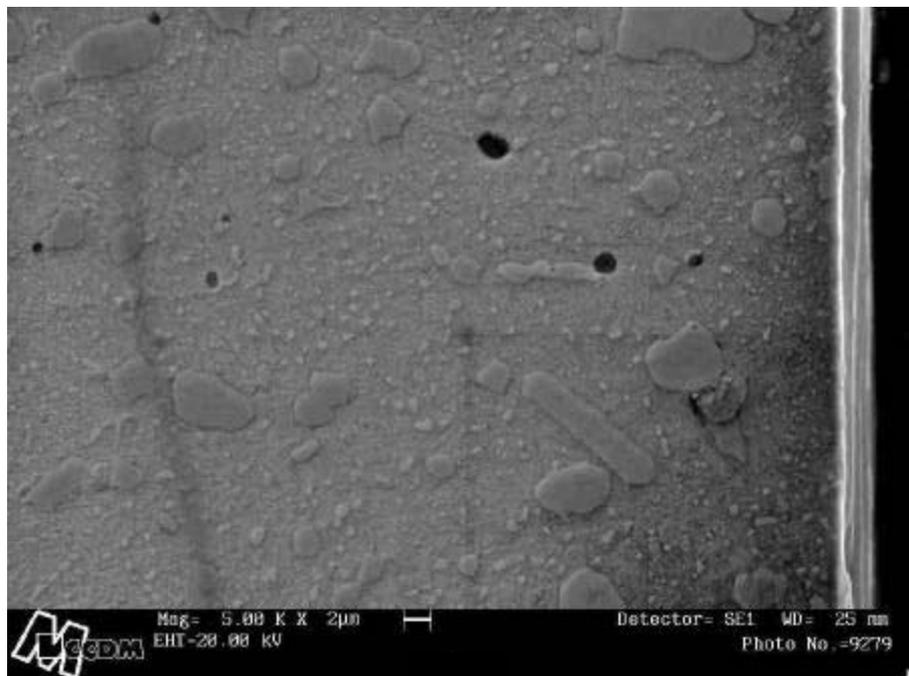
Inicialmente, é importante salientar que as microscopias eletrônicas de varredura realizadas não apresentaram modificações microestruturais significativas para todas as condições de usinagem testadas (tipos de fluidos de corte, de rebolos, diferentes velocidades de aplicação de fluido de corte e refrigerações).

Devido a este fato, a título de ilustração, são apresentadas apenas algumas microscopias referentes à velocidade de saída do fluido de 24 m/s (relação 1:0,8), visto que esta foi a velocidade que teve uma tendência de se portar melhor para todas as variáveis de saída analisadas.

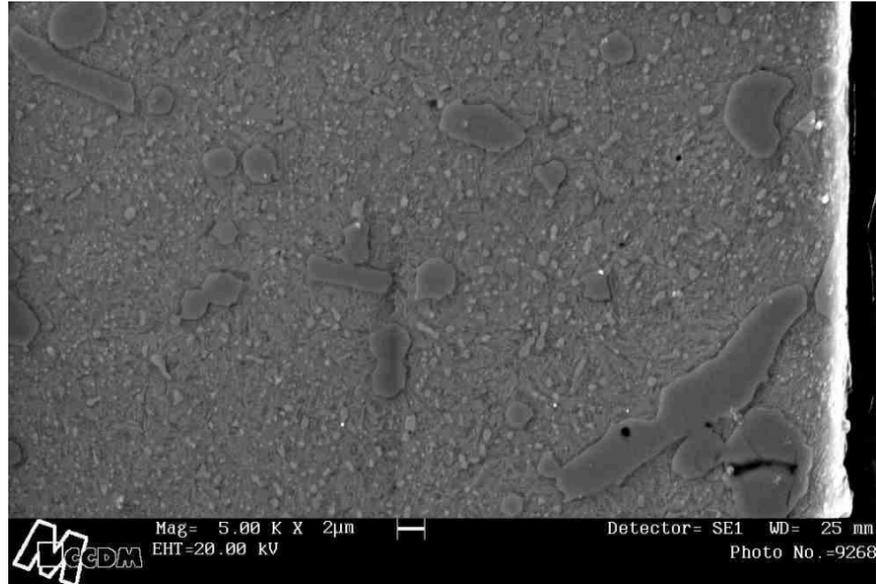
Nas Figuras 4.85 e 4.86 são apresentadas microscopias realizadas nas peças retificadas com o rebolo de CBN em conjunto com o óleo emulsionável e fluido sintético respectivamente, mediante uma lubri-refrigeração otimizada com a utilização dos defletores aerodinâmicos. Já nas Figuras 4.87 e 4.88 seguiu-se o mesmo procedimento, apenas alterando-se o tipo de rebolo para o de óxido de alumínio.



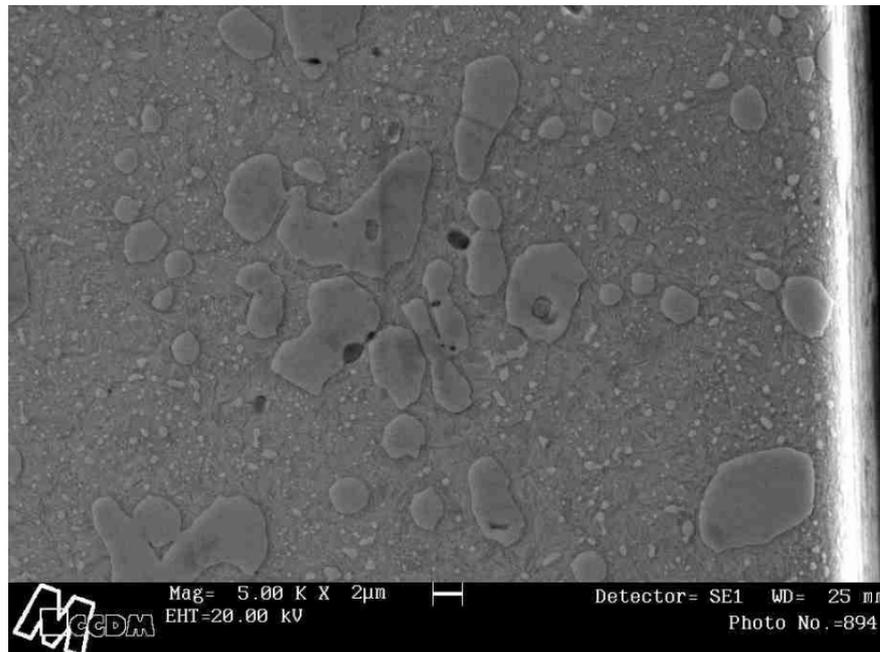
Figuras 4.85 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de CBN, óleo emulsionável e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes)



Figuras 4.86 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de CBN, fluido sintético e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes)



Figuras 4.87 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de Al_2O_3 , óleo emulsionável e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes)



Figuras 4.88 – Microscopia eletrônica de varredura do aço retificado com rebolo de Al_2O_3 , fluido sintético e lubri-refrigeração otimizada com defletores (ampliação de 5.000 vezes)

Analisando-se as Figuras 4.85 a 4.88 percebe-se que não houve mudanças significativas nas microscopias e nem o aparecimento de trincas em todas as condições ilustradas, bem como em todas outras que foram avaliadas.

Embora não tenham sido apresentadas todas as microestruturas, pode-se afirmar que não ocorreram diferenças quando da variação da velocidade de aplicação do fluido, do tipo de lubri-refrigeração empregada (convencional e otimizada com e sem defletores), dos diferentes rebolos (CBN e Al_2O_3) e fluidos (fluido sintético e óleo emulsionável) utilizados, pois as condições de corte empregadas não foram tão agressivas que pudessem alterar a microestrutura do aço VC 131 temperado e revenido em questão.

Ressalta-se que em todas as microscopias realizadas, apareceram carbonetos aglomerados, nas denominadas “ilhas” de carbonetos. A fim de se definir qualera o tipo deste carboneto, efetuou-se uma microanálise química destas ilhas de carbonetos das peças usinadas pela técnica de EDS (Espectroscopia por dispersão de energia de raios-X). Segundo esta análise, a composição média em cada amostra analisada destes carbonetos foi: 8,5% C, 53,8% Cr, 35,9% Fe, 1,2% V e 0,6% W, com um erro referente ao processo de medição de aproximadamente 10%. Desta forma, observou-se que em todas as microestruturas que foram realizadas, estão presentes carbonetos de cromo em grande quantidade.

5 CONCLUSÕES

Com base nos resultados apresentados e discutidos no capítulo 4 e nas bibliografias consultadas, em relação ao processo de retificação cilíndrica externa do aço VC 131 endurecido em questão, conclui-se que:

- O sistema de defletor aerodinâmico construído para este projeto, conseguiu cumprir seu objetivo retirando parte da camada de ar formada ao redor do rebolo devido a sua rotação, facilitando desta forma a aplicação do fluido de corte diretamente na interface peça-rebolo, o que possibilitou que os resultados obtidos pudessem ser melhorados quando a lubri-refrigeração otimizada foi realizada com este dispositivo;
- Em relação à lubri-refrigeração otimizada empregada sem o sistema de defletores, pode-se confirmar sua maior eficiência perante a lubri-refrigeração convencional, pois para a grande maioria das variáveis de saída analisadas, esta forneceu melhor desempenho;
- A relação de velocidades de aplicação do fluido de corte 1:0,8 ($V_j = 24$ m/s) mostrou-se tão eficiente quando não melhor que a relação unitária ($V_j = 30$ m/s), após análise realizadas nas seguintes variáveis de saída: emissão acústica, rugosidade, desgaste diametral do rebolo, desvios de circularidade e tensão residual. No caso da força tangencial de corte e energia específica de retificação notou-se um comportamento bem semelhante para ambas velocidades de aplicação do fluido de corte. Já a MEV não mostrou diferenças significativas para nenhuma das relações de velocidades de saída do fluido utilizadas;
- Para as demais velocidades de aplicação do fluido de corte no processo de retificação que se transcorreu mediante a uma lubri-refrigeração otimizada, notou-se uma tendência em se melhorar os resultados finais obtidos com o aumento da quantidade de fluido no processo;

- O rebolo superabrasivo de CBN foi a ferramenta abrasiva que proporcionou menores forças tangenciais de corte, energias específicas de retificação, emissões acústicas, rugosidades, desgastes diametrais do rebolo, circularidades e as maiores tensões residuais de compressão. Somente a MEV não apresentou diferenças significativas com o emprego deste tipo de ferramenta de corte, frente ao rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3), pois as microestruturas das peças retificadas por ambos foram semelhantes;
- O fluido de corte que teve um melhor comportamento para todas as variáveis de saída analisadas (exceto para a MEV que foi semelhante àquelas obtidas para ao fluido sintético), foi o óleo emulsionável, demonstrando excelentes propriedades lubrificantes e refrigerantes;

De uma forma geral, o tipo de lubri-refrigeração que se sobressaiu foi a otimizada com o emprego dos defletores aerodinâmicos mediante a utilização da velocidade de aplicação do fluido de 24 m/s (relação 1:0,8); a melhor ferramenta abrasiva foi o rebolo superabrasivo de CBN; e o melhor fluido de corte o óleo emulsionável.

Por fim, enfatiza-se a grande contribuição desta Tese para o meio científico e industrial, pois a mesma demonstrou que para as condições de usinagem empregadas nesta pesquisa, a relação 1:0,8 ($V_j = 24\text{m/s}$ e $Q = 18,1\text{ l/min}$) pode ser utilizada ao invés da relação 1:1 ($V_j = 30\text{ m/s}$ e $Q = 22,6\text{ l/min}$), proporcionando resultados finais às peças semelhantes ou até mesmo superiores aos que foram obtidos para a relação unitária. Assegurando desta forma, uma maior economia quanto ao consumo e ao descarte dos fluidos de corte e reduzindo os possíveis problemas ao meio ambiente e à saúde dos trabalhadores que os fluidos em excesso podem causar.

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:

- Comparar o processo de aplicação otimizada do fluido de corte com o processo de MQL (Mínima Quantidade de Lubrificação), na retificação do aço VC 131;
- Verificar se os defletores aerodinâmicos não podem facilitar o emprego do processo de MQL, facilitando desta forma a lubri-refrigeração da interface peça-rebolo;
- Analisar relações de aplicação do fluido na região de corte superiores a relação unitária proposta por Webster (1995) e utilizada nesta pesquisa;
- Verificar se um aumento na concentração do óleo emulsionável não pode ser interessante ao processo, melhorando a qualidade final das peças retificadas;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. AGOSTINHO, O. L., RODRIGUES, A. C. S., LIRANI, J. **Tolerância, ajuste, desvios e análise de dimensões.** São Paulo, Edgard Blücher, 1981.
2. AGUIAR, P. R. **Monitoramento da queima superficial em processo de usinagem por retificação usando a potência elétrica do motor de acionamento e emissão acústica.** Tese de Doutorado - USP, São Paulo, SP, Brasil, 1997.
3. ASM International Handbook Committee, Metals Handbook, 6a edição, Cap. 27, Maio de 1991, p. 14-20.
4. ASME, American Society of Mechanical Engineers. ANSI/ASME Y14.5M, Dimensioning and Tolerancing. New York, 1982.
5. BALDO, E. D. **Redução do ciclo de retificação cilíndrica de mergulho com auxílio da emissão acústica.** Dissertação de Mestrado - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, 1994, 86p.
6. BELLOWS, G. **Low stress grinding – For quality production.** Machining Process Series, Metcut Research Associates Inc., Second Edition, Cincinnati, Ohio, 1983, p. 49-95.
7. BENNETT, B. **Cutting Fluids and Superabrasives Applications.** Cincinnati Milacron, AES Magazine, 1993, p.12.
8. BIANCHI, C. E., SILVA, E. J., SILVA JUNIOR, C. E., SOUZA, G. F., FORTULAN, C. A., FERNANDES, O. C., VALARELLI, I. D., AGUIAR, P. R., **Grinding of brittle and ductile steels: How to act on the grinding parameters in order to get the best results?** Abrasives Magazine, August/September, 1999a, p. 22-27.
9. BIANCHI, C. E., SILVA, E. J., LOVATO, M. C., FERNANDES, O. C., VALARELLI, I. D. **Características e tendências do processo de abrasão.** Revista Máquinas & Metais, Aranda Editora, Ano XXXV, nº 399, Abril, 1999b, p. 238-249.

10. BIANCHI, C. E., VALARELLI, I. D., AGUIAR, P. R., SILVA, E. J., MONICI, R. D., SOUZA, G. F. **A contribuição dos rebolos de CBN para a melhoria da competitividade e qualidade.** Revista Máquinas e Metais, Aranda Editora, Abril, 2001, p. 170-197.
11. BIANCHI, E. C., CATAI, E. C., AGUIAR, P. R. **Formas otimizadas para a aplicação de fluidos de corte na retificação dos metais.** In: XV Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais - CBECIMAT, Natal, RN, Brasil, 2002, 6p.
12. BIENKOWSKI, K. **Coolants & lubricants – Staying pure.** Manufacturing Engineering, April, 1993, p. 55-61.
13. BRAGA, D. U., DINIZ, A. E., COPPINI, N. L., MIRANDA, G. W. **Furação de liga de alumínio silício utilizando lubrificação por névoa.** Revista Máquinas e Metais, Aranda Editora, Ano XXXVI, nº 413, Junho, 2000, p. 104-115.
14. BRINKSMEIER, E.; CAMMETT, J. T.; KÖNIG, W.; LESKOVAR, P.; PETERS, J.; TÖNSHOFF, H. K. **Residual stresses – measurement and causes in machining processes.** Annals of the CIRP, vol. 31, 1982, p. 491-510.
15. BRINKSMEIER, E. **A model for the development of residual stresses in grinding.** In: NIKU-LARI, A. Advances in Surface Treatments. 5.ed. Pergamon Press, vol. 5, 1986, p. 173-189.
16. 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, Outubro, 2001, p. 34-41.
17. BURMEISTER, N. M. **Óleos lubrificantes usados.** Site Institucional da Indústria Petroquímica do Sul, Disponível em: <<http://www.petroquimicasul.com.br>>. Acesso em: 10 jan. 2002.

-
18. BYRNE G., DORNFEL D., INASAKI I., KETTLER G., KONIG W., TETI R. **Tool condition monitoring (TCM), the status of research and industrial application.** Annals of the CIRP, vol. 44/1, 1995, p. 49-54
 19. BYRNE, G. **Usinagem em ambiente limpo: não se trata apenas de uma questão de higiene.** Revista Máquinas e Metais, nº 363, Abril, 1996, p. 66-80.
 20. CARIUS, A. C. **Desenvolvimento de produtos e do mercado de CBN na Europa e na América.** Revista Máquinas e Metais, nº 403, 1999, p. 86-103.
 21. 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, 1995, p. 895-904.
 22. CHEN, X., ROWE, W. B., McCORMACK, D. F. **Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding.** Journal of Materials Processing Technology, nº 107, 2000, p. 216-221.
 23. DEMETER E. C., HOCKENBERGER M. J. **The application of tool path compensation for the reduction of clamping-induced geometric error.** International Journal of Production Research, nº 35, v.12, 1997.
 24. DROZDA, T. J., WICK, C. **Tool and manufacturing engineers.** Handbook – Machining, vol. 1, 4^a ed., 1983.
 25. DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais.** Artíliber Editora Ltda, Campinas, SP, Brasil, 2^a Edição, 2000, p.225-244.
 26. DÖRR, J., SAHM, A. **A mínima quantidade de lubrificantes avaliada pelos usuários.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVII, nº 418, nov., 2000, p. 20-39.

-
27. 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, jun., 1999, p. 209-223.
 28. EL BARADIE, M. A. **Cutting fluids: Part I. Characterisation.** Journal of Materials Processing Technology, Irlanda, vol. 56, 1996, p. 786-797.
 29. 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.
 30. GOYAN, R. L. **Biodegradable lubricants.** Lubrication Engineering, Illinois, vol. 54, nº 7, July, 1998, p. 10-17.
 31. GOMES, J. J. F. **Implementação de sistema automático de calibração dimensional em retificadoras CNC utilizando emissão acústica.** Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos - USP, São Carlos, SP, Brasil, 1997, 80p.
 32. GRAF, W. **Cylindrical Grinding.** Copyright WST Winterthur Schleiftechnik AG, Schweiz, 2004, 87p.
 33. GUO, C. **Energy partition and cooling during grinding.** In: 3rd International Machining & Grinding Conference, SME, October 4-7, Cincinnati, Ohio, USA, 1999, p. 1-12.
 34. HARA, C. M. **Uma Contribuição para o Monitoramento de Retificação Cilíndrica de Mergulho.** Tese de Doutorado. Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, 1999.
 35. HASSUI, A. **Estudo da vibração durante o corte e centelhamento na retificação cilíndrica de mergulho.** Tese de Doutorado. Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, 2002.

-
36. 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, fev., 1998, p. 22-38.
 37. HITCHINER, M. P. **Precision grinding systems for production grinding with vitrified CBN.** SME Technical Paper MR90-507, 1990, p. 1-11.
 38. HITCHINER, M. **O emprego da alta velocidade com rebolos de CBN.** Revista Máquinas e Metais, Setembro, Ano XXXVII, nº 428, 2001, p. 116-133.
 39. HOWES, T. D., TOENSCHOFF, H. K., HEUER, W. **Environmental aspects of grinding fluids.** In: Annals of the CIRP, Keynote Paper, vol. 40, nº 2, August, 1991, p. 623-630.
 40. HRYNIEWICZ, P.; SZERI, A. Z.; JAHANMIR, S. **Coolant Flow in Surface Grinding with Non-Porous Wheels.** International Journal of Mechanical Sciences 42, 2000, p. 2347-2367.
 41. IGNÁCIO, E. A. **Caracterização da legislação ambiental brasileira voltada para a utilização de fluidos de corte na indústria metal-mecânica.** Dissertação de Mestrado - UFSC, Florianópolis, SC, Brasil, Novembro, 1998.
 42. INASAKI, I. **Monitoring and optimization of grinding process.** In: Annals of the CIRP, vol. 40, 1990.
 43. JAHANMIR, S., STRAKNA T. J. **Effect of grinding on strength and surface integrity of silicon nitride.** Machining of advanced ceramics Conference NIST, July, 1993, p. 263-277.
 44. JEDRZEJEWSKI J., MODRZYCKI W. **Intelligent supervision of thermal deformations in high precision machine tools.** Proc. 32nd Int. MATADOR Conf, Manchester, UK, 1997, p. 457-462.

-
45. JOHNSON, G. A. **Beneficial compressive residual stress resulting from CBN grinding.** SME Second International Grinding Conference, Philadelphia, Pennsylvania, 1996, p. 1-12.
 46. JUNIOR, J. F. **Contribuição para implementação de funções de retificação inteligente (R.I.) utilizando técnicas de monitoramento por emissão acústica.** Tese (Doutorado) - USP, São Carlos, SP, Brasil, 1996, 138p.
 47. KLOCKE, F., EISENBLÄTTER, G. **Dry cutting.** Annals of the CIRP, vol. 46, nº 2, 1997, p. 519-526.
 48. KLOCKE, F., BECK, T., EISENBLÄTTER, G., LUNG, D. **Minimal Quantity Lubrication (MQL) – Motivation, Fundamentals, Vistas.** In: 12th International Colloquium Industrial and Automotive Lubrication, Technische Akademie Esslingen, 11-13 jan., 2000a, 14p.
 49. KLOCKE, F., BECK, T., EISENBLÄTTER, G., FRITSCH, R., LUNG, D., PÖHLS, M. **Applications of Minimal Quantity Lubrication (MQL) in cutting and grinding.** In: 12th International Colloquium Industrial and Automotive Lubrication, Technische Akademie Esslingen, 11-13 jan., 2000b, 14p.
 50. KOHLI S. P., GUO, C.; MALKIN, S. **Energy Partition for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels.** ASME Journal of Engineering for industry, vol. 117, 1995, p. 160-168.
 51. KÖNIG, W. **Tecnologia de fabricação: retificação, brunimento e lapidação.** Tradução Weingaertner, W. L., VDI-Verlag, Düsseldorf, Alemanha, vol. 2, 1980, p. 89-99.
 52. KÖNIG, W. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen.** Bohren. Band 1. 3^o Ed. VDI-Verlag GmbH. Düsseldorf, 1990.
 53. KÖNIG, W., KNOP, M. **Retificação: métodos para prever o comportamento do processo.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXVI, nº 301, Fevereiro, 1991, p.48-62.

-
54. KÖNIG, W., MEYEN, H. P. **AE in grinding and dressing: accuracy and process reliability.** In: 4th International Grinding Conference, Dearborn, Michigan, 1990.
 55. KOVACEVIC, R. MOHAN, R. **Effect of high speed grinding fluid on surface grinding performance.** SME Technical paper, MR95-213, 1995, p. 919-931.
 56. KRAR, S. F. **Grinding technology.** Delmar Publishers Inc., Second Edition, USA, 1994, p. 165-319, ISBN 0-8273-6390-7.
 57. KRUSZYNÂSKI, B. W., WOÂJCIK, R. **Residual stress in grinding.** Journal of Materials Processing Technology, n° 109, 2001, p.254-257.
 58. LANTZ, M. A. **Chemical and mechanical considerations in reducing mist – A case study.** Lubrication Engineering, Illinois, vol. 53, n° 9, Sept., 1997, p. 14-16.
 59. LAVINE, A. S.; MALKIN, S. **The role of cooling in creep-feed grinding.** International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 110, 1990, p. 1.
 60. LEE, E. S., KIM, N. H. **A study on the machining characteristics in the external plunge grinding using the current signal of the spindle motor.** International Journal of Machining Tools & Manufacture, n° 41, 2001, p. 937-951.
 61. LEE, E. S., KIM, J. D., KIM, N. H. **Plunge grinding characteristics using with CBN wheels.** In: Annals of the CIRP, vol. 38, n° 1, 2003, p. 557-560.
 62. LIAO, Y. S.; LUO, S. Y.; YANG, T. H. **A thermal model of the wet grinding process.** Journal of Materials Processing Technology, n° 101, 2000, p. 137-145.
 63. LITTLEFAIR, G. **Evaluation of cutting fluid machinability performance.** Presented at 3rd International Machining & Grinding Conference, October 4-7, 1999, Westin Hotel, Cincinnati, Ohio, Session 214: Cutting Fluids in Grinding, 1999.
 64. MACHADO, A. R., DINIZ, A. E. **Vantagens e desvantagens do uso de fluidos de corte.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVII, n° 419, dez., 2000, p. 134-151.

-
65. MACHADO, A. R., SILVA, M. B. **Usinagem dos metais**. Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 4ª Edição, Uberlândia, MG, Brasil, 1999.
66. 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, Cap. 5 e 6, 1989, p. 108 a 171.
67. MASON, F. **Usinando a seco, ou quase a seco**. Revista Máquina & Metais, Ano XXXVII, nº 424, Maio, 2001, p. 160-173.
68. MAYER, J. E. e FANG G. P. **Diamond grinding of silicon nitride ceramic**. Machining of advanced ceramics Conf. NIST, July, 1993, p. 171-183.
69. MINKE, E. **Contribution to the role of coolants on grinding process and work results**. In: 3rd International Machining & Grinding Conference, October 4–7, Cincinnati, Ohio, 1999, p. 13-32.
70. MIRANDA, G. W. A. **Uma contribuição ao processo de furação sem fluido de corte com broca de metal duro revestida com TiAlN**. Tese de Doutorado - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, 2003, 160p.
71. MONICI, R. D., Relatório de Estágio Supervisionado, CETESB - Companhia de Tecnologia de Saneamento Ambiental, Bauru, SP, Brasil, Novembro, 1999, 33p.
72. MONICI, R. D. **Análise da mínima quantidade de refrigeração e da refrigeração convencional no processo de retificação em aços endurecidos**. Dissertação de Mestrado - UNESP, Bauru, SP, Brasil, 2003, 171p.
73. MOTTA, M. F., MACHADO A. R. **Fluidos de corte: tipos, funções, seleção, métodos de aplicação e manutenção**. Revista Máquinas e Metais, Setembro, 1995, p. 44-56.
74. NAILOR, B. **Truling parameters for conditioning vitrified bond wheels**. In: International Conference, GE Superabrasives, Illinois, 1989, 20p.

-
75. NOVASKI, O., DÖRR, J. **Usinagem sem refrigeração.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXV, nº 398, Março, 1999a, p. 18-27.
 76. NOVASKI, O., DÖRR, J. **Usinagem quase a seco.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVI, nº 406, Novembro, 1999b, p. 34-41.
 77. NOVASKI, O., RIOS, M. **Vantagens do uso de fluidos sintéticos na usinagem.** Revista Metal Mecânica, Ano XX, nº 118, Abril/Maio, 2002, p. 56-62.
 78. NOVASKI, O., RIOS, M. **Introdução teórica e vantagens de uso na usinagem de aços liga.** Revista Máquinas e Metais, Ano XL, nº 460, Maio, 2004, p. 214-223.
 79. OLIVEIRA, J. F. G. **Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação.** Tese (Doutorado) - USP, São Carlos, SP, Brasil, 1988, 272 p.
 80. OLIVEIRA, J. F. G., BIANCHI, E. C., SOUZA, G. F. **O comportamento da vida de rebolos na retificação: sua importância em máquinas CN/CNC.** In: Seminário de comando numérico no Brasil, São Paulo, Brasil, Anais, 1990, p. 1-21.
 81. OLIVEIRA, J. F. G. de, BIANCHI, E. C., SOUZA, G. F. **O desempenho de rebolos pode ser controlado pela dressagem.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXVII, nº 317, Junho, 1992, p. 12-28.
 82. OLIVEIRA, J. F. G. **Tópicos avançados sobre o processo de retificação.** Reimpressão. Universidade de São Paulo, USP, Setembro, 1998.
 83. PACHECO JÚNIOR, W. **Qualidade na Segurança e Higiene do Trabalho.** SHT 9000 - Normas para Gestão e Garantia da Segurança e Higiene do Trabalho, Editora Atlas S/A, São Paulo, 1995.
 84. POLLOCK, A. **Accoustic emission inspection.** Metal Handbook, 9th Edition, American Society for Metals, vol. 17, 1989, p. 278-294.

-
85. PUNG, R. C. **Superabrasives**. General Electric C. O., USA, 1988.
 86. QUEIROZ, J. L. L., BOEHS, L., SANTANA, F. **Proposta para aprimorar o manejo dos fluidos de corte**. Revista Máquinas e Metais, Abril, 1999, p. 250-255.
 87. RAMESH, K., YEO, S. H., ZHONG, Z. W., SIM, K. C. **Coolant shoe development for high efficiency grinding**. Journal of Materials Processing Technology, nº 114, 2001, p. 240-245.
 88. REVISTA MEIO AMBIENTE INDUSTRIAL, **Reciclagem de óleos lubrificantes**. Ponta Grossa, Ano VI, Ed. 31, nº 30, Maio/Jun., 2001, 4p.
 89. RIOS, M. R. S. **Estudo do comportamento do fluido sintético na furação de aço inoxidável**. Dissertação de Mestrado – UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, Julho, 2002, 81p.
 90. 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.
 91. ROWE, W. B., BLACK, S. C. E., MILLS, B. **Temperature control in (CBN) grinding**. International Journal of Manufacturing Technology, Liverpool, England, 1996, p. 387.
 92. RUNGE, P. R. F., DUARTE, G. N. **Lubrificantes nas indústrias – produção, manutenção e controle**. Cotia, SP, Brasil, Triboconcept Edições Técnicas, 1990, p. 71-171.
 93. SALES, W. F. **Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluidos de corte**. Tese de Doutorado, Uberlândia, MG, Abril, 1999, 166p.
 94. SCHUIITEK, A. J., SEVERIANO, A. C., BELLOS, N. L. **Um caso bem-sucedido de uso de rebolos de CBN**. Revista Máquinas e Metais, Aranda Editora, Outubro, 2001, p. 112-125.

-
95. SCHWARZ, J. **O ótimo superacabamento começa pelo acabamento certo.** Revista Máquinas e Metais, Dezembro, 1999, p. 126-133.
96. SHAW, M. **Heat-affect zones in grinding steels.** Annals of the CIRP, vol. 43/1, 1994, p. 279-282.
97. SHAW, M. C. **Principles of abrasives processing.** Oxford Science on Advanced Manufacturing, New York, USA, 1996, 574 p.
98. SHELL. **Curso de lubrificação industrial – Fluidos de corte.** Centro de treinamento, Shell do Brasil, Divisão Petróleo, Imp. Metodista, 1991, 40 p.
99. SILLIMAN, J. D. (Ed.). **Cutting and grinding fluids: selection and application.** Dearborn – Michigan, SME, Second Edition, 1992, p. 119-135, ISBN: 0-87263-423-X.
100. SILVA, E. J., BIANCHI, E. C., SOUZA, G. F., FORTULAN, C. A., FERNANDES, O. C., VALARELLI, I. D., AGUIAR, P. R. **Avaliação do mecanismo de remoção e da integridade superficial.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVI, nº 407, Dezembro, 1999, p.70-83.
101. SILVA, E. J. **Análise da influência dos tipos de fluido de corte e rebolo na retificação do aço SAE HVN-3.** Dissertação de Mestrado – UNESP, Bauru, SP, Brasil, 2000, p.35-44.
102. SILVA NETO, J. C., SILVA, M. B. **Retificação superabrasiva e convencional de aço rápido.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVII, nº 425, Junho, 2001, p. 152-161.
103. SILVA, L. R., BIANCHI, E. C., FUSSE, R. Y., FRANÇA, T. V., NETO, L. D., CATAI, R. E., AGUIAR, P. R. Aplicação da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante - MQL no processo de retificação. In: Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM 2004, Belém, Pará, Brasil, 2004.
104. SIMON, T. A. **O Estágio Atual da Tecnologia das Máquinas-Ferramentas.** Revista Máquinas e Metais, 1999, p. 88-108.

-
105. SMITH, P. **Coolants and câncer: fact or friction ?** American Machinist, December, 1996, p. 45-50.
106. SOARES, D. D., OLIVEIRA, J. F. G. **Diagnóstico de processos de retificação pela análise de sinais.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVIII, nº 436, Maio, 2002, p. 140 - 157.
107. 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.
108. STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte II.** Ed. da UFSC, Florianópolis, SC, Brasil, 1992, p. 271-309.
109. TAYLOR HOBSON. Manual da máquina TALYROND 31C, 2001.
110. TÖNSHOFF, H. K., FRIEMUTH, T., BECKER, J. C. **Process monitoring in grinding.** In: Annals of the CIRP, vol. 51, nº 2, 2002, p. 551-571.
111. VIEIRA JÚNIOR, M., LIBARDI, R., CANCELIERI, H. A., LIMA, A. **Como o calor pode afetar a integridade superficial das peças.** Revista Máquinas e Metais, Ano XXXV, nº 397, Fevereiro, 1999, p. 28-36.
112. WEBSTER, J. A., CUI, C., MINDEK Jr., R. B. **Grinding fluid application system design.** In: Annals of the CIRP, vol. 44, 1995, p. 333-338.
113. WEBSTER, J. A. **Selection of coolant type and application technique in grinding.** Supergrind, University of Connecticut, USA, 1995, p. 205-220.
114. WEBSTER, J. A. DONG, W. P., LINDSAY, R. **Raw acoustic emission signal analysis of grinding process.** In: Annals of the CIRP, vol. 45, nº 1, 1996, p. 335-340.
115. WEBSTER, J. A. **Optimizing coolant application systems for high productivity grinding.** ABRASIVES Magazine, October/November, 1999, p. 34-41.

116. WEINGAERTNER, W. L., TABORGA, A. R. M., TABORGA, J. D. M. **Análise dos danos térmicos na retificação.** In: XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, ABM, vol. 14, 2001, p. 334-342.
117. WINTER. **Retificação.** Apostila de treinamento técnico da Empresa Winter, Jundiaí, SP, Brasil, 2004.
118. YOUNG, P., BYRNE, G., COTTERELL, M. **Manufacturing and the Environment.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol.13, 1997, p. 488-493.