

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

Programa de Pós-Graduação em Ciência e Tecnologia de Materiais

Luiz Maurício Gonçalves Neto

**APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE EM QUANTIDADES REDUZIDAS PARA
USINAGEM DO AÇO *SAE 52100* NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO
CENTERLESS DE PASSAGEM**

Bauru - SP

2013

Luiz Maurício Gonçalves Neto

**APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE EM QUANTIDADES REDUZIDAS PARA
USINAGEM DO AÇO *SAE 52100* NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO
CENTERLESS DE PASSAGEM**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em
Ciência e Tecnologia de Materiais da Universidade
Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, como
requisito à obtenção do título de Doutor em Ciência
e Tecnologia de Materiais, sob a orientação do Prof.
Dr. Eduardo Carlos Bianchi.

Bauru - SP

2013

Gonçalves Neto, Luiz Maurício.

Aplicação de fluido de corte em quantidades reduzidas para usinagem do aço *SAE 52100* no processo de retificação *centerless* de passagem / Luiz Maurício Gonçalves Neto, 2013

130 f.: il.

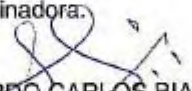
Orientador: Eduardo Carlos Bianchi

Tese (Doutorado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Ciências, Bauru, 2013

1. Retificação *centerless*. 2. Fluido de corte. 3. Queima de retificação. 4. Lubrificação. I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Ciências. II. Título.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA TESE DE DOUTORADO DE LUIZ MAURÍCIO GONÇALVES NETO, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA DE MATERIAIS, DO(A) FACULDADE DE CIÊNCIAS DE BAURU.

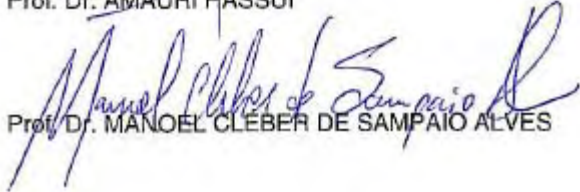
Aos 12 dias do mês de setembro do ano de 2013, às 09:00 horas, no(a) Anfiteatro da Pós-graduação/FC, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. SANDRO DONNINI MANCINI do(a) Coordenadoria Executiva / Unidade de Sorocaba, Prof. Dr. ROSEMAR BATISTA DA SILVA do(a) Faculdade de Engenharia Mecânica / Universidade Federal de Uberlândia, Prof. Dr. AMAURI HASSUI do(a) Faculdade de Engenharia Mecânica / Universidade Estadual de Campinas, Prof. Dr. MANOEL CLÉBER DE SAMPAIO ALVES do(a) Campus Experimental / Unidade de Itapeva, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da TESE DE DOUTORADO de LUIZ MAURÍCIO GONÇALVES NETO, intitulado "APLICAÇÃO DE FLUÍDO DE CORTE EM QUANTIDADE REDUZIDAS PARA USINAGEM DO AÇO SAE 52100 NO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO CENTERLESS DE PASSAGEM". Após a exposição, o discente foi arguido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: APROVADO _____. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que, após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.


Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI


Prof. Dr. SANDRO DONNINI MANCINI


Prof. Dr. ROSEMAR BATISTA DA SILVA


Prof. Dr. AMAURI HASSUI


Prof. Dr. MANOEL CLÉBER DE SAMPAIO ALVES

Dedico este trabalho com todo o meu afeto aos meus pais, Osvaldo (in memoriam) e Maria, aos meus queridos irmãos, Teodora, Osvaldo, Tânia, Taiza, Murilo e Rômulo, à minha esposa Elieide e aos meus filhos, Luiz Otávio, Maria Luiza e Pedro.

*Uma enorme gratidão à Maria Nadurce da Silva.
Pelo apoio, incentivo e oportunidade proporcionada no início dos meus estudos.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus que me municia de forças e encorajamento para começar, recomeçar e continuar.

Ao meu orientador Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pela amizade e pelo apoio cedido durante o desenvolvimento desta pesquisa. Ao meu coorientador Sr. Ricardo Rozo Vaz Perez, pelo apoio, incentivo e por ter acreditado no desenvolvimento desta pesquisa.

Ao meu grande amigo Dr. Marcelo Elias de Oliveira, pelo apoio e incentivo.

Ao Ivã Tibano Chiorato, pela valiosa e sincera amizade, por seu apoio incondicional e disposição para me ajudar sempre.

Ao Eduardo Sack, pela amizade, torcida e grande apoio que sempre me proporcionou.

Aos Srs. Reginaldo Ferreira, Etienne Cândido, Wilson Cerdeira e Márcio Alves de Lima pelas contribuições durante a preparação dos equipamentos e realização dos experimentos.

Ao MSc. Hamilton Funes Junior, pela amizade, apoio e trocas constantes de informações durante o desenvolvimento deste trabalho.

À *Schaeffler Brasil Ltda* que disponibilizou seus laboratórios, máquinas, materiais e para realização dos experimentos, em especial aos colaboradores da unidade de produção *UP8-9* que me apoiaram. Ao Sr. Diogo Faustino, chefe do departamento *UP8-9* da *Schaeffler Brasil*, por todo apoio cedido durante a realização desta pesquisa.

Aos Srs.: MSc. Ivan Augusto Martins, MSc. Ronaldo Ferreira da Costa e ao Sr. Luciano Lacerda pelo auxílio na realização das análises microestruturais. Ao Sr. Marcos Tadeu Ferreira pelo apoio na preparação dos corpos de prova para análise microestrutural.

Aos docentes membros da banca: Dr. Rosemar Batista da Silva, Dr. Sandro Donnini Mancini, Dr. Manoel Cleber de Sampaio Alves e Dr. Amauri Hassui, que contribuíram com suas sugestões e questionamentos sempre oportunos para melhorar meu trabalho. Agradeço também aos professores do Programa de Pós-graduação em Ciência e Tecnologia de Materiais da *UNESP* e especialmente aos docentes Dr. Nilson Cristiano Cruz e Dra. Elidiane Cipriano Rangel do Campus Experimental em Sorocaba.

Por fim, gostaria de expressar meus agradecimentos aos meus amigos pelo apoio, à minha família, especialmente à minha mãe Maria Ferreira Gonçalves pelo apoio e carinho em todas as fases da minha vida, aos meus irmãos: Teodora, Tânia, Osvaldo, Murilo, Taiza e Rômulo, aos meus cunhados Célio Oliveira e Christian Stricker e à minha esposa Elieide pelo incondicional apoio e torcida.

[...] Andei. Por caminhos difíceis, eu sei. Mas olhando o chão sob meus pés, vejo a vida correr. [...] hoje sinto em mim a emoção da despedida. Hoje é um ponto de chegada e, ao mesmo tempo, ponto de partida. [...] de tudo ficarão três coisas: a certeza de estar sempre começando, a certeza de que é preciso continuar e a certeza de ser interrompido antes de terminar. [...]

Fernando Sabino

Gonçalves Neto, L. M. **Aplicação de Fluido de Corte em Quantidades Reduzidas para Usinagem do Aço SAE 52100 no Processo de Retificação Centerless de Passagem**. 2013. 130f, Teste (Doutor em Ciência e Tecnologia de Materiais) – UNESP, Faculdade de Ciências, Bauru, 2013.

RESUMO

A presente tese propõe dar uma contribuição para o estudo de aplicação de fluido de corte no processo de retificação *centerless* de passagem, comparando os efeitos causados em termos de integridade da peça retificada entre a técnica convencional e a técnica aprimorada desenvolvida para o uso racional dos fluidos de corte. As condições testadas foram as seguintes: retificação *centerless* de passagem utilizando rebolo de corte convencional (*CI20 TB24*), três condições de lubrificação, bocal convencional (*BC*), bocal multitubular utilizando emulsão (*BME*) e bocal multitubular utilizando simultaneamente emulsão e ar comprimido (*BMEA*). Vazão do ar comprimido 170 L/min, vazões da emulsão: 10 L/min, 20 L/min, 30 L/min e 40 L/min e remoção de material de 0,03 mm e 0,10 mm. As variáveis de saída estudadas foram a rugosidade da superfície retificada, o desvio de circularidade e a tensão residual. Além disso, foram realizadas análise metalográfica, análise por partículas magnéticas e ataque químico com ácido nítrico da superfície retificada a fim de identificar a ocorrência de danos térmicos. Em relação às três técnicas de aplicação de fluido de corte utilizados (*BC*, *BME* e *BMEA*) no processo de retificação *centerless* de passagem, em geral, observou-se um melhor desempenho com a utilização do novo conceito de bocal multitubular desenvolvido. As melhores condições de retificação foram observadas utilizando o *BMEA* para as vazões de 30 L/min e 40 L/min e com o *BME* para vazão de 30 L/min, removendo 0,03 mm de material. Para essas condições o processo foi capaz de garantir a integridade das peças, pois não apresentaram danos térmicos às superfícies retificadas e mantiveram-se os valores dos desvios de circularidade e rugosidade superficial recomendados para o processo de retificação. O método convencional (*BC*) apresentou danos térmicos na camada retificada para todas as condições testadas e valores de tensão residual das peças retificadas superiores aos métodos *BME* e *BMEA*.

Palavras-chave: Retificação *centerless*, queima de retificação, fluido de corte, bocal de refrigeração e rebolo de carbeto de silício.

Gonçalves Neto, L. M. **Application of Cutting Fluid for Reduced amounts for Machining Steel SAE 52100 in through-feed centerless grinding process**. 2013. 130s, Thesis (Doctor in Science and Technology of Materials) – UNESP, Bauru, 2013.

ABSTRACT

This work aims to contribute to the study and application of cutting fluid in the process of *through-feed centerless* grinding, comparing the effects in terms of workpiece integrity between the conventional technique and the improved technique developed for the rational use of cutting fluids. The test conditions were as follows: *through-feed centerless* grinding using silicon carbide resinoid grinding wheel (*C120 TB24*), three conditions of lubrication, conventional nozzle (*BC*), multi-tube nozzle with emulsion (*BME*) and multi-tube nozzle with emulsion and compressed air simultaneously (*BMEA*). Compressed air flow rate $170\text{ L} / \text{min}$, emulsion flow rate: $10\text{ L} / \text{min}$, $20\text{ L} / \text{min}$, $30\text{ L} / \text{min}$, $40\text{ L} / \text{min}$ and material removal from $0,03\text{ mm}$ to $0,10\text{ mm}$. The output variables studied were the roughness of the ground surface, roundness deviation and residual stress. Additionally, metallographic analysis and magnetic particles analysis were performed as well as chemical attack with nitric acid on the ground surface in order to identify the occurrence of thermal damage. Regarding the three techniques of cutting fluid application (*BC*, *BME* and *BMEA*) in the process of *through-feed centerless* grinding, in general we observed a better performance when using the new concept of developed multi-tube nozzle. The best grinding conditions were observed using *BMEA* for the flow rates of $30\text{ L} / \text{min}$ and $40\text{ L} / \text{min}$ and with *BME* for the flow rate of $30\text{ L} / \text{min}$, removing $0,03\text{ mm}$ of material. For these conditions the process was able to ensure workpiece integrity, since there were not thermal damage to the surfaces that were ground and the deviation values of roundness and surface roughness recommended for the grinding process were kept. The conventional method (*BC*) showed thermal damage in the layer that was ground for all conditions tested and the residual stress values of the ground parts were higher than in the *BME* and *BMEA* methods.

Keywords: Centerless grinding, grinding burn, cutting fluid, coolant nozzle and silicon carbide grinding wheel.

SUMÁRIO

1	Introdução.....	18
2	Revisão Bibliográfica.....	24
2.1	Características do Processo de Retificação.....	24
2.2	Retificadora <i>Centerless</i>	25
2.3	Ferramentas abrasivas.....	27
2.4	Grandezas do processo de retificação.....	31
2.4.1	Mecanismo de formação de cavaco no processo de retificação.....	31
2.5	Forças de corte na retificação.....	35
2.6	Dressagem.....	36
2.7	Comprimento de contato.....	37
2.8	Espessura de corte equivalente " h_{eq} ".....	38
2.9	Velocidade da peça e dos rebolos.....	40
2.10	Distribuição de calor na zona de corte.....	41
2.11	Transformação martensítica.....	42
2.12	Queima de Retificação.	46
2.12.1	Tensão residual de usinagem.....	47
2.12.2	Zona de retempera.....	49
2.12.3	Zonas de revenimento excessivo.....	50
2.12.4	Trincas.....	51
2.12.5	Rugosidade.....	52
2.12.6	Desvio de circularidade.....	53
2.13	Métodos para Detecção da "Queima de retificação".	54
2.13.1	Ataque com ácido nítrico (HNO_3).....	55
2.13.2	Inspeção por partículas magnéticas.....	57
2.13.3	Corrente de <i>Foulcault</i>	58
2.13.4	Ruído Magnético de <i>Barkhausen</i>	59
2.13.5	Difração de Raio- <i>X</i>	60
2.13.6	Análise metalográfica.....	60
2.13.7	Microdureza.....	61
2.14	Efeito do fluido de corte nos processos e resultados da usinagem.....	61
2.15	Classificação dos fluidos de corte.....	64
2.16	Aplicação otimizada do fluido de Corte.....	66
2.17	Tipos de bocais de refrigeração.....	67
2.17.1	Bocal convencional.....	68
2.17.2	Bocal tipo sapata.....	69
2.17.3	Bocal com tubos para aplicação de emulsão.....	72
3	Materiais e Métodos.....	74
3.1	Equipamentos.....	74
3.2	Material da peça.....	76

3.3	Condições de retificação	77
3.4	Parâmetros de entrada.....	78
3.5	Sistemas de lubrificante.....	81
3.6	Bocal convencional.....	81
3.7	Bocal multitubular para aplicação simultânea de emulsão e ar comprimido..	82
3.8	Sistema de medição da vazão do fluido de corte e ar comprimido.....	89
3.9	Medição de rugosidade.....	89
3.10	Análise topográfica do rebolo de corte.....	90
3.11	Medição do desvio de circularidade.....	90
3.12	Ataque químico.....	91
3.13	Inspeção por partículas magnéticas para detecção de trincas.....	91
3.14	Preparação das amostras para análise metalográfica.....	92
3.15	Análise de tensão residual por ruído de Barkhausen.....	93
4	Resultados e Discussões.....	95
4.1	Análises de rugosidade e da topografia do rebolo de corte.....	95
4.2	Circularidade.....	103
4.3	Análise por partículas magnéticas.....	107
4.4	Análise da camada superficial após ataque químico.....	107
4.5	Análise microestrutural.....	109
4.5.1	Bocal convencional - <i>BC</i>	110
4.5.2	Bocal multitubular - <i>BME</i>	112
4.5.3	Bocal multitubular - <i>BMEA</i>	114
4.6	Tensão residual.....	116
5	Conclusão.....	119
6	Sugestões para trabalhos futuros.....	121
	Referências Bibliográficas.....	122

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Porcentagem dos custos relacionados aos processos de usinagem (SANCHEZ et al, 2010).....	20
Figura 2	Representação esquemática da ação do grão abrasivo durante o processo de retificação (INA, 2009 – Adaptado).....	25
Figura 3	Retificadora centerless de passagem (Mikrosa 2005 – adaptado).....	26
Figura 4	Mecanismo de formação do cavaco na retificação (KÖNIG, 1980).....	32
Figura 5	Ângulo de ataque de ferramentas de corte.....	33
Figura 6	Espessura média do cavaco não deformado (KÖNIG, 1980).....	34
Figura 7	Representação do comprimento de contato (WEBER, 1994).....	37
Figura 8	Representação da velocidade periférica e de passagem da peça no processo de retificação centerles (KLOCKE e KÖNIG, 2005 - adaptado).....	40
Figura 9	Distribuição esquemática do fluxo de calor durante a remoção de material (KLOCKE e KÖNIG, 2005).....	41
Figura 10	Diagrama de equilíbrio de fases – ferro carbono, (SHAW e VYAS, 1993)..	43
Figura 11	Estruturas: (a) Cúbica de corpo centrado, (b) Cúbica de face centrada e (c) Tetragonal de corpo centrado, (SHAW e VYAS, 1993).....	44
Figura 12	Diagrama de Transformação tempo - temperatura para o aço eutetóide, (SHACKELFORD, 2008).....	45
Figura 13	Tensões residuais em função do desempenho do processo de retificação pela superposição de efeitos mecânicos e térmicos (GRINKO, 2006; MARINESCU, 2007).....	47
Figura 14	Aspecto micrográfico da camada superficial do aço SAE 52100 afetada termicamente pelo processo de retificação (INA, 2009).....	50
Figura 15	Aspecto micrográfico camada superficial do aço SAE 52100 afetada termicamente pelo processo de retificação (INA, 2009).....	51
Figura 16	Trinca após processo de retificação - aço SAE 52100 (INA, 2009).....	51
Figura 17	Perfil da rugosidade - (HANDBOOK, 1989).....	52
Figura 18	Perfil do desvio de circularidade (DIN 7182, 1986).....	53
Figura 19	Desvio de circularidade com o formato de ondulação periódica (GONÇALVES NETO et al, 2011).....	54
Figura 20	Visual da superfície retificada após ataque químico com Nital a 3%, (INA, 2009).....	56
Figura 21	Superfície de um anel de aço SAE 52100 retificado após ataque químico com Nital a 3%, (INA, 2009).....	56
Figura 22	Anel de aço SAE 52100 retificado após ensaio por partículas magnéticas, (INA, 2009).....	58
Figura 23	Fatores que influenciam a formação do cavaco e o balanço de calor na retificação (WITTMANN, 2007).....	62
Figura 24	Ilustração esquemática da aplicação otimizada de fluido de corte com o uso de um defletor (MONICI et al, 2006).....	66
Figura 25	Bocal Convencional (WEBSTER, 2008).....	68
Figura 26	Bocal de refrigeração tipo “Sapata” (TAWAKOLI, 2001- adaptado).....	69
Figura 27	Bocal de refrigeração tipo “Sapata” (HEINZEL, 2001 - adaptado).....	70
Figura 28	Elementos condutores no interior do bocal de refrigeração (HEINZEL, 2001).....	71

Figura 29	Bocal multitubular (JOKA, 2006).....	72
Figura 30	Retificadora Centerless de passagem, modelo <i>SR4-25</i>	74
Figura 31	(a) Dressador aglomerado e (b) dressador natural de ponta única.....	75
Figura 32	Régua de apoio 25°.....	75
Figura 33	Microestrutura do <i>SAE 52100</i> , temperado e revenido (KIRCHGATTER, 2010).....	77
Figura 34	Matriz de ensaios.....	79
Figura 35	Fluxograma para realização dos ensaios.....	80
Figura 36	Bocal convencional de jato livre.....	81
Figura 37	Bocal de refrigeração desenvolvido para aplicação simultânea de emulsão e ar comprimido.....	82
Figura 38	Seção da câmara do bocal multitubular.....	83
Figura 39	Bocal multibular com 4 tubos.....	83
Figura 40	Escoamento do fluido na saída do bocal (vista lateral).....	84
Figura 41	Velocidade do fluido na saída dos bocais <i>BC</i> , <i>BME</i> e <i>BMEA</i>	85
Figura 42	Representação esquemática da aplicação de fluido na zona de corte.....	86
Figura 43	Força do jato na região de corte.....	86
Figura 44	Representação esquemática do bocal otimizado instalado na retificadora centerless de passagem.....	87
Figura 45	Bocal desenvolvido instalado na retificadora centerless de passagem.....	88
Figura 46	Escoamento do fluido na saída do <i>BMEA</i> , vazão da emulsão 40 <i>L/min</i> e vazão do ar comprimido de 170 <i>L/min</i>	89
Figura 47	Aparelho para medição de rugosidade.....	90
Figura 48	Equipamento de medição do desvio de circularidade.....	91
Figura 49	Procedimento do ataque químico com nital.....	91
Figura 50	Equipamento para exame por partículas magnéticas.....	92
Figura 51	Preparação da amostra.....	93
Figura 52	Movimento axial para medição da tensão residual.....	93
Figura 53	Posicionamento da amostra no sensor para medição da tensão residual.....	94
Figura 54	Rugosidade em função do tipo de bocal e vazão do fluido para uma remoção de 0,1 <i>mm</i> de material.....	96
Figura 55	Teste de comparação múltipla dos valores de rugosidade para o <i>BMEA</i>	98
Figura 56	Topografia da superfície do rebolo de corte utilizando bocal convencional e vazão de 10 <i>L/min</i> - (Ampliação 100X).....	99
Figura 57	Topografia da superfície do rebolo de corte utilizando o bocal multitubular com emulsão a 10 <i>L/min</i> (Ampliação 100X).....	99
Figura 58	Superfície do rebolo de corte, <i>BMEA</i> e $Q_1=10$ <i>L/min</i> - (Ampliação 100X).....	100
Figura 59	Topografia da superfície do rebolo de corte em função do tipo de bocal e vazão do fluido lubrificante (Ampliação 60X).....	101
Figura 60	Rugosidade em função do tipo de bocal e da vazão de fluido para uma remoção de 0,03 <i>mm</i> de material.....	102
Figura 61	Teste de comparação múltipla entre os bocais para 40 <i>L/min</i>	103
Figura 62	Desvios de circularidade em função do tipo de bocal e da vazão para uma remoção de 0,10 <i>mm</i>	104

Figura 63	Desvios de circularidade em função do tipo de bocal e da vazão para uma remoção de 0,03 mm.....	105
Figura 64	Perfil do desvio de circularidade para as três condições testadas, vazões de 10, 20, 30 e 40 L/min e remoção de 0,10 mm de material.....	106
Figura 65	Perfil do desvio de circularidade para as três condições testadas, vazões de 10, 20, 30 e 40 L/min e remoção de 0,03 mm de material.....	106
Figura 66	Imagem das amostras retificadas (<i>SAE 52100</i>) após análise por partículas magnéticas para os três de tipos de bocal e vazão $Q=10L/min$	107
Figura 67	Imagem da amostra retificada (<i>SAE 52100</i>) após ataque químico. Condição testada: Bocal convencional, 10 L/min e 0,10 mm de sobremetal.....	108
Figura 68	Imagem da amostra retificada (<i>SAE 52100</i>) após ataque químico. Condição testada: Bocal multitubular, 40 L/min e 0,03 mm de sobremetal.....	109
Figura 69	Microestrutura com o uso do bocal <i>BC</i> para remoção de 0,10 mm.....	110
Figura 70	Microestrutura com o uso do bocal <i>BC</i> para remoção de 0,03 mm.....	111
Figura 71	Microestrutura com o uso do bocal <i>BME</i> para remoção de 0,1 mm.....	112
Figura 72	Microestrutura com o uso do bocal <i>BME</i> para remoção de 0,03 mm.....	113
Figura 73	Microestrutura com o uso do bocal <i>BMEA</i> para remoção de 0,10 mm.....	114
Figura 74	Microestrutura com o uso do bocal <i>BMEA</i> para remoção de 0,03 mm.....	115
Figura 75	Resultados de tensão residual versus comprimento da amostra do aço <i>SAE 52100</i>	116
Figura 76	Valores médios de tensão residual (<i>mp</i>).....	117

LISTA DE SÍMBOLOS

h_{cu}	Profundidade prevista de penetração do grão abrasivo	[μm]
ρ_s	Raio de ponta do grão	[μm]
h_{eq}	Espessura de corte equivalente	[μm]
v_e	Velocidade efetiva de corte	[m/s]
T_μ	Deformação do material	[μm]
P_c	Pressão crítica de corte	[N/mm ²]
h_{cuf}	Espessura efetiva de corte	[μm]
a_e	Profundidade de corte	[mm]
v_s	Velocidade periférica do rebolo	[m/s]
v_w	Velocidade tangencial da peça	[m/s]
d_{se}	Diâmetro equivalente do rebolo	[mm]
C_{stat}	Densidade de arestas cortante	[mm ⁻³]
k	Fator de proporcionalidade	[]
F_{ts}	Força tangencial	[N]
F_{ns}	Componente normal	[N]
d_w	Diâmetro da peça	[mm]
d_s	Diâmetro do rebolo de corte	[mm]
l_k	Comprimento de contato	[mm]
BP	Comprimento do arco de contato	[mm]
φ_s	Ângulo de contato	[°]
Q_w	Taxa de remoção específica de material	[mm ³ /mm.s]
Z	Sobremetal	[mm]
v_p	Velocidade de passagem	[m/s]
l_{weff}	Comprimento total do rebolo	[mm]
b_{esff}	Largura efetiva de corte	[mm]
l_w	Comprimento da peça	[mm]
v_r	Velocidade periférica do rebolo de arraste	[m/s]
α_r	Ângulo de inclinação do rebolo de arraste	[°]
d_r	Diâmetro do rebolo de arraste	[mm]
q_t	Calor total	[W/mm ²]

LISTA DE ABREVIATURAS

<i>Al₂O₃</i>	Óxido de alumínio
<i>BC</i>	Bocal convencional para aplicação de fluido de corte
<i>BME</i>	Bocal multitubular para aplicação de fluido de corte
<i>BMEA</i>	Bocal multitubular para aplicação de fluido de corte e ar comprimido
<i>CBN</i>	Nitreto cúbico de boro
<i>CCC</i>	Estrutura cúbica de corpo centrado
<i>CFC</i>	Estrutura cúbica de face centrada
<i>MQL</i>	Mínima quantidade de lubrificante
<i>Q</i>	Vazão
<i>RMB</i>	Ruído magnético de Barkhausen
<i>SiC</i>	Carbeto de silício
<i>TCC</i>	Estrutura tetragonal de corpo centrado
<i>Z</i>	Sobremetal

1 INTRODUÇÃO

A retificação centerless de passagem é um processo de usinagem por abrasão, destinado à obtenção de tolerâncias diametrais extremamente fechadas, sob circunstância de uma produção seriada elevada (GALLEGO, 2007; KRAJNIK *et al*, 2009) e largamente utilizada para o processamento de peças no formato cilíndrico (SHIH, 2001; FRIEDRICH, 2004). Em relação a outros processos de retificação, é considerado complexo (MEYER e KRAJNIK, 2007), devido a uma multiplicidade de fatores e parâmetros (GONÇALVES NETO *et al.*, 2011). A sua versatilidade permite usinar uma variedade de materiais, incluindo diversas ligas de aço, os tipos mais comuns de metais ferrosos, bem como diversos materiais não metálicos como cerâmica, cortiça, vidros, plásticos, porcelana, borracha e madeira (SCHMIDT, 1989).

Comparado com outros processos de acabamento, como os processos de lapidação e polimento, a grande desvantagem dos processos de retificação é o calor excessivo gerado na zona de corte, ou seja, a interface entre a peça e a ferramenta abrasiva (JOKA, 2006). De acordo com Sikadilis (2011), Malkin e Guo, (2007) e Bianchi *et al* (2000) se o limite de temperatura na zona de retificação durante o processamento é excedido, danos térmicos podem ser provocados à peça usinada, tais como: tensões residuais de tração, alterações microestruturais, aumento ou diminuição da dureza e a ocorrência de trincas. Segundo Malkin (2008), a expansão ou contração da peça, causadas pelos efeitos termomecânicos durante a retificação, contribuem para problemas com a precisão e distorções do produto final. O efeito combinado da lubrificação e refrigeração dos fluidos de corte ou fluidos lubrrefrigerantes apresentam-se como um recurso indispensável para evitar durante a retificação, danos térmicos à peça (BRINKSMEIER *et al*, 2009 e IRANI *et al*, 2005).

Do ponto de vista ecológico, a maioria dos fluidos de corte utilizados atualmente são fontes agressoras ao meio ambiente. Além dos problemas ambientais, o descarte e a manutenção desses materiais agregam custos elevados para as indústrias (TAWAKOLI *et al*, 2010; BABIC *et al*, 2005), uma vez que devem ser feitos por profissionais especializados e requerem a análise e aprovação de órgãos competentes. Neste contexto, há uma tendência mundial em reduzir ou eliminar materiais que causam danos ao meio ambiente e riscos à saúde humana e, em paralelo, há uma busca incessante pelas empresas para a redução do consumo de energia e dos custos de fabricação. Atualmente os fluidos de corte em abundância são largamente utilizados nas indústrias, principalmente nos processos de retificação *centerless* de passagem, devido, principalmente, às elevadas taxas de remoção de material, a dimensão dos rebolos de corte, a condição de aplicação dos fluidos de corte e o tipo do bocal de refrigeração, pois o bocal convencional de jato livre ainda é o mais comumente utilizado nesse processo. Em alguns casos, dependendo da dimensão do rebolo de corte, a taxa de remoção de material, o tipo de bocal, a velocidade periférica e a pressão do fluido, a vazão do fluido lubrificante na retificadora *centerless* podem atingir valores elevados, da ordem de 400 L/min, conforme Otto e Kuttkat (2008). De acordo Webster (2008) a vazão pode ser definida em função da potência consumida durante o processo de retificação, pois quanto maior a taxa de remoção mais fluido lubrificante será necessário. Uma vazão de 7,57(L/min)/hp é uma quantidade de fluido adequada para os processos de retificação, utilizando bocais aplicadores convencionais (WEBSTER, 2008).

Em relação às considerações econômicas, há uma busca por novas estratégias de lubrificação nos processos de usinagem industrial. Cerca de 8% a 16% dos custos totais de usinagem estão relacionados com a utilização dos fluidos de corte e em muitos casos são superiores aos custos com ferramentas (KISSLER, 2006; TAWAKOLI *et al*, 2009). Na Figura 1 é apresentada a porcentagem dos custos dos fluidos de corte inseridos no custo de

fabricação na indústria automotiva. Pode-se notar que os custos com a lubrificação são significativamente mais elevados que os custos com ferramentas (SANCHEZ *et al*, 2010).

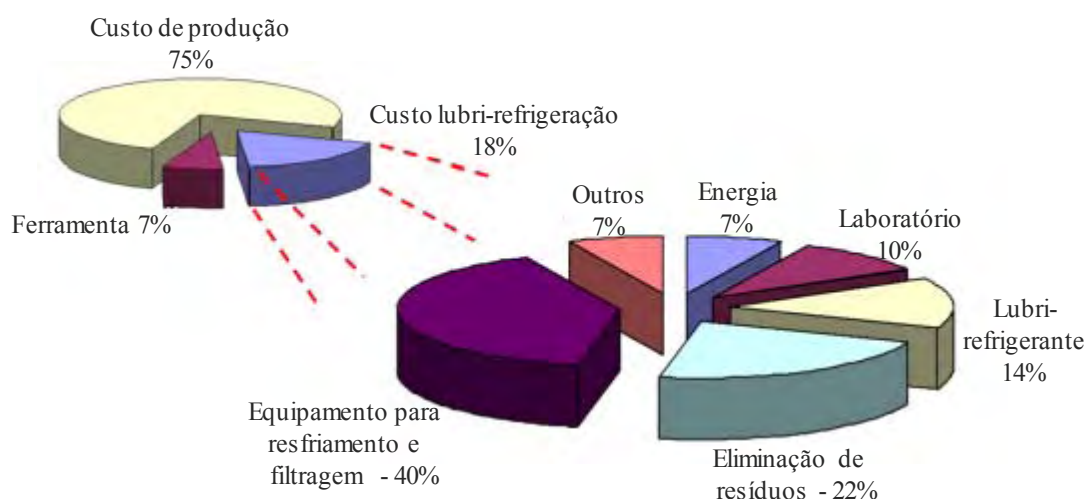


Figura 1 –Distribuição dos custos da lubrificação nas operações de usinagem na indústria automotiva (SANCHEZ *et al*, 2010).

Os custos da lubrificação representam 18% em relação aos custos de usinagem, sendo 40% custos com equipamentos para resfriamento e filtragem dos fluidos de corte e 22% gastos para eliminação de resíduos gerados pelo processo de retificação. O gastos com o abatecimento do fluido nas centrais de lubrificação representam cerca de 14%, 7% são gastos com energia e 10% gastos com laboratórios para análise e controle do fluido.

Visando reduzir os custos de fabricação e atender as exigências ambientais, várias técnicas de lubrificação, como *MQL*, aplicação otimizado dentre outras, estão sendo desenvolvidas atualmente. Segundo Sreejith e Ngoi (2000), a usinagem a seco é um método ecologicamente desejável, sendo considerada uma necessidade das empresas, inclusive como uma forma de cumprir as leis ambientais. Essa técnica possui diversas vantagens, pois não polui a atmosfera ou a água, não há resíduos de fluido nos cavacos, o que diminui o custo de descarte e não é prejudicial à saúde humana.

Apesar de suas vantagens ecológicas, a retificação a seco ainda apresenta importantes limitações para ser aplicada na prática industrial devido à sua ineficiência econômica causada principalmente pelos índices de rejeição de peças com danos térmicos (TAWAKOLI *et al*, 2012). Na retificação, a eliminação total dos fluidos de corte resulta em temperaturas mais elevadas durante o processo de retificação, podendo afetar a integridade superficial e precisão geométrica da peça retificada, além disso, um aumento no desgaste e empastamento do rebolo (Su *et al*, 2007). Essa técnica é geralmente aplicada aos processos com geometria de corte definida, como o torneamento e fresamento.

Uma abordagem promissora para superar as limitações da usinagem a seco é através da técnica de lubrificação *MQL* (Mínima Quantidade de Lubrificante). Esta tecnologia combina a funcionalidade da refrigeração com um consumo muito baixo de fluido, com vazões que variam entre 10 *ml/h* a 100 *ml/h* e pressões de aplicação variando de 0,39 *MPa* a 0,59 *MPa*, eliminando a necessidade do descarte e minimizando possíveis impactos ao meio ambiente (KLOCKE *et al.*, 1998), uma vez que todo o fluido é consumido diretamente durante o processamento. Todavia, é uma técnica que ainda precisa ser aprimorada a fim de ser empregada nos processos de retificação, especialmente nos processos de retificação *centerless* com o uso de rebolos convencionais. Pesquisas realizadas recentemente no laboratório de Usinagem por abrasão da Universidade de Estadual Paulista mostram que, para elevadas taxas de remoção de material, o fluxo de lubrificante é ineficiente para remover o cavaco da zona de corte, empastando o rebolo. Assim, o cavaco dificulta a ação de corte e aumenta os esforços abrasivos da ferramenta sobre a peça, diminuindo a capacidade de lubrificação da zona de corte, danificando a superfície e acarretando maior desgaste diametral do rebolo. Conforme Alves *et al.* (2010), dependendo do grau de precisão desejado, a técnica *MQL* torna-se uma alternativa viável para a substituição da lubrificação convencional nos processos de retificação.

Pesquisas recentes realizadas por Tawakoli, 2010, Alves *et al.* (2011), Webster e Grün (2009), Otto (2008), Joka (2006), Monici *et al.* (2006) e Friedrich (2006), indicam que as formas otimizadas de aplicação e os novos projetos de bocais podem ser os meios mais eficientes para tornar possível a aplicação de forma mais eficiente, possibilitando a redução do consumo de fluido lubrificante nos processos de retificação.

Reconhecendo as necessidades de garantir melhor qualidade das peças retificadas e a redução dos custos de fabricação relacionados ao uso dos fluidos de corte durante os processos de retificação *centerless* de passagem, o presente trabalho tem como objetivos específicos:

- 1- Desenvolver um método otimizado de lubrificação para o processo de retificação *centerless* de passagem que viabilize a utilização mais racional e tecnicamente correta dos fluidos de corte, garantindo assim, a integridade do produto retificado, redução dos custos de fabricação e menores impactos ambientais.
- 2- Comparar os efeitos causados à peça retificada pela aplicação de fluido de corte em quantidades reduzidas entre o método convencional de lubrificação e o método otimizado que permite aplicar tanto emulsão como óleo e ar comprimido simultaneamente, durante o processo de retificação *centerless* de passagem.

O presente trabalho foi organizado para a sua apresentação nos seguintes capítulos:

Capítulo 1 – Introdução

Capítulo 2 – Revisão bibliográfica

Capítulo 3 – Materiais e métodos

Capítulo 4 – Resultados e discussão

Capítulo 5 – Conclusões

Capítulo 6 – Sugestões para trabalhos futuros

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo se dedica à apresentação de um estudo sobre o processo de retificação *centerless* de passagem, uma abordagem sobre as ferramentas abrasivas e a definição de algumas grandezas de importância nesse processo. Em seguida é apresentada uma pesquisa atualizada da classificação dos fluidos de corte e os principais métodos de aplicação, finalizando-se o capítulo com os tipos de danos térmicos que podem ser gerados à superfície dos aços retificados, as técnicas e os métodos para detecção dos danos termomecânicos provocados à peça durante o processo de retificação.

2.1 Características do processo de retificação

A retificação é um processo de usinagem por abrasão, destinado à obtenção de superfícies com alto grau de acabamento, na qual se utiliza uma ferramenta abrasiva de revolução, denominada rebolo, composta por um grande número de grãos abrasivos aleatoriamente posicionados e ancorados entre si por um aglutinante (WARNECKE e WESTKÄMPER, 2001; CHEN, 2002). Os grãos abrasivos possuem múltiplas arestas de corte de geometria indefinida que removem pequenos cavacos a fim de melhorar o acabamento superficial e garantir a integridade superficial dos componentes usinados, sejam eles tratados termicamente ou não (VIEIRA *et al*, 1999). A eficiência do rebolo no processo de remoção de material está relacionada com o aglutinante, a porosidade, o tipo de abrasivo empregado (BIANCHI *et al*, 2011), além dos parâmetros e as condições de retificação e de lubrificação.

A remoção depende da habilidade dos grãos abrasivos de penetrar o material. Assim, devem ser mais duros do que a peça (LINDSAY, 1999). Conforme Tawakoli e Rabiey (2009),

a remoção de material requer quantidades elevadas de energia específica, onde grande parte é fornecida para vencer principalmente o atrito que é convertido em calor, o qual é concentrado na região de contato. A geração de grandes quantidades de calor pode provocar danos térmicos à superfície retificada. Estes danos podem ser evitados principalmente através da aplicação de maneira correta do fluido lubrificante na zona de corte (BRINKSMEIER *et al*, 2009).

O princípio de ação do rebolo consiste no desgaste causado pela penetração superficial dos grãos abrasivos, ocasionando a remoção de partículas (cavaco) do material, conforme representado esquematicamente na Figura 2.

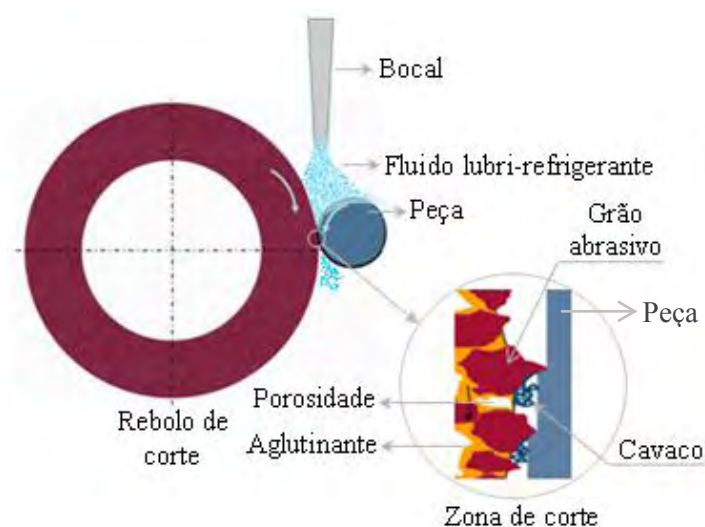


Figura 2 – Representação esquemática da ação do grão abrasivo durante o processo de retificação (INA, 2009 - Adaptado)

2.2 Retificadora *centerless*

Retificadora *centerless* é o termo utilizado a uma máquina ferramenta na qual a peça é usinada sem a fixação por pontas rotativas como no caso da retificadora cilíndrica externa, ou seja, a peça é simplesmente apoiada sobre uma guia de altura regulável (régua de apoio),

localizada entre os rebolos de corte e de arraste (GURNEY, 2011; FRIEDRICH, 2004). A Figura 3 está apresentada os principais elementos de uma retificadora *centerless* de passagem, tais como: a régua de apoio, os rebolos de corte e de arraste, o sistema de dressagem e o bocal do sistema de refrigeração.

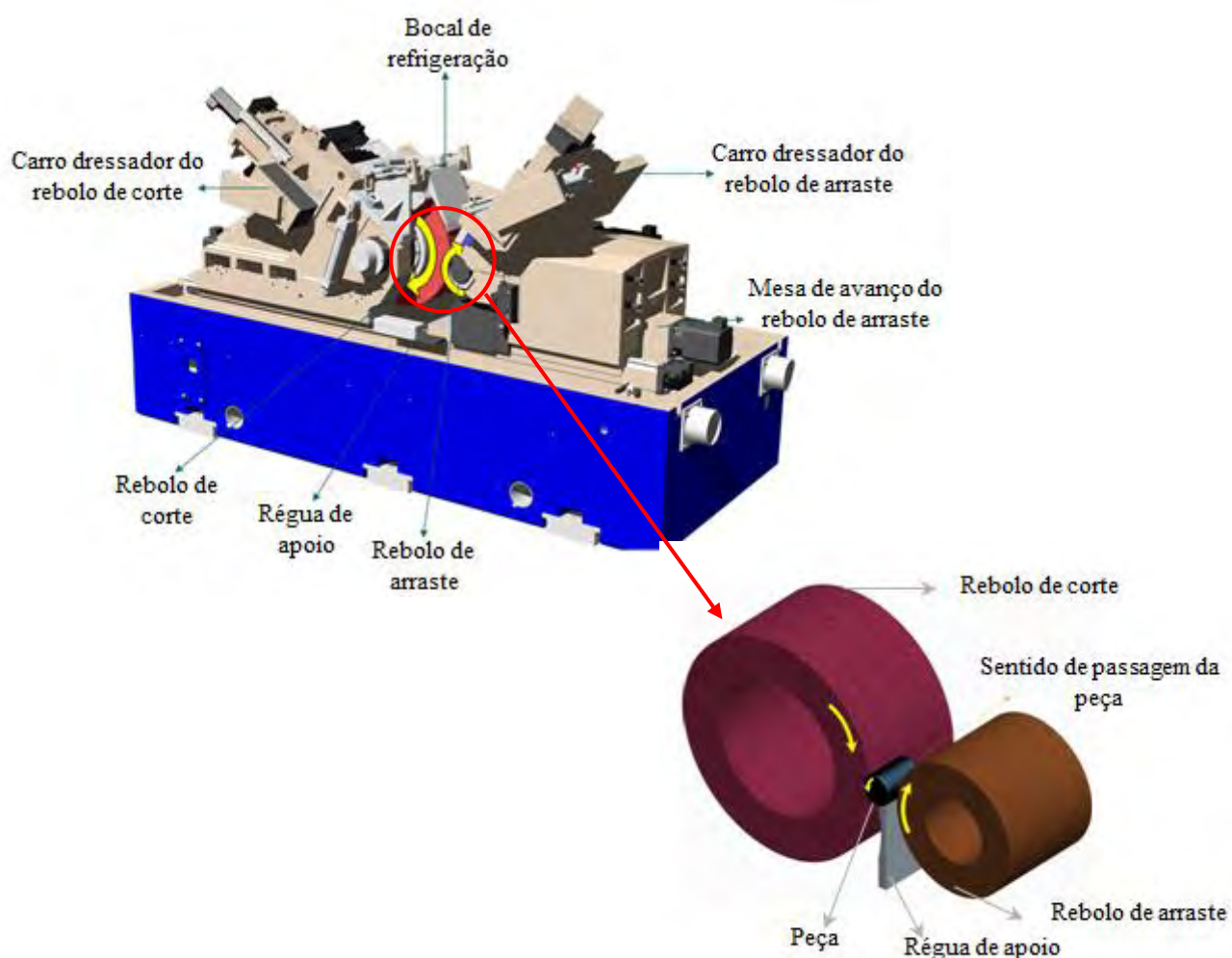


Figura 3 –Retificadora *centerless* de passagem (Mikrosa 2005 – adaptado).

Segundo Klocke e König (2005), Friedrich (2004) e Slonimisky (1956) no processo de retificação *centerless* de passagem a usinagem ocorre quando a peça percorre no sentido longitudinal entre os dois rebolos, e é conduzida pelo rebolo de arraste e retificada pelo rebolo de corte. Durante a passagem da peça entre os rebolos, o avanço para remoção de material é

realizado por intermédio de dois movimentos da peça: o de rotação que é comandado por meio da rotação do rebolo de arraste e o movimento de translação, que caracteriza o movimento axial ou de passagem longitudinal, que é obtido mediante a inclinação do rebolo de arraste (MEIS, 1980).

2.3 Ferramentas abrasivas

O rebolo é uma ferramenta abrasiva cortante composta basicamente por: grãos abrasivos, aglutinante e a porosidade. Suas características são determinadas basicamente pelo tamanho do grão abrasivo, dureza e estrutura (MALKIN, 1989). Esses dados descrevem as principais características técnicas de um rebolo. Contudo, grandezas cinemáticas e características do produto a ser retificado e da máquina (rotação do rebolo, potência etc.) são fundamentais para especificar um rebolo (LORTZ, 1974).

De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas *NBR 15230* (2008), os grãos abrasivos são produtos naturais ou sintéticos, granulados, utilizados para fabricação de ferramentas abrasivas, destinados a remoção de material das peças. Os abrasivos naturais empregados na fabricação de rebolos são: quartzo, corindum, diamante e esmeril natural. Os abrasivos artificiais, como óxido de alumínio (Al_2O_3), carbetto de silício (SiC), nitreto cúbico de boro (*CBN*) são os mais utilizados na fabricação de rebolos por causa de suas propriedades superiores aos naturais para quase todos os processos de retificação. A seleção do tipo de abrasivo é determinada basicamente em função das propriedades físicas dos materiais a serem usinados.

O grão abrasivo de carbetto de silício é um material sintético, obtido a partir da fundição de uma mistura de materiais (areia de quartzo, carvão, serragem e sal comum) (KLOCKE e KÖNIG, 2005) e possui cor verde ou preta. Os rebolos de carbetto de silício preto

são recomendados para usinagem de materiais ferrosos e não ferrosos de baixa resistência à tração, como por exemplo, ferro fundido cinzento, latão, bronze, alumínio. O carbeto de silício verde é um abrasivo altamente duro e frágil e são empregados para usinagem de metal duro, cerâmica, vidro, aços austeníticos (TYROLIT, 2010) e também utilizado para aço ferramenta temperado (UDDEHOLM, 2012).

Durante a retificação com rebolos convencionais (grão abrasivos Al_2O_3 e SiC), cerca de 60 a 75% do calor gerado no processo é transferido para a peça. No caso de rebolo superabrasivos esta percentagem é bem menor, está localizada em torno de 20% (MALKIN, 1989). Conforme Vashista *et al.* (2009), os superabrasivos, como o *CBN*, possuem alta condutividade térmica, assim, o calor gerado pelo processo é rapidamente retirado da região de corte, com isso, a peça e a ferramenta abrasiva não são excessivamente aquecidas. Kohli *et al.* (1995), atribuem esta menor geração de calor à menor energia gasta para retificação com rebolos de *CBN*, devido à maior dureza dos grão abrasivos de *CBN* (dureza Knoop do grão de *CBN* é de 4.500 e do grão de *SiC* é de aproximadamente 2.400). Isto permite a diminuição do desgaste dos grãos, garantindo uma capacidade de corte do rebolo durante maiores tempos, a redução das forças de corte e consequentemente menor geração de calor (BRINKESMEIER, 1986). Na Tabela I está apresentado os valores típicos das propriedades de alguns materiais abrasivos utilizados na fabricação de rebolos.

Tabela I – Algumas propriedades dos abrasivos (ROWE, 2009)

Material	Condutividade [W/mK]	Calor específico [J/kg.K]	Densidade [kg/m ³]
Diamante	600 – 2000	511	3520
CBN	240 – 1300	506	3480
Al_2O_3	35	765	3980
SiC	100	710	3210

As dimensões dos grãos abrasivos e sua uniformidade são características importantes nos processos de retificação. Conforme Boettler (1978), a definição do tamanho do grão abrasivo deve ser determinada em função da rugosidade desejada, do sobremetal da peça a ser removido e do tipo de operação executada. Na Tabela II é apresentada a relação entre o tamanho do grão abrasivo especificado com a rugosidade da peça desejada para a operação *centerless* de passagem.

Tabela II – Acabamento em relação ao tamanho do grão abrasivo para retificação *centerless* (NORTON, 2009).

Acabamento Ra (μm)	Tamanho do grão abrasivo				
	36	46	60	80	120
1,60					
1,40					
1,10					
0,80					
0,70					
0,50					
0,40					
0,35					
0,25					
0,20					
0,17					
0,14					

A dureza do rebolo é a maior ou menor capacidade do aglutinante em reter as partículas abrasivas que constituem um rebolo. O grau de dureza correto para uma determinada operação é o que promove a remoção dos grãos abrasivos à medida que os mesmos vão perdendo o poder de corte, expondo continuamente novas arestas. A dureza dos rebolos, conforme a Associação Brasileira de Normas Técnicas *NRB 15230* (2008) é representada qualitativamente por letras que vão de “A” a “Z”, onde quanto mais próximo de “Z” mais duro é o rebolo, assim:

A B C D Rebolos extremamente macios;
E F G Rebolos muito macios;

<i>H I J K</i>	Rebolos macios;
<i>L M N O</i>	Rebolos dureza média;
<i>P Q R S</i>	Rebolos duros;
<i>T U V W</i>	Rebolos muito duros;
<i>X Y Z</i>	Rebolos extremamente duros.

Os rebolos convencionais duros geram maior quantidade de calor e vibração, pois os grãos abrasivos não são liberados tão facilmente como ocorre com os rebolos que apresentam menor dureza. Os grãos abrasivos desgastam gerando superfícies planas de corte, provocando assim o aumento do atrito com a superfície da peça. Dependendo da condição de retificação, o aumento da temperatura na região de retificação pode levar a geração de danos térmicos na superfície da peça (KING & HAHN, 1992).

O aglutinante utilizado nos rebolos é o material que une os grãos abrasivos entre si, formando o rebolo. As ligas dos rebolos são representadas por letras, sendo:

- V* – Liga cerâmica;
- S* – Liga silicato;
- R* – Liga de borracha;
- RF* – Liga de borracha fibrosa;
- B* – Liga de resina sintética;
- BF* – Liga de resina sintética fibrosa;
- E* – Liga de goma-laca;
- Mg* – Liga de magnésio.

Conforme Brinksmeier (1986), devido às suas diferentes propriedades térmicas, estas ligas podem influenciar os eventos térmicos que ocorrem na zona de retificação.

A porosidade do rebolo é uma medida para a distância média entre os grãos abrasivos no rebolo e a quantidade de grãos ou a quantidade de faces de corte (SCHIBISCH e FRIEDRICH, 2002). Quanto menores forem os poros, mais fechada é a estrutura, com maior

concentração de grãos e consequentemente maior dureza. Todavia, além do fluido de corte é essencial a existência de porosidades no rebolo, as quais servem para transportar os cavacos da zona de corte, evitando desta forma o empastamento do rebolo.

As porosidades podem ser conseguidas na maioria dos rebolos adicionando-se materiais voláteis à mistura de grãos abrasivos e aglutinantes. Desta forma, quando o rebolo for levado ao forno e atingir a temperatura de cura, os elementos voláteis evaporam-se formando poros nos locais em que se encontravam (MALKIN, 1989). Outra forma de adicionar a porosidade no rebolo é através da adição de esferas ocas de vidro (*glass bubbles*).

2.4 Grandezas do Processo de retificação

Segundo Diniz (2004), faz-se necessária a definição de algumas grandezas de importância na retificação para entender alguns fenômenos, como o desgaste do rebolo, as forças de usinagem que agem no processo e principalmente os danos térmicos causados na peça durante a remoção de material.

2.4.1 Mecanismo de formação de cavaco no processo de retificação

Como a retificação é um processo de usinagem que consiste na remoção de material, mediante a utilização de ferramentas abrasivas, a abrasão é um fator fundamental na retirada do cavaco. De acordo com Tawakoli e Rabiey (2009), durante a retirada de cavaco, elevada quantidade de energia específica é requerida, onde grande parte é fornecida para vencer o atrito que é convertido em calor.

Durante a retificação, cada grão abrasivo, ao entrar em contato com a peça, possibilita a formação de um cavaco pequeno. Devido à natureza frágil dos materiais abrasivos, esses

formam arestas de formas e tamanhos aleatórios quando são fraturados durante a dressagem. Em geral, apenas as partes mais salientes dos grãos formam arestas de corte ativas. Essas são em grande número e suas geometrias são completamente diversas e variam ao longo do tempo, conforme a ferramenta abrasiva trabalha (DINIZ, 2004).

Pode-se estabelecer uma forma hipotética de aresta de corte que possibilita o desenvolvimento de diversas teorias sobre a remoção de cavaco na retificação. O fato de haver uma superfície plana na superfície de folga das arestas, a qual tem área variável, é modelado pelo raio de ponta que aparece na aresta hipotética. Essa forma hipotética é mostrada na Figura 4. Quando uma aresta interage com o material da peça, seguindo a trajetória do movimento do rebolo, três regiões podem ser definidas, conforme apresentadas na Figura 4.

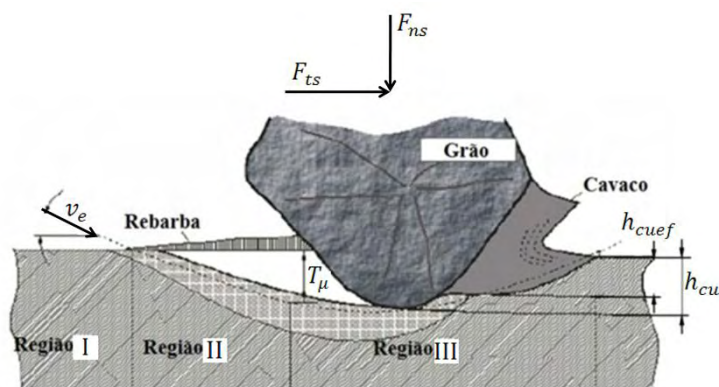


Figura 4 – Mecanismo de formação do cavaco na retificação (KÖNIG, 1980).

Região I - Nesta região a aresta do grão abrasivo age na peça com um ângulo de incidência e uma velocidade efetiva de corte “ v_e ”. Devido à elasticidade da peça, do grão abrasivo e principalmente da liga, nessa etapa só existem deformações elásticas. A energia é gasta em deformação e o atrito entre a face de folga da aresta com o material da peça.

Região II - Seguindo a trajetória, a aresta do grão aumenta a interação com a peça. A deformação aumenta atingindo o limite plástico do material. Nessa etapa, embora ocorram

tanto deformações elásticas como deformações plásticas, ainda não há formação do cavaco. Apenas o material é deformado formando rebarbas laterais ou simplesmente perdendo a parcela de deformação elástica e escoando de volta à posição normal, atritando com a superfície de folga da aresta do grão abrasivo. Uma parcela a mais de energia é despendida na deformação plástica e em atrito nas superfícies laterais e de folga da aresta. Nussbaum (1988) afirma que as deformações ocorrem nas regiões *I* e *II* porque o ângulo de ataque da ferramenta abrasiva é fortemente negativo, de acordo com a Figura 5-b. Para Tawakoli e Rabiey (2009) o ângulo de corte (α) negativo em processo de usinagem com ferramentas com arestas de corte geometricamente indefinidas leva a uma geração de calor muito maior do que nos casos de remoção de material com ferramentas com geometria de corte definida (ângulo de corte positivo), de acordo com a Figura 5-a.

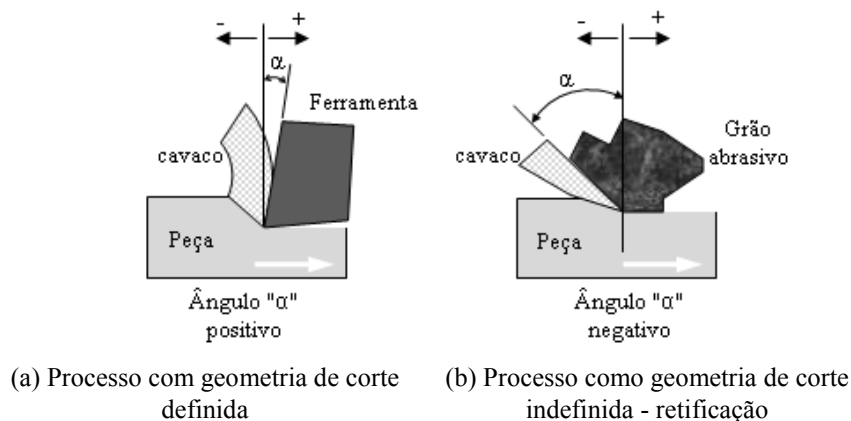


Figura 5 – Ângulo de ataque de ferramentas de corte.

O ângulo de corte negativo dificulta a retirada do cavaco da zona de corte. Assim, o cavaco fica mais tempo na zona de corte, favorecendo a geração de calor. Estudos realizados por Ozturk e Altan (2012) em processos com ferramentas de geometria definida, mostram que as forças de corte aumentam com o aumento do ângulo negativo da ferramenta.

Região *III* – Conforme a aresta do grão abrasivo prossegue em sua trajetória, aumenta a deformação do material até um valor “ T_μ ” e a pressão atinge o valor da pressão crítica de corte “ P_c ”. Essa é a pressão mínima necessária para ocorrer a ruptura do material no processo de corte. A partir desse ponto é que se inicia o corte e, conseqüentemente, a formação do cavaco e os fenômenos de escoamento e cisalhamento do material ocorrem simultaneamente. Devido à parcela de deformação elastoplástica resultante das primeiras fases, apenas parte da profundidade prevista de penetração “ h_{cu} ” é realmente cortada, sendo esta parte chamada de espessura efetiva de corte “ h_{cuef} ”.

Analisando a Figura 6, pode-se observar que existe uma dependência funcional entre a espessura média do cavaco não deformado (h_{cu}) e as variáveis de entrada: velocidade periférica do rebolo (v_s), velocidade tangencial da peça (v_w) e profundidade de corte (a_e), bem como diâmetro equivalente do rebolo (d_{se}) e a distribuição estatística da densidade de arestas cortantes (C_{stat}).

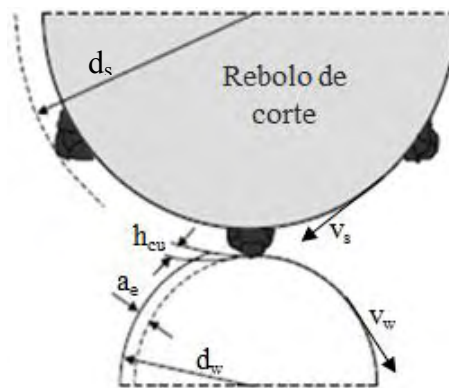


Figura 6 - Espessura média do cavaco não deformado (KÖNIG, 1980).

Essa dependência pode ser descrita pela função exponencial, conforme a Equação 1 (KÖNIG, 1980):

$$h_{cu} \approx k \cdot \left[\frac{1}{C_{stat}} \right]^\alpha \cdot \left[\frac{v_w}{v_s} \right]^\beta \cdot \left[\frac{a_e}{d_{se}} \right]^\gamma \quad (1)$$

Onde k é um fator de proporcionalidade e α , β e γ são constantes determinadas experimentalmente, tendo valores situados entre “0” e “1”.

Segundo Malkin (1989) a energia específica envolvida no processo de retificação é muito maior do que em outros processos de usinagem, principalmente quando se trabalha com baixos valores de “ h_{cu} ”. Isto ocorre no processo de retificação pelo fato de que apenas uma parcela da energia é envolvida no processo de remoção de cavaco, sendo que a grande porcentagem restante é empregada em outros mecanismos, como por exemplo, o atrito existente entre regiões planas dos grãos e a peça e a deformação plástica da peça antes da formação do cavaco.

2.5 Forças de corte na retificação

Segundo Weingaertner (2007), a força de usinagem que atua sobre o grão abrasivo e sobre a peça durante a fase de ação do rebolo é subdividida em duas componentes: a força tangencial “ F_{ts} ” no sentido do corte e uma componente normal “ F_{ns} ”, conforme a Figura 4. O quociente entre (F_{ns}/F_{ts}) é denominado relação de força de usinagem. A força de usinagem da ferramenta como um todo é a soma vetorial das forças que atuam momentaneamente sobre os grãos abrasivos isolados da parte da ferramenta em que se está atuando. Por esse motivo, a relação da força de usinagem que age sobre a máquina-ferramenta depende de uma forma bastante intensa da relação da força de usinagem que atua sobre os grãos isolados.

Durante a fase em que se tem apenas o escoamento lateral do material (Figura 4), a força normal com a qual o grão abrasivo deve ser pressionado para dentro da peça é, consideravelmente, maior do que a força tangencial. A relação da força de usinagem, nesse

caso, tem um valor relativamente alto. No início da formação do cavaco, a força tangencial aumenta e a relação de forças diminui. Assim, pode-se constatar que: grãos abrasivos mais afiados com um raio do grão menor e/ou um atrito maior permite que o início da formação do cavaco se dê mais cedo. Dessa forma, a força tangencial é maior e, portanto, a relação de forças se torna menor (KÖNIG, 1980).

2.6 Dressagem

A operação de afiação de rebolos, comumente conhecida como dressagem, visa restabelecer a capacidade de remoção de material da ferramenta, restabelecer sua coaxialidade e, em algumas operações, a forma da superfície do rebolo. A dressagem pode ser efetuada de várias maneiras dependendo do tipo do dressador (DINIZ, 2004).

Conforme Diniz (2004) e Klocke e König (2005) a operação de dressagem provoca a fratura dos grãos abrasivos pelo dressador. Desta operação provoca dois efeitos que são classificados por:

- Macroefeito: a sua formação é função do formato do dressador, da profundidade de penetração e do passo de dressagem. Este fenômeno determina a posição em que as arestas dos grãos abrasivos estão localizadas na superfície do rebolo. Segundo Hassui e Diniz (2003) no macroefeito existe um pequeno número de grãos ativos que, individualmente, são responsáveis por remover grandes quantidades de material.

- Microefeito: é formado pelo arrancamento de material dos grãos abrasivos desgastados e fratura dos grãos que não se desgastaram por completo, onde novas arestas de corte são geradas pelo dressador (DINIZ, 2004). A agressividade das novas arestas formadas depende em grande escala da friabilidade do grão e das condições de dressagem. Na dressagem fina com baixa profundidade de penetração e baixo avanço do dressador, ocorre a

remoção ou fratura de grãos pequenos, fato que propicia a formação de planos nas superfícies de corte dos grãos, tornando-os, desta forma, menos agressivos. Segundo Hassui e Diniz (2003), um grande número de arestas cortantes torna o processo de formação do cavaco mais eficiente, reduzindo as perdas com deformações plásticas e elásticas do material na zona de corte.

2.7 Comprimento de contato

Como regra geral, a retificação cilíndrica externa trabalha no sentido discordante, já na retificação *centerless* o rebolo de corte e a peça giram no sentido concordante. Durante a retificação, o rebolo de corte penetra a peça com uma profundidade de corte “ a_e ”, conforme a Figura 7.

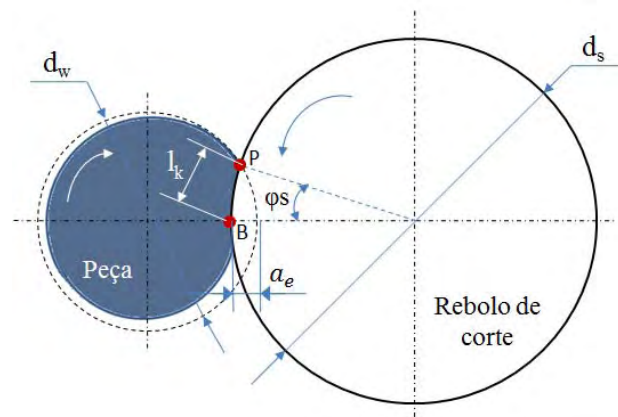


Figura 7 – Representação do comprimento de contato (WEBER, 1994).

O comprimento de contato “ l_k ”, dado em “mm”, resulta do comprimento do arco de contato “BP” em função do pequeno ângulo de contato “ ϕ_s ” (KLOCKE e KÖNIG, 2005; WEBER, 1994).

$$l_k = \sqrt{a_e \cdot d_s \cdot \frac{d_w}{d_s + d_w}} = \sqrt{a_e \cdot d_{eq}} \quad (4)$$

Onde, “ d_{eq} ” representa o diâmetro equivalente, definido para a retificadora centerless, conforme Equação 5.

$$d_{eq} = \frac{d_s \cdot d_w}{d_s + d_w} \quad (5)$$

Conforme Malkin (1989), a Equação 5 não considera os movimentos e deformações envolvidas no processo e por isso ela descreve uma área aparente de contato entre a peça e o rebolo. Portanto, esse parâmetro pode ser descrito como comprimento de contato estático. No entanto, o comprimento de contato estático é uma aproximação do comprimento de contato real quando ocorre de fato a usinagem. Experimentalmente, foi demonstrado que o comprimento de contato real pode ser de 50% a 200% maior que o comprimento de contato estático (ROWE, *apud* SALONITIS e CRYSSOLOURIS, 2007).

No processo de retificação a geração de calor na zona de retificação está diretamente relacionada ao comprimento de contato. Quanto maior o comprimento de contato, mais longo será o tempo de atuação do grão abrasivo desde o ponto em que penetra o material até o ponto no qual reaparece novamente, assim, maior a produção de calor.

2.8 Espessura de corte equivalente “ h_{eq} ”

Segundo Diniz (2004) esse parâmetro foi desenvolvido para oferecer uma ferramenta prática que permita otimizar as condições de trabalho. A espessura de corte equivalente é definida como a espessura da camada de material que é removida pelo rebolo, com a

velocidade periférica deste, e cuja taxa de remoção específica equivale à taxa de remoção de material que é retirada da peça com o tempo.

Para o processo de retificação este parâmetro é definido conforme a Equação 6, (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

$$h_{eq} = \frac{Q_{w'}}{v_s} \quad (6)$$

No processo de retificação *centerless* de passagem a taxa de remoção específica de material “ Q_w ” é calculado de acordo com a Equação 7 (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

$$Q_w' = \frac{Z \cdot v_{fa} \cdot \pi \cdot d_w \cdot l_{weff}}{2 \cdot b_{seff} \cdot l_w} \quad (7)$$

O aumento de “ h_{eq} ” ocorre seja pelo aumento da taxa de remoção específica de material “ Q_w ” ou pela diminuição da velocidade de corte “ v_s ” (RABIEY, 2010; VASHISTA, 2009; DINIZ, 2004). A velocidade de corte é responsável pela “dureza dinâmica” do rebolo, cuja elevação proporciona o aumento do número de grãos ativos num mesmo intervalo de tempo (Malkin, 1989).

Conforme Klocke e König (2005) a melhor eficiência de um processo de usinagem é obtida quando o consumo de energia para remover o material é reduzido. A energia específica pode ser definida de acordo Equação 8.

$$e_c = \frac{F_t'}{h_{eq}} \quad (8)$$

Onde “ e_c ” é a energia específica em J/mm^3 e “ F_t' ” é a força tangencial específica de corte. A energia específica tem uma relação direta com o calor gerado na zona de corte e o aumento de temperatura.

2.9 Velocidades da peça e dos rebolos

As velocidades de passagem “ v_{fa} ” e periférica da peça “ v_w ” são estabelecidas no processo de retificação *centerless* de passagem por meio da inclinação do rebolo de arraste em relação ao eixo horizontal e a sua velocidade periférica “ v_r ”, conforme estrepresentado na Figura 8.

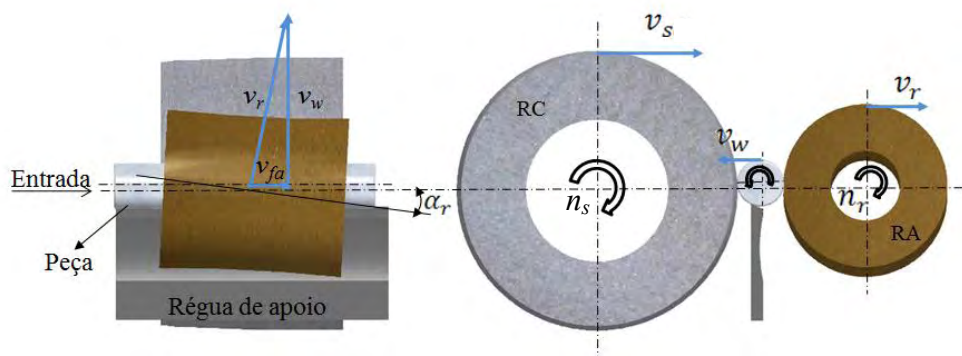


Figura 8 – Representação da velocidade periférica e de passagem da peça no processo de retificação *centerless* (KLOCKE e KÖNIG, 2005 - adaptado)

O valor teórico da velocidade periférica “ v_w ” e da velocidade de passagem “ v_{fa} ” da peça na retificação *centerless* de passagem são:

$$v_w = v_r \cdot \cos(\alpha_r) \quad (9)$$

$$v_{fa} = v_r \cdot \sin(\alpha_r) \quad (10)$$

Onde “ v_r ” representa a velocidade periférica em *m/s* do rebolo de arraste e é definida conforme a Equação 11. O diâmetro do rebolo de arraste “ d_r ” é expresso em “*mm*” e a rotação do rebolo de arraste “ n_r ” em “*rpm*”.

$$v_r = \frac{\pi \cdot d_r \cdot n_r}{60 \cdot 1000} \quad (11)$$

A velocidade periférica do rebolo de corte “ v_s ” em m/s é definida em função do diâmetro do rebolo de corte “ d_s ” (mm) e a rotação “ n_s ” (rpm), conforme a Equação 12.

$$v_s = \frac{\pi \cdot d_s \cdot n_s}{60 \cdot 1000} \quad (12)$$

2.10 Distribuição de calor na zona de corte

Um processo de retificação bem ajustado e com uma condição adequada do sistema de refrigeração evita que a maior parte de calor gerado na zona de corte seja transferida para peça, evitando valores suficientes altos que possam provocar danos térmicos à peça. Conforme Klocke e König (2005), Brinksmeier *et al.* (2004) e Kohli *et al.* (1995), devido ao atrito e à deformação plástica, a energia mecânica envolvida para remoção de material é quase inteiramente convertida em calor (“ q_w ”, “ q_r ”, “ q_c ” e “ q_f ”), o qual é conduzido principalmente para a peça, o rebolo, o cavaco e o fluido refrigerante, conforme indicado esquematicamente na Figura 9.

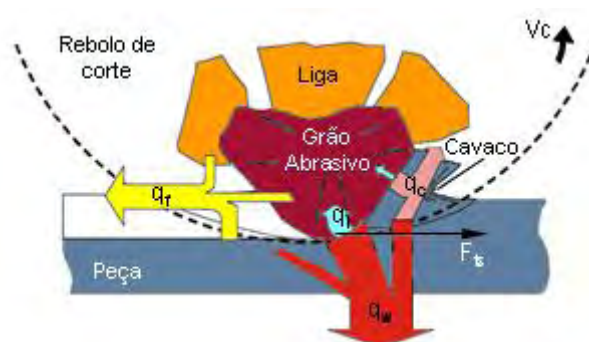


Figura 9 - Distribuição esquemática do fluxo de calor durante a remoção de material (KLOCKE e KÖNIG, 2005)

A quantidade de calor que flui para a peça depende de vários parâmetros, tais como material da peça, material abrasivo, parâmetros de retificação, a especificação da ferramenta abrasiva e a eficiência do sistema de refrigeração. Conforme Brinksmeier *et al.* (2004), cerca de 5% a 84% do calor gerado na zona de corte durante a retificação flui para peça, 3% a 38% para o cavaco, 9% a 52% para o fluido refrigerante e de 2% a 12% para o rebolo de corte. Assim, supondo-se que a energia total na zona de corte é transformada em calor, o calor total “ q_t ” é a soma de “ q_w ”, “ q_r ”, “ q_c ” e “ q_f ”, que representam o calor transferido à peça, ao rebolo, ao cavaco e o refrigerante, respectivamente (KLOCKE e KÖNIG, 2005; RABIEY, 2010).

Conforme Malkin (1989) e Weingaertner *et al.* (2001) a energia que é transformada em calor pode ser gerada pelas seguintes causas:

- 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).

Para garantir um processo sem danos térmicos ao produto durante a retificação, os cavacos e o fluido de corte devem ocupar a maior parte desse calor, que é gerado principalmente por atrito (BRINKSMEIER *et al.*, 2010).

2.11 Transformação martensítica

O fluxo de calor na peça pode causar um aumento de temperatura local, produzindo, dependendo principalmente do tempo de exposição térmica, mudanças microestruturais na superfície e subsuperfície da peça (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

A martensita é uma fase de solução sólida de ferro-carbono com uma microestrutura acicular, produzida por uma transformação sem difusão, associada ao resfriamento rápido da austenita até temperaturas relativamente baixas (SHACKELFORD, 2008) ou por deformações, através do cisalhamento da rede cristalina ao longo de planos e direções cristalográficas específicas (CALLISTER, 2010).

Para um aço hipoeutetóide que possui estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) a formação em austenita (γ), que tem uma estrutura cúbica de face centrada (CFC), ocorrerá quando a temperatura ultrapassar o limite inferior da zona crítica. Esta zona está representada pela linha A_3 na Figura 10. Conforme Shaw e Vyas (1994) a formação completa de “ferrita” em “ γ ” requer um determinado período, uma vez que a difusão atômica do carbono está envolvida.

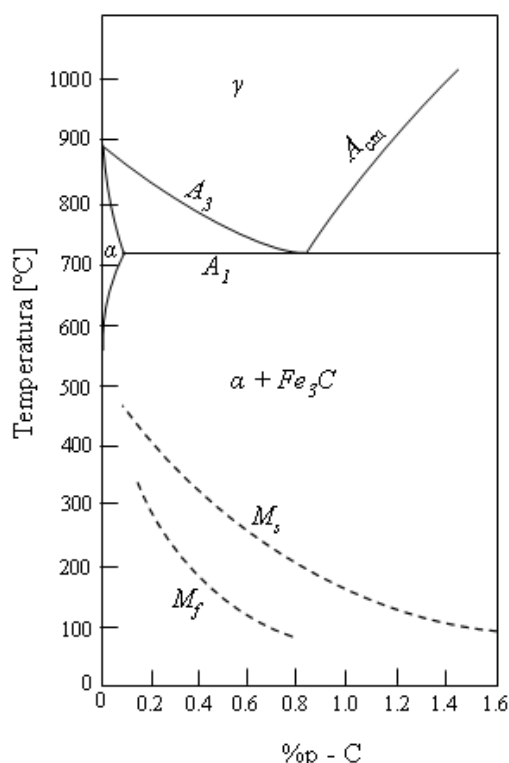


Figura 10 – Diagrama de equilíbrio de fases – ferro carbono (SHAW e VYAS, 1994)

As fases “ α ” (ferrita) e “ γ ” significam soluções sólidas do carbono no ferro. As estruturas relacionadas à transformação martensítica estão esquematizadas na Figura 11. A

pequena quantidade de carbono em solução sólida na fase α é distribuída aleatoriamente nos espaços intersticiais, marcados pelos pontos escuros na Figura 11 (a), sendo que a estrutura da fase α permanece cúbica de corpo centrado. O carbono na fase de estado sólido “ γ ” será alocado nos espaços marcados pelos pontos escuros, conforme Figura 11(b). Isto requer um aumento de espaçamento atômico de átomos de carbono na direção vertical para acomodar mais carbono.

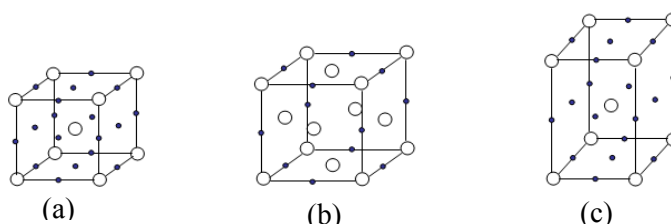


Figura 11 – Estruturas: (a) Cúbica de corpo centrado, (b) Cúbica de face centrada e (c) Tetragonal de corpo centrado (SHAW e VYAS, 1993)

A transformação da austenita em martensita, ao invés da migração difusional dos átomos de carbono para produzir as fases $\alpha + Fe_3C$ separadamente, envolve a reorientação extremamente rápida dos átomos de carbono e ferro da solução sólida *CFC* do ferro “ γ ” para uma solução martensítica (SHACKELFORD, 2008). Esta fase com todo o carbono em solução sólida terá uma estrutura tetragonal de corpo centrado (*TCC*) com eixos alongados das células unitárias adjacentes na mesma direção, conforme Figura 11(c), (SHAW e VYAS, 1994). Sendo uma fase fora de equilíbrio, a martensita não aparece no diagrama de fases ferro-carbono. Esta fase é representada no diagrama de transformação isotérmica, conforme Figura 12. A linha horizontal “ M_s ” representa o início dessa transformação e as linhas $M(50\%)$ e $M(90\%)$, indicam os percentuais da transformação da austenita em martensita. As temperaturas nas quais as linhas estão localizadas variam de acordo com a composição da liga (CALLISTER, 2010).

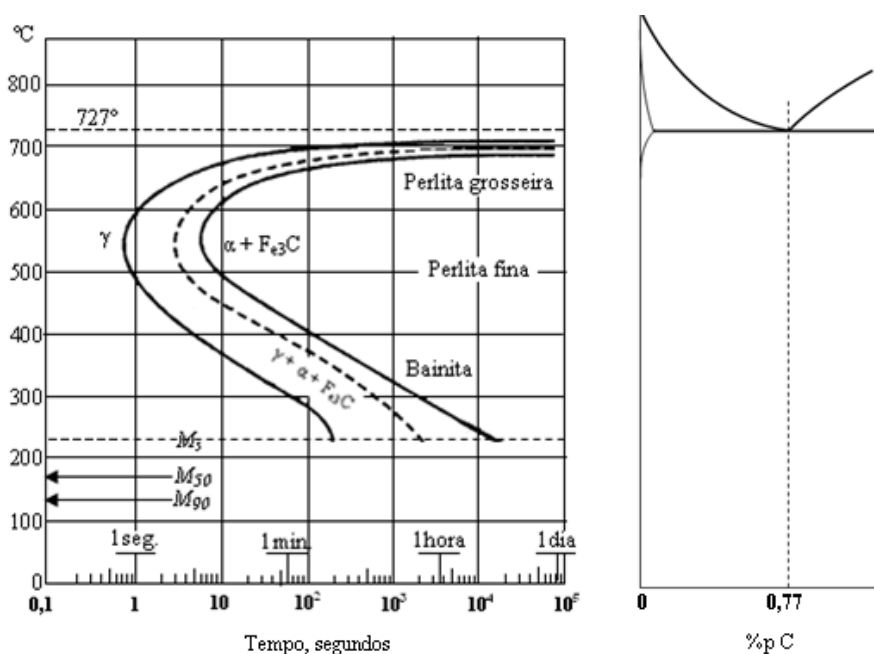


Figura 12 – Diagrama de Transformação tempo - temperatura para o aço eutetóide (SHACKELFORD, 2008).

Dependendo das condições do processo durante a remoção de material, pode ocorrer um aumento da temperatura na interface peça-ferramenta abrasiva suficiente para provocar alteração na estrutura da peça. A presença da martensita na superfície do material é indesejável, pois é considerada prejudicial para vida útil do componente, uma vez que esta possui uma estrutura extremamente dura e frágil, e está associada à formação das tensões residuais de tração (MAO *et al*, 2010).

Nos processos de tratamento térmico de aços, para ocorrer o surgimento dessa fase, é necessário a exposição do material por um tempo elevado para garantir a difusão do carbono e a transformação da estrutura CCC para CFC, seguido de um resfriamento rápido. Um curto tempo de resfriamento inibe a difusão de átomos de carbono para fora da solução, e o carbono fica preso na solução. A estrutura resultante é uma solução supersaturada sólida de carbono aprisionado em uma estrutura tetragonal de corpo centrado, que é chamada martensita. Entretanto, durante o processo de retificação, Shaw e Vyas (1994) afirmam que o surgimento da camada de martensita não é devido à exposição do material a elevadas temperaturas por

um longo período de tempo como ocorre nos tratamentos térmicos. Na retificação o material não se encontra em estado estacionário como nos tratamentos térmicos, mas está sendo deformado plasticamente a uma taxa muito alta. Não ocorre difusão, mas uma mudança coordenada dos átomos em curto espaço de tempo.

Pesquisas realizadas por Mao *et al* (2010) mostraram que o efeito térmico associado às deformações plásticas com a remoção de material durante a retificação do aço *SAE 52100* pode favorecer a formação da martensita a uma temperatura abaixo da temperatura nominal de transformação de fase, ou seja, o efeito mecânico desempenha um papel importante para a transformação de fase da superfície do material retificado durante o processo de remoção de material.

2.12 Queima de retificação

O processo de retificação requer um gasto energético extremamente elevado por unidade de volume de material removido. Praticamente toda essa energia é convertida em calor, que está concentrado na zona de retificação (MALKIN e GUO, 2008). Conforme Malkin e Guo (2008), Marinescu *et al.* (2004) e Bianchi *et al.* (2000), se não houver um rigoroso controle de processo de retificação não houver um controle do processo, as elevadas temperaturas produzidas na zona de retificação podem causar vários tipos de danos à peça. Alagumurthi *et al.* (2006) salientam que, dependendo da intensidade, estas cargas podem alterar as propriedades mecânicas da peça, como a resistência à fadiga, bem como provocar a formação de trincas e fissura na peça retificada. Conforme Grinko (2006), a queima de retificação é uma definição geral dos danos termomecânicos provocados à superfície da peça durante o processo de remoção de material. Esse fenômeno tem sido investigado

principalmente para retificação de aço carbono e aços-liga, embora seja também um problema com outros materiais metálicos (MALKIN e GUO, 2007).

2.12.1 Tensão residual de usinagem

O processo de retificação invariavelmente leva à formação de tensões residuais nas adjacências da superfície acabada, as quais podem afetar o comportamento mecânico da peça retificada (BIANCHI *et al.*, 2000). As tensões de usinagem são geradas pela expansão térmica e à contração do material durante a remoção de material, transformações microestruturais e às deformações plásticas causadas pelos grãos abrasivos (WEINGAERTNER, *apud* CATAI *et al.*, 2007). De acordo com Grinko (2006), a influência dos efeitos térmicos pode mudar a tensão residual na direção da tração e os efeitos mecânicos na direção da compressão. Assim, a tensão residual resultante é a interação entre os efeitos térmicos e mecânicos (MARINESCU, 2007), conforme representação na Figura 13.

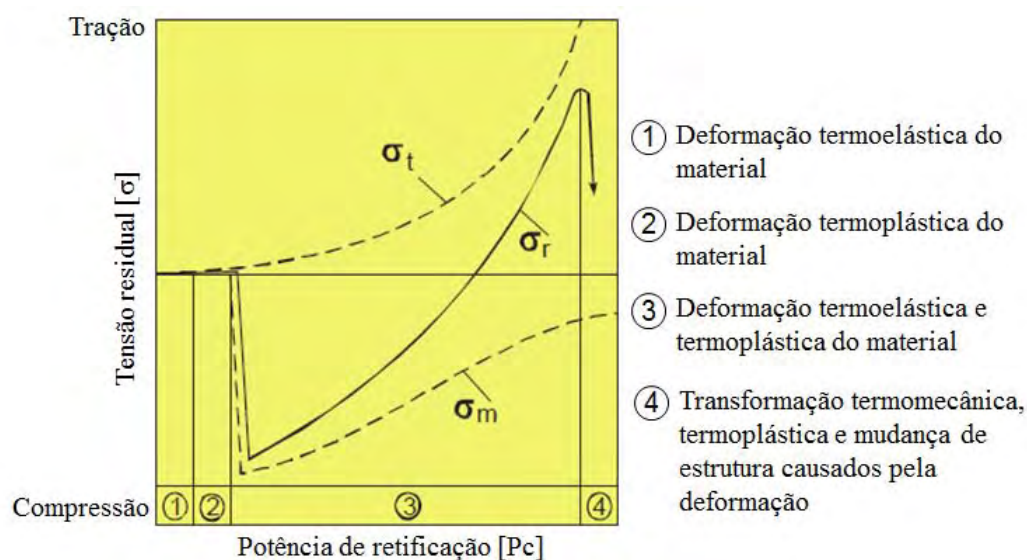


Figura 13- Tensões residuais em função do desempenho do processo de retificação pela superposição de efeitos mecânicos e térmicos (GRINKO, 2006; MARINESCU, 2007).

Conforme Brinksmeier *et al.* (1982), a tensão residual é o parâmetro mais representativo para descrever a qualidade, dentre as diversas alterações superficiais da peça após processo de retificação. Tensões residuais em materiais podem ser medidas de modo não destrutivo por uma variedade de métodos, incluindo difração de raios-x quando usado para análise de tensões superficiais, ultrassom e magnetismos (ASM HANDBOOK, 1989).

Tensões residuais de tração são causadas principalmente por tensões induzidas termicamente e deformações associadas com a temperatura de retificação e o gradiente de temperatura que flui da superfície para o centro da peça. Já as tensões de compressão são predominantemente geradas por interações mecânicas dos grãos abrasivos do rebolo com a peça (MALKIN e GUO, 2007). Conforme Weingaertner *et al.* (2001), durante o processo de remoção de 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.

Superfícies tracionadas têm muita dificuldade para suportar cargas, como no caso de um rolamento de esferas ou roletes sujeitos a cargas sobre as superfícies de rolagem. Portanto, as tensões residuais de tração são extremamente prejudiciais para a função de uma pista de rolamento. Este defeito pode reduzir drasticamente a vida útil de um rolamento. As tensões residuais podem atuar benéficamente ou prejudicialmente no desempenho dos componentes mecânicos. As tensões residuais de tração são prejudiciais quanto à resistência mecânica, ao desgaste e à corrosão superficial, enquanto as tensões residuais de compressão são consideradas benéficas nas propriedades mecânicas dos materiais, aumentando a

resistência à fadiga (MALKIN e GUO, 2007), uma vez que elas agem como se fossem barreiras, impedindo a nucleação e a propagação das trincas (NELSON *et al.* 1971).

Além do controle do processo para evitar alterações microestruturais nas superfícies usinadas, as indústrias procuram definir um valor limite para as tensões residuais de tração, onde varia conforme o material e a aplicação do componente retificado (GRINKO, 2006).

Segundo Marinescu (2007), para garantir baixos valores de tensão residual, a temperatura na zona de corte durante a retificação deve ser mantida abaixo da temperatura de transição do material. Para aços *SAE 52100* a temperatura de transição típica é em torno de 400°C. Essas temperaturas de transição podem variar substancialmente de acordo com o tipo de tratamento térmico que o material foi submetido.

2.12.2 Zona de retempera

Dependendo das condições de retificação, o calor gerado na zona de corte pode atingir uma temperatura suficiente para provocar alterações microestruturais no material.

O efeito termomecânico durante a retificação, acompanhado de um resfriamento brusco pelo fluido lubrificante utilizado, pode provocar uma transformação microestrutural, tendo como consequência a formação de uma camada superficial branca extremamente dura e frágil (martensita não revenida), seguida de uma região escura (revenimento excessivo localizado) com dureza inferior ao centro do material onde não sofreu alteração microestrutural (ALAGUMURTHI, 2006), conforme a Figura 14.

A camada branca é prejudicial à integridade da peça, pois a superfície endurecida torna-se extremamente frágil. Além disso, pode estar associada à formação de tensões residuais de tração tornando o material suscetível a trincas, reduzindo consideravelmente a

resistência ao desgaste e à fadiga dos componentes (MARINESCU *et al.*, 2004 e MALKIN, 1989).

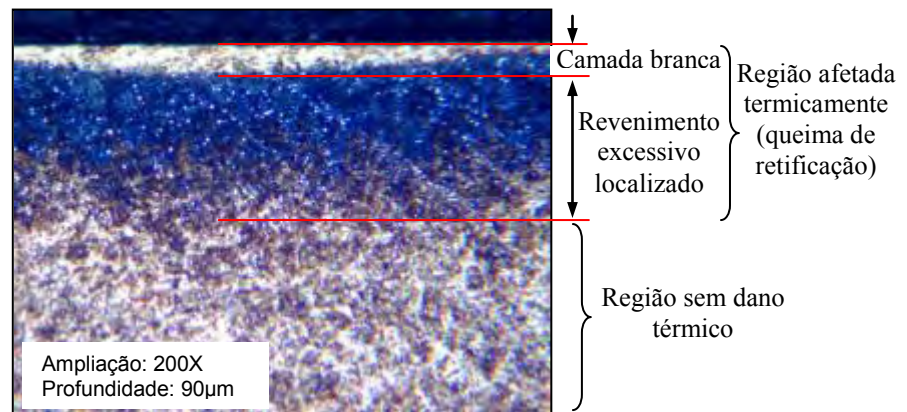


Figura 14 – Aspecto micrográfico da camada superficial do aço *SAE 52100* afetada termicamente pelo processo de retificação (INA, 2009).

2.12.3 Zonas de revenimento excessivo

Os aços geralmente são retificados após o tratamento térmico. O chamado “revenimento” serve, quando usado corretamente após a têmpera, para aumentar a resistência à tração e a tenacidade do material. Este processo sempre está ligado a uma redução da dureza e é obtido através do aquecimento controlado do aço até a chamada “temperatura de revenimento” (CALLISTER, 2010). Entretanto, em função do aquecimento do material durante a retificação e também da taxa de resfriamento proporcionada pelo refrigerante, pode ocorrer o revenimento excessivo localizado e perda de dureza superficial, conforme mostrado na Figura 15. Conforme Malkin (1989), a perda de dureza superficial é um fenômeno complexo, relacionado com o revenimento da estrutura martensítica e com a difusão de carbono, e depende da temperatura e tempos envolvidos no processo de remoção de material.

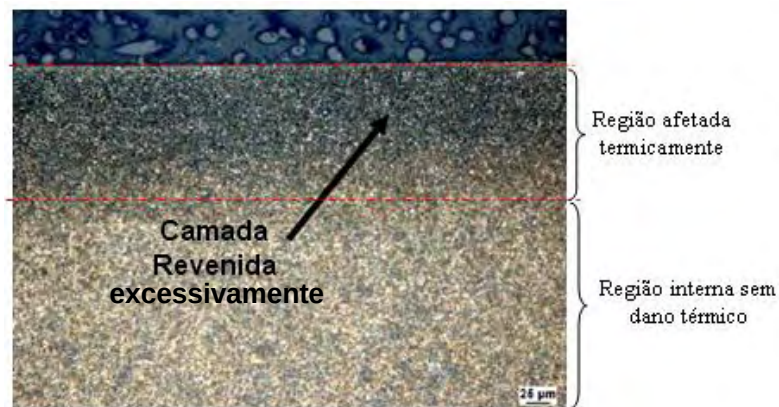


Figura 15 - Aspecto micrográfico da camada superficial do aço *SAE 52100* afetada termicamente pelo processo de retificação (INA, 2009).

2.12.4 Trincas

O aquecimento da superfície da peça durante o processo de remoção de material é acompanhado pela expansão e contração térmica. A expansão da superfície aquecida seguido de um resfriamento brusco propiciado pelo fluido de corte pode provocar alterações microestruturais e promover a formação de tensões residuais de tração (MARINESCU *et al.*, 2004). Dependendo da severidade, as tensões provocadas na superfície do material podem ultrapassar o limite de resistência do material e causar a formação de trincas, conforme Figura 16.



Figura 16 – Trinca após processo de retificação - aço *SAE 52100* (INA, 2009).

Na aplicação de componentes retificados, as trincas superficiais geradas durante o processo de retificação podem propagar no material durante o ciclo de trabalho, reduzindo substancialmente a resistência dinâmica, com a possibilidade de provocar falha prematura como resultado da fadiga do material.

2.12.5 Rugosidade

Rugosidades são micro-irregularidades decorrentes do processo de fabricação. Essa variável é importante usada para descrever a qualidade das superfícies retificadas. É por meio desta, que determina as características de superfícies retificadas, a eficácia da lubrificação e a vida útil dos componentes retificados durante a aplicação (HECKER e LIANG, 2003). Essa variável está diretamente relacionada com as propriedades do material, das condições de retificação e principalmente com as condições lubrificantes e parâmetros de corte (MALKIN & GUO, 2008).

A rugosidade média “ R_a ” foi adotada para medição da rugosidade dos corpos de prova deste estudo e é definida como a média aritmética das somas de todos os valores do perfil de rugosidade, conforme a Equação 12. Onde y_{CL} é a posição da linha de centro do perfil de rugosidade, conforme representada na Figura 17.

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |y - y_{CL}| dl \quad (12)$$

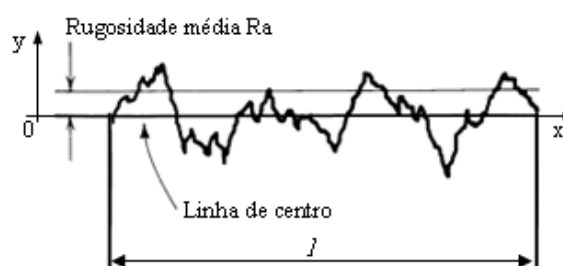


Figura 17 – Perfil da rugosidade (ASM HANDBOOK, 1989).

2.12.6 Desvio de Circularidade

O desvio de circularidade de uma peça cilíndrica é o desvio radial macrogeométrico do contorno externo em relação a um formato circular ideal (BECKER, 1965; SCHREITMÜLLER, 1971).

A técnica de medição deste desvio é definida conforme norma *DIN 7182* (1986) pela diferença entre o maior diâmetro inscrito (d_e) e o menor diâmetro circunscrito (d_i) da superfície da peça, conforme a Figura 18.

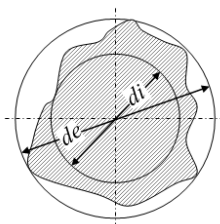


Figura 18 – Perfil do desvio de circularidade (*DIN 7182*, 1986).

Conforme Gonçalves Neto *et al.* (2011), o desvio de circularidade durante o processo de retificação *centerless* é influenciado pelas variáveis geométricas e dinâmicas do processo de retificação. Em relação às variáveis dinâmicas, se durante a retificação a frequência da peça atingir a frequência natural da máquina um desvio de circularidade na forma de ondulação periódica será gerado na superfície do material retificado, conforme a Figura 19. Outras variáveis como o tipo de fluido de corte, a maneira de aplicação e a velocidade de saída do fluido podem influenciar o desvio de circularidade da peça (CATAI, 2007). Conforme Rowe (2007), a velocidade de saída do fluido de corte deve ser aproximada ou igual à velocidade periférica do rebolo. Quanto maior a dificuldade de o fluido adentrar na região de corte, maior será o calor presente na peça e consequentemente maior a dilatação e as deformações térmicas, acarretando então, em um aumento nos desvios geométricos da peça,

agravando principalmente a circularidade da peça retificada (DEMETER & HOCKENBERGER, 1997; MALKIN, 1989).

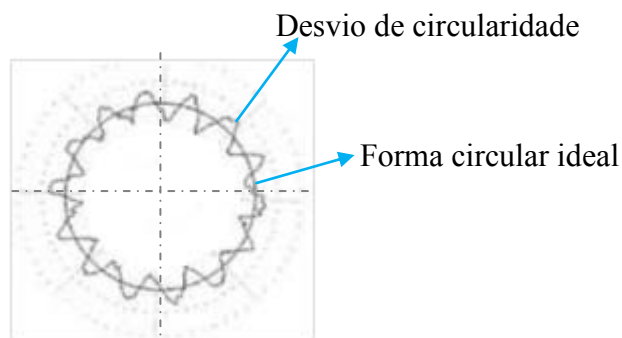


Figura 19 – Desvio de circularidade com o formato de ondulação periódica (GONÇALVES NETO *et al*, 2011).

2.13 Métodos para detecção da “Queima de retificação”

Diversos componentes mecânicos como rolamentos, engrenagens, eixos, válvulas etc., utilizados principalmente nas indústrias automotivas e aeroespaciais requerem uma atenção especial na escolha dos parâmetros corretos para os processos de usinagem. Os parâmetros realizados de forma inadequada durante o processo de retificação podem gerar danos termomecânicos na superfície retificada e provocar falha prematura destes materiais durante o ciclo de trabalho.

Os diversos métodos para caracterização das superfícies retificadas são definidos de acordo com o tipo de dano e são classificados como destrutivos e não destrutivos. Para os destrutivos, destacam-se a microdureza, a análise metalográfica, o ataque ácido profundo e a análise de difração de raio-X quando utilizada para investigação de tensões superficiais de subcamadas de um material. Todos os métodos destrutivos geram efeitos negativos na superfície da peça, portanto recomenda-se a utilização destes somente em casos específicos ou

para fins de pesquisa. No Quadro 1 é apresentado os tipos de danos ocasionados pelo processo de retificação e os principais métodos utilizados para detectá-los.

Quadro 1 – Métodos para identificar a queima de retificação

Método de detecção	Tipos de danos térmicos		
	Alteração microestrutural	Tensões residuais	Trincas
Ataque ácido (HNO_3)			
Ataque ácido profundo (HCl)			
Teste por partículas magnéticas			
Corrente parasita			
Microdureza			
Análise metalográfica			
Ruído de Barkhausen			
Difração de raio-X			

2.13.1 Ataque com ácido nítrico (HNO_3)

Os ataques químicos com ácido nítrico (Nital) são métodos não destrutivos bastante utilizados, tanto para fins de pesquisa, bem como na prática industrial, devido à facilidade de execução e baixo custo. Estes métodos são usualmente aplicados a materiais retificados e possui como finalidade, revelar regiões da superfície das peças afetadas termicamente (GRINKO, 2006).

Em caso de dano térmico da superfície das peças durante a retificação as áreas afetadas são visivelmente identificadas. Se uma área da peça submetida ao processo de retificação estiver totalmente livre de “queima de retificação”, esta apresentará uma coloração cinza uniforme. Por outro lado, regiões que sofrem um processo de retempera durante a retificação não são afetadas por este tipo de ataque químico e apresentam uma coloração

clara, conforme a Figura 20 (a). Na Figura 20 (b) está representada a região afetada termicamente revelada através da análise metalográfica.

No caso do revenimento excessivo, a superfície após ataque químico apresentará uma coloração escura, conforme a Figura 21.

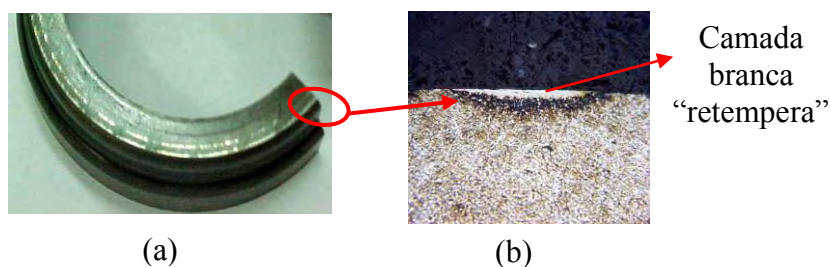


Figura 20- Visual da superfície retificada após ataque químico com Nital a 3% (INA, 2009).



Figura 21- Superfície de um anel de aço *SAE 52100* retificado após ataque químico com Nital a 3% (INA, 2009).

Caso existam alterações microestruturais em locais individuais da área retificada, o aspecto visual resultará numa coloração variada das áreas afetadas pelo processo de retificação, conforme a Figura 21. Somente em áreas que sofreram danos térmicos distribuídos uniformemente na superfície retificadas é difícil de julgar o resultado do controle, visto que uma coloração uniforme clara ou escura é difícil de ser detectada, sendo assim, deve-se utilizar outro método, como análise metalográfica, ruído de *Barkhausen*, difração de raio-X dentre outros, para caracterização do material.

As condições de ataque, tais como a composição química e o tempo podem variar para atingir as mais diversas finalidades de contrastes (FAZANO, 1980). Por isso, durante o controle por ataque químico é importante obedecer detalhadamente os procedimentos.

2.13.2 Inspeção por partículas magnéticas

Conforme Schmidt *et al.* (1989), a inspeção por partículas magnéticas é um método não destrutivo para revelar descontinuidades superficiais e subsuperficiais em materiais ferromagnéticos. A detecção das descontinuidades subsuperficiais é limitada e depende da profundidade da descontinuidade, o tipo, tamanho, forma e da força do campo aplicado. Este método é baseado no fenômeno chamado campos de fuga, onde o fluxo magnético de um material ferromagnético é distorcido pela presença de descontinuidades, como trincas, porosidades, inclusões diferentes do material base etc. A distorção do fluxo magnético promove o aparecimento de polos magnéticos, capazes de atrair partículas magnetizáveis para a região da descontinuidade.

Procedimentos por partículas magnéticas não podem ser usados com materiais não magnetizáveis, incluindo o vidro, a cerâmica, o plástico e metais como alumínio, magnésio, cobre, aços austeníticos e ligas de aço inoxidável (SCHMIDT *et al.*, 1989).

Dependendo da intensidade do dano termomecânico durante o processo de retificação pode ocorrer o aparecimento de trincas na subsuperfície e superfície do material, as quais são facilmente identificadas através da análise por partículas magnéticas. Para isso, a peça precisa ser magnetizada e então, é aplicada uma suspensão que contém pó de ferro com pigmentos de cor. Em função da magnetização mais elevada nas aberturas das trincas, uma maior concentração de pó de ferro estará presente, que torna se visível sob a luz ultravioleta. A Figura 22 mostra a ocorrência de trincas de um anel de rolamento retificado após ensaio por

partículas magnéticas, onde verifica-se a presença de trincas provocadas pela intensa ocorrência de dano térmico no diâmetro externo e na pista retificada.

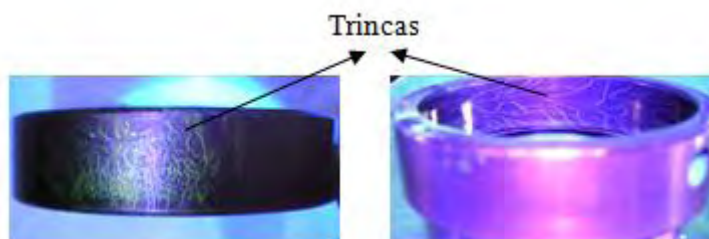


Figura 22 – Anel de aço *SAE 52100* retificado após ensaio por partículas magnéticas (INA, 2009).

Conforme Schmidt *et al.* (1989), as trincas oriundas do processo de retificação podem ser atribuídas à baixa capacidade do rebolo para remover material, condição inadequada do sistema lubrificador e a uma elevada taxa de remoção de material.

2.13.3 Corrente de Foucault

É um método de análise “não destrutiva”. A análise é realizada com auxílio de um sensor, que é deslocado sobre a superfície a ser verificada. O método tem como objetivo constatar uma alteração na estrutura do material retificado. Mudanças na microestrutura envolvem uma alteração da condutividade do material. Com o auxílio de diferentes frequências de excitação da tensão elétrica induzida, pode ser verificada esta condutividade e, com isso, eventuais alterações estruturais no material retificado.

2.13.4 Ruído magnético de *Barkhausen*

O Ruído Magnético de *Barkhausen* (*RMB*) é um método não destrutivo de avaliação da integridade da superfície em aços ferromagnéticos. Este método oferece certas vantagens, como a maior profundidade de penetração, maior agilidade na medição, equipamento portátil, e favorece a avaliação de componentes com geometrias complexas, como engrenagens, em relação às demais técnicas de ensaio não destrutivos. (KUMAR *et al*, 2011). A profundidade máxima a partir do qual o sinal do *RMB* é detectado depende de força do campo magnético, sua frequência de excitação, a permeabilidade do meio e a sensibilidade do sinal.

O ruído magnético de *Barkhausen* surge quando um material ferromagnético, como o aço, é submetido a um campo magnético variável. Esse ruído é produzido pelo movimento discreto de paredes de domínios magnéticos. Estes movimentos ou saltos discretos geram pulsos magnéticos que podem ser monitorados por uma bobina colocada na superfície do material. Alterações produzidas na microestrutura do material afetam consideravelmente o movimento das paredes dos domínios magnéticos e, conseqüentemente, as características do ruído magnético de *Barkhausen*. Irregularidades presentes na rede cristalina atuam como barreiras ou pontos de ancoragem ao movimento das paredes dos domínios. Os pontos de ancoragem são atribuídos a diferentes parâmetros físicos como, contorno de grão, vacâncias, inclusões e deslocamentos (O’SULLIVAN *et al*. 2004).

Os instrumentos de medição da tensão residual pelo técnica de *Barkhausen* expressam as unidades de medida em “ N/mm^2 ”, *ksi* ou o parâmetro magnético elástico (*mp*). A unidade “*mp*” variam de 0-140 e correspondem a uma variação de $-650 N/mm^2$ a $+450 N/mm^2$, onde os valores negativos correspondem às tensões de compressão e as positivas são relativas às tensões residuais de tração (MIX, 2005).

Os materiais ferromagnéticos apresentam propriedades magnéticas originadas principalmente dos momentos magnéticos dos elétrons, devido ao seu movimento orbital e de rotação em torno de seu próprio eixo. Algumas destas propriedades, como a força coerciva, permeabilidade e as características do ruído magnético de *Barkhausen* emitido durante a magnetização, sofrem grande influência quanto às características de fabricação destes materiais, principalmente quanto a sua composição química, processamento mecânico e térmico (JILES, 1998).

2.13.5 Difração de raio-X

Análise por difração de raio-X é método quantitativo utilizado para identificar dano térmico sofrido pelo material após ser submetido ao processo de retificação. Entretanto, devido ao custo elevado dos aparelhos e tempo para preparação das amostras e para análises, não são comuns nas indústrias (ALAGUMURTHI *et al.*, 2006). A difração de raio-X permite realizar medidas em áreas muito localizadas ($<1mm^2$) e é utilizada para determinar as tensões residuais tanto na superfície como nas camadas subsuperficiais do material. É uma técnica de natureza não destrutiva quando utilizada para medir tensão residual na camada superficial de um material.

2.13.6 Análise metalográfica

Nas ligas metálicas, a microestrutura é caracterizada pelo número de fases presentes, por suas proporções e pela maneira segundo a qual elas estão distribuídas ou arrançadas (CALLISTER, 2010). Conforme Griffiths (2001) a análise metalográfica é uma técnica para realizar uma avaliação rápida da superfície de componentes retificados, para caracterizar as

mudanças que ocorrem durante a operação de usinagem. Segundo Callister (2010), a revelação dos detalhes da microestrutura é obtida mediante a preparação (lixamento e polimento) cuidadosa da superfície, seguido de um ataque químico que emprega um reagente apropriado. O ataque químico produz uma textura diferente para cada fase, de modo que as diferentes fases podem ser distinguidas umas das outras com auxílio de um microscópio óptico.

2.13.7 Microdureza

A operação de retificação gera calor excessivo na zona de corte elevando a temperatura da peça durante a remoção de material. A temperatura elevada seguida por uma rápida ação de arrefecimento do fluido de corte induz a deformação plástica na superfície e subsuperfície da peça, afetando o perfil de microdureza (KUMAR *et al.*, 2011).

A microdureza é um método importante de análise para avaliar as possíveis alterações microestruturais, induzidas durante o processo de usinagem (MAO *et al.*, 2010; GRINKO, 2006). Este método reflete a condição estrutural de todas as camadas próximas à superfície retificada. A superfície da peça e as camadas que estão perto da superfície que foram afetadas pela carga de calor durante o processo de retificação podem apresentar alterações da microestrutura, que resultam em variações de dureza (MARINESCU *et al.* 2004).

2.14 Efeito do fluido de corte nos processos e resultados da usinagem

Conforme Brinksmeier e Brockhoff (1994), a redução de calor e de danos térmicos requer um conhecimento analítico dos aspectos térmicos durante a retificação, da distribuição de calor, bem como dos aspectos cinemáticos e do processo de formação de cavacos. De

acordo Wittmann (2007), a formação de cavacos e o balanço de calor na zona de corte são influenciados pelas variáveis de entrada do processo e as características dos fluidos de corte, como ilustrado na Figura 23.

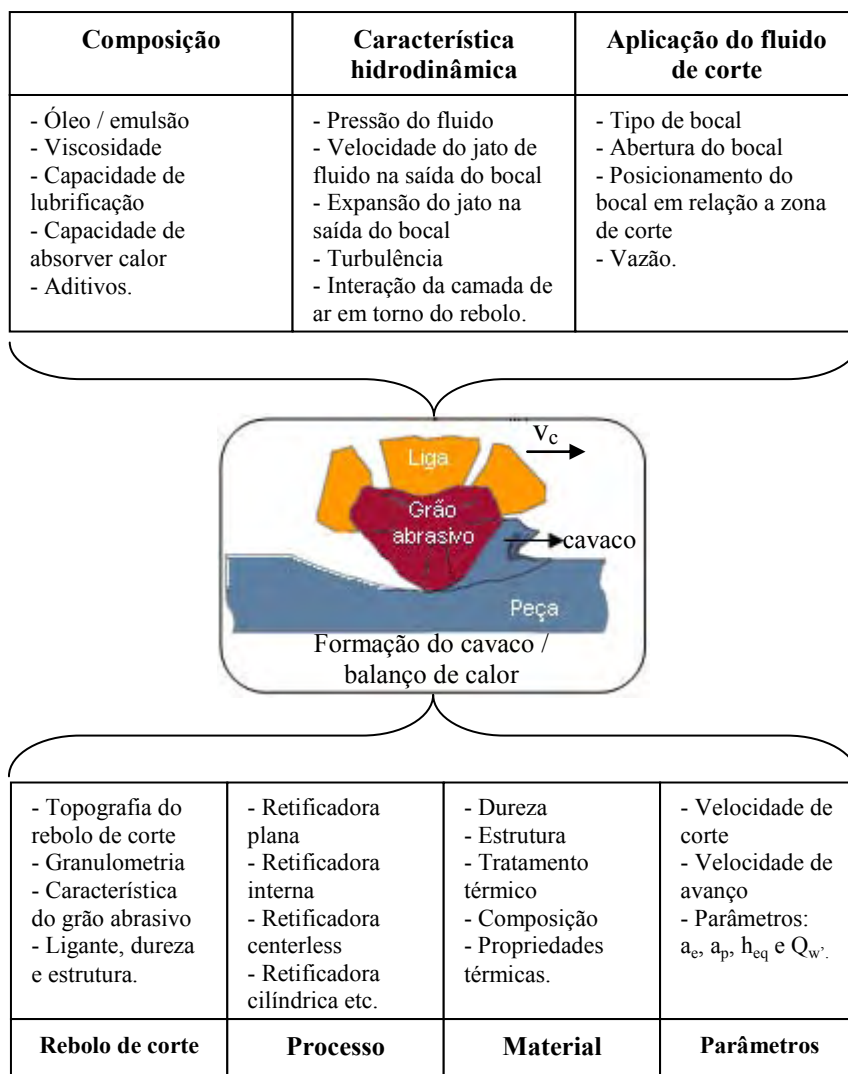


Figura 23 – Fatores que influenciam a formação do cavaco e o balanço de calor na retificação (WITTMANN, 2007).

O uso dos fluidos lubrificantes durante a retificação é praticamente indispensável para garantir a integridade da superfície retificada. Devido às suas propriedades físicas e químicas, durante o processamento a peça é resfriada e na sua superfície forma-se uma película de lubrificante que reduz o atrito da peça com o rebolo de corte.

Conforme Klocke e König (2005) o fluido refrigerante desempenha funções primárias e secundárias.

As funções primárias são:

- a. Redução do atrito entre o grão abrasivo e a peça por meio da ligação de uma película permanente de lubrificante;
- b. Manter o rebolo e a peça a uma temperatura adequada, por meio da absorção e transporte de calor. Se um calor excessivo for produzido durante a operação de retificação, os cavacos aquecidos aderem com mais facilidade à face do rebolo do que quando estão a uma temperatura mais baixa, causando o “empastamento” (entupimento dos poros) do rebolo;

As funções secundárias são:

- a. Transportar o cavaco e promover a limpeza do rebolo e peça por meio da instalação de bocais auxiliares, distribuídos na periferia do rebolo;
- b. Possuir características anticorrosivas para impedir a oxidação da máquina e da peça que está sendo retificada;
- c. Influenciar na formação do cavaco gerado durante a remoção de material.

A partir disso é possível deduzir as exigências das propriedades do fluido refrigerante, como por exemplo, combinação favorável da condutividade térmica e calor específico, assim como boas propriedades lubrificantes. Fora isso, evitar a formação de espuma e vapores, possuir boa estabilidade e evitar o efeito tóxico.

Os diferentes tipos de fluidos refrigerantes diferenciam-se levando em consideração suas propriedades. Para emulsões e soluções o calor específico é cerca de duas vezes maior e a condutividade térmica até cinco vezes maior que aquela dos óleos. Porém, os óleos possuem

como vantagens uma melhor oleosidade e menor geração de calor, compensando a baixa condutividade térmica (KLOCKE e KÖNIG, 2005).

2.15 Classificação dos fluidos de corte

Cada tipo básico de fluido de corte apresenta características, vantagens e limitações distintas. Runge e Duarte (1993) e Bianchi (2004) agrupa os fluidos de corte em quatro tipos básicos:

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

Os óleos de corte têm como composto o óleo mineral, podendo ser usado no estado puro ou aditivado. Atualmente, esses óleos apresentam base parafínica, em sua maioria, compostos aromáticos policíclicos que se não forem destruídos durante o processo de formação do óleo de corte por meio de forte hidrogenação, podem causar câncer ou dermatites (BIANCHI, 2004). Para Diniz (2004), os óleos de corte geralmente são melhores lubrificantes que os óleos solúveis, produzindo o fator “*G*” (volume de material removido/volume de rebolo gasto) maior, menor força de corte e melhores qualidades superficiais. A presença de água pode ter um efeito adverso na resistência do grão abrasivo e da liga, promovendo o desgaste frágil quando se utiliza óleos solúveis, mas principalmente à sua habilidade de reduzir o desgaste dúctil, reduzindo a formação da área plana no topo do grão abrasivo.

Os fluidos de corte solúveis em água variam entre emulsões e soluções, dependendo da constituição básica de corte solúvel concentrado (óleo mineral ou sais orgânicos e inorgânicos, respectivamente), da presença e do nível de emulgadores no concentrado.

Nas emulsões, o óleo mineral está disperso em forma de gotícula na água, devido à presença de emulgadores que “quebram” o óleo mineral em minúsculas partículas, mantendo-as dispersas e conferindo às mesmas cargas repulsivas, evitando a sua coalescência. Apresentam menor poder de lubrificação e maior poder refrigerante que o óleo integral. Todavia, necessitam de cuidados especiais em relação à qualidade da água utilizada, ao controle de micro-organismos, ao *pH* e à concentração da emulsão.

Os óleos semissintéticos (microemulsões) possuem uma pequena porção de óleo mineral em sua constituição, sendo utilizados misturados em água, formando desta forma uma emulsão muito fina, semelhante às soluções (RUNGE e DUARTE, 1993). Segundo Sales (1999), as microemulsões apresentam em sua composição de 5% a 50% de óleo mineral nos fluidos concentrados, 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.

Os fluidos sintéticos são soluções químicas constituídas de materiais orgânicos (sais) e inorgânicos dissolvidos em água, não contendo óleo mineral. Em geral, permitem rápida dissipação de calor, bom controle dimensional, poder detergente otimizado e visibilidade da região de corte, facilidade no preparo da solução e a elevada resistência à oxidação do fluido. A desvantagem na utilização desse tipo de fluido é o baixo poder lubrificante, a formação de compostos insolúveis e de espuma para determinadas operações de retificação (BIANCHI *et al*, 2004).

2.16 Aplicação otimizada de fluido de corte

A eficiência do fluido na refrigeração não é determinada somente por meio das propriedades físicas e químicas, mas também em decorrência da aplicação correta do fluido na região de corte, interface entre peça – ferramenta abrasiva (KLOCKE e KÖNIG, 2005). Conforme Alves *et al.* (2010), a refrigeração otimizada consiste na utilização de fluido de corte em quantidade reduzida, através da utilização de bocais aplicadores mais eficientes, do melhor posicionamento e do aumento da velocidade do fluido de corte. Na Figura 24 está ilustrado a aplicação otimizada de fluido de corte no processo de retificação.

A aplicação correta combinada com a vazão, a pressão, a temperatura e incidência do fluido de corte na zona de corte, assim como a construção e posicionamento dos bocais de refrigeração tem uma influência significativa no efeito de resfriamento, nos resultados da retificação e na vida útil das ferramentas abrasivas (WEBSTER e GRÜN 2009; KLOCKE e KÖNIG, 2005).

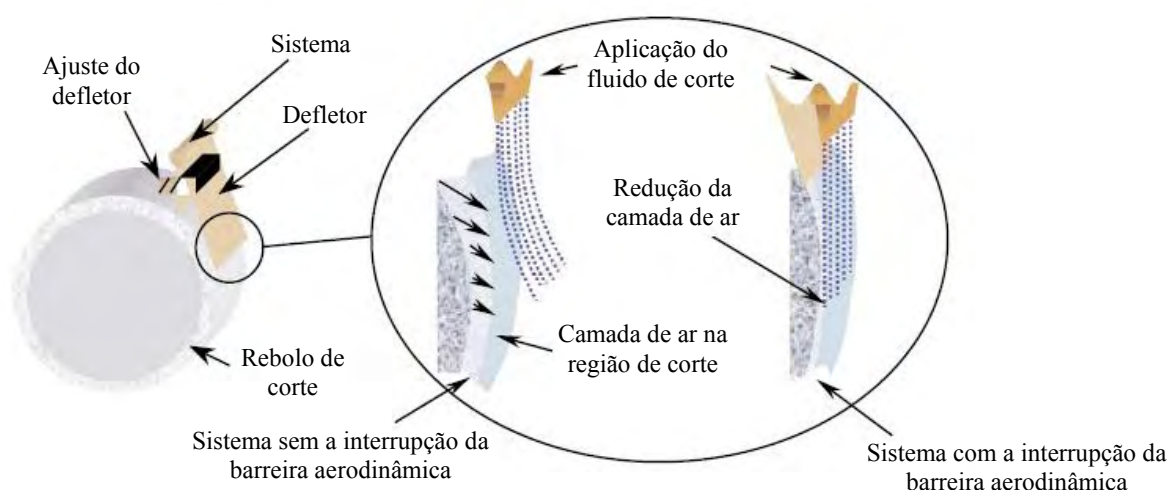


Figura 24 – Ilustração esquemática da aplicação otimizada de fluido de corte com o uso de um defletor (MONICI et al, 2006).

Segundo Malkin (1989), um fluido de corte não deve apenas promover uma boa refrigeração da peça por convecção. Ele deve favorecer a predominância dos mecanismos de corte, em vez da deformação plástica sem a remoção de material. Assim, a energia específica total de retificação gerada no processo de usinagem é diminuída.

Conforme Webster e Grün (2009) a aplicação correta do fluido de corte pode proporcionar em muitos casos, as seguintes vantagens:

- Aumento dos intervalos de dressagem devido ao baixo desgaste do grão abrasivo;
- Processo menos propenso ao superaquecimento e com isso a menor possibilidade para gerar danos térmicos à peça.
- Redução da vazão efetiva de emulsão;
- Redução da formação de espuma, nebulização e vaporização;
- Capacidade de retificar com elevadas velocidade de corte e ligas com dureza elevada.

2.17 Tipos de bocais aplicadores de fluido

O desempenho e as características dos bocais possuem uma grande influência sobre o resultado na retificação (MARINESCU *et al.*, 2007). Se o bocal provoca turbulência no fluxo do fluido da saída do bocal, uma porção deste não vai entrar na zona de corte, aumentando assim a quantidade de refrigerante necessário. Em contrapartida, se o fluxo na saída do bocal for uniforme, com pouca turbulência, então um melhor efeito lubrificador durante a retificação pode ser conseguido com a utilização de uma menor quantidade de fluido. Assim, a otimização do bocal é um meio utilizado na tecnologia de retificação para alcançar os mais altos efeitos lubrificantes (RABIEY, 2010; WEBSTER, 2008).

2.17.1 Bocal convencional

Segundo Silliman (1992), os métodos convencionais de aplicação de fluidos de corte no processo não são eficientes para remover o calor na região de retificação, pois os mesmos não alcançam efetivamente a região de corte, devido à rotação do rebolo, que gera uma barreira de ar em sua volta. A barreira de ar formada em torno do rebolo, dispersa o fluido e impede a penetração efetiva na região de contato (ROWE, 2009). Conforme Salmon (1992) uma maneira de vencer essa barreira de ar é igualando-se a velocidade de saída do jato do fluido à velocidade periférica do rebolo. Porém, devido à forma construtiva dos bocais convencionais (Figura 25), com o aumento da pressão da bomba visando aumentar a velocidade de saída do fluido, conduz a um aumento da dispersão do jato, reduzindo a eficácia do mesmo (WEBSTER, 2008). Este tipo de bocal é extremamente turbulento quando utilizado para baixas pressões, a dispersão do fluido na saída do bocal também aumenta (CATAI, 2004; KLOCKE e KÖNIG, 2005).

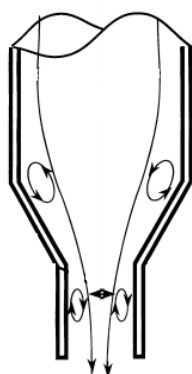


Figura 25 – Bocal Convencional (WEBSTER, 2008).

Webster e Grün (2009) consideram aceitável um fator de expansão do jato de fluido na saída de um bocal de refrigeração com valor de duas a três vezes a uma distância de 300 *mm*.

Bocais com jatos coerentes, ou seja, com menor dispersão, levam a um melhor resultado de retificação, pois eles transportam o fluido direto para zona de corte e com maior eficiência.

Outra forma de minimizar o efeito da barreira aerodinâmica na aplicação do fluido na zona de corte é através do uso de elementos defletores, conforme apresentado na Figura 26. Esses elementos devem ser ajustados numa distância mínima da superfície do rebolo de modo que a espessura da camada de ar seja reduzida. À medida que o rebolo for desgastando, seja devido à dressagem ou à remoção de material, estes elementos devem ser ajustados (WEBSTER E GRÜN, 2009).

2.17.2 Bocal tipo sapata

A utilização de bocais de refrigeração tipo “sapata” (Figura 26) é uma possibilidade de combinar o emprego de um elemento defletor como barreira à camada de ar e uma alimentação de fluido com velocidade de saída próxima a velocidade do rebolo.

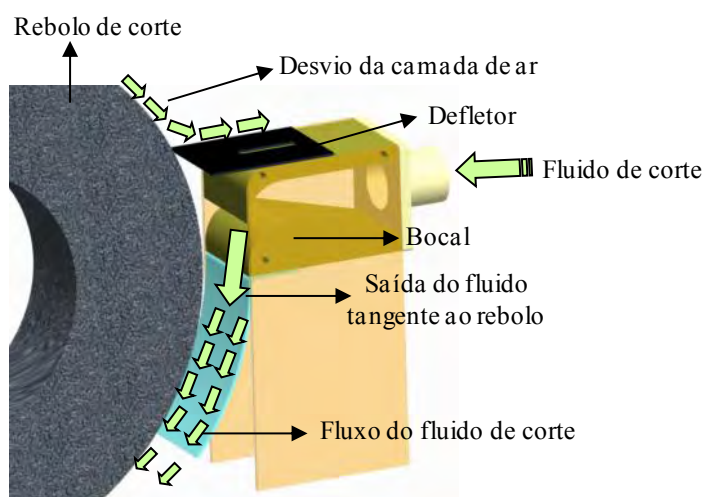


Figura 26 – Bocal de refrigeração tipo “Sapata” (TAWAKOLI, 2001- adaptado).

O bocal tipo sapata é ajustado ao perfil do rebolo, até que a folga entre o rebolo e a sapata se restrinja em espaços vazios entre os grãos. Durante a retificação o fluido é

bombeado para câmara da sapata e o rebolo funciona como uma bomba centrífuga que acelera e direciona o fluido que se encontra no volume de poros do rebolo para a região de corte (WEINGAERTNER, 2007).

Na Figura 27 é apresentado um bocal tipo sapata com elementos condutores. Nesse tipo de bocal, 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. Contudo, para a obtenção de um processo ideal utilizando bocal com elementos condutores, é necessária uma combinação adequada da vazão do fluido e velocidade de corte, além da utilização da forma correta de disposição dos elementos condutores no interior do bocal, para se evitar a separação do fluxo (BRINKSMEIER *et al.*, 2001).

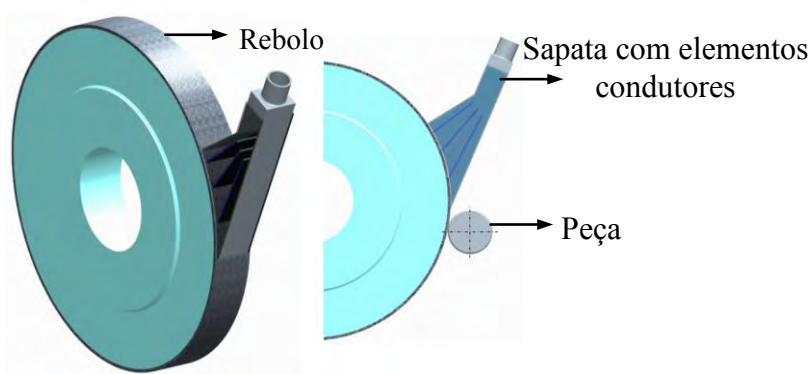


Figura 27 – Bocal de refrigeração tipo “Sapata” (HEINZEL, 2001 – adaptado).

Os elementos condutores que introduzem o fluxo tangencialmente (Figura 28) ao rebolo de corte são apropriados, pois facilitam a aceleração do fluido na velocidade periférica do rebolo e com isso reduzem a perda de potência do fuso de retificação. Os elementos condutores radiais melhoram também a penetração do fluido nos poros dos rebolos (HEINZEL, 1999).

Os bocais tipo “sapata” mostraram ser muito eficazes, mas na prática não são confiáveis, pois devem ser monitorados continuamente para ajustar o posicionamento em relação ao rebolo à medida que este desgasta (Webster e Grün, 2009). Isso é crítico principalmente nos processos de retificação com alta profundidade de corte e com a utilização de rebolo convencional, onde o desgaste do rebolo é elevado frente aos rebolos de *CBN*.

Como os rebolos de *CBN* possuem uma camada abrasiva menor em relação aos rebolos convencionais mesmo após o desgaste da camada, o raio de curvatura do bocal possibilita o ajuste com o rebolo. No caso de rebolos convencionais, além de apresentarem uma vida útil menor em relação ao rebolo de *CBN* à medida que o rebolo desgasta (maior camada de abrasivos) o raio do rebolo diminui dificultando o ajuste com o raio de curvatura do bocal. Dessa forma, os bocais tipo sapata só são vantajosos quando utilizados nos processos de retificação com rebolos de *CBN*.

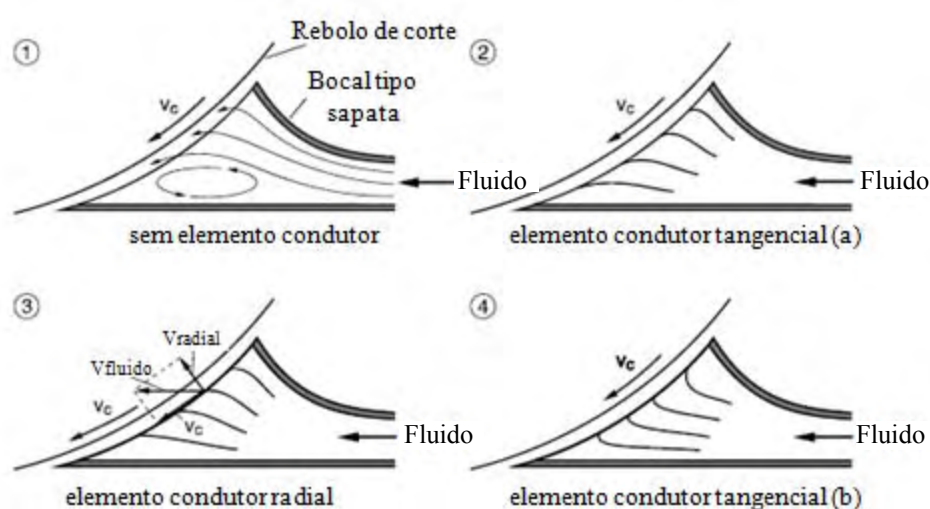


Figura 28 – Elementos condutores no interior do bocal de refrigeração (HEINZEL, 2001).

Conforme Lopes (2007), é de suma importância conhecer o que ocorre no interior do corpo do bocal tipo “sapata”, visto que através de mudanças no projeto da tubeira de

alimentação do fluido, obtêm-se melhoras significativas no escoamento de fluido. Ensaios realizados por Lopes (2007) mostram que a melhor abertura da fenda entre rebolo e sapata se situa em valores acima de $0,15\text{ mm}$, podendo atingir valores de até 1 mm .

Este tipo de ajuste torna-se impraticável no processo de retificação *centerless* de passagem utilizando rebolo convencional, principalmente quando o sistema de dressagem é contínuo. O desgaste acentuado do rebolo convencional necessita de ajustes contínuos e correção da geometria do bocal.

2.17.3 Bocal com tubos para aplicação de emulsão

Outro conceito de aplicação do fluido refrigerante é por meio da utilização do bocal com tubos, conforme está apresentado na Figura 29. Esse novo conceito para a aplicação de fluido refrigerante produz um fluxo laminar, direcional e com velocidade de saída do fluido maior frente aos bocais convencionais, o que propicia a redução da quantidade necessária de fluido ao mesmo tempo melhor condição lubrificante. São utilizados principalmente para processos que requerem altas taxas de remoção de material e com materiais a base de níquel e titânio (FRIEDRICH, 2006; KLOCKE e KÖNIG, 2005).

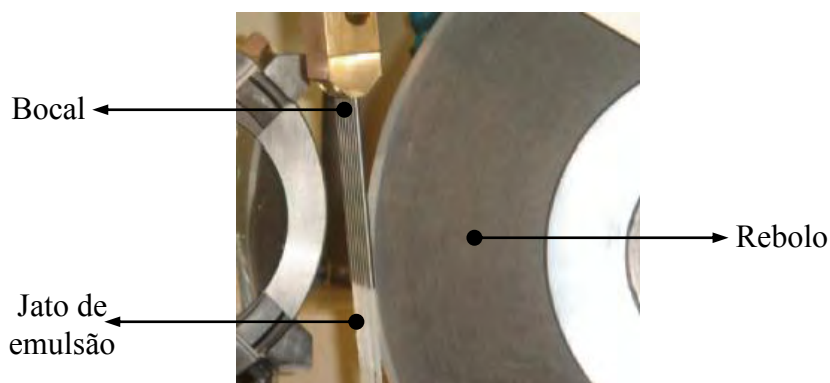


Figura 29 – Bocal com tubos (JOKA, 2006).

Conforme Joka (2006) esse bocal mostrou-se mais eficiente do que os bocais convencionais, pois o jato é laminar, direcional e com maior velocidade. Porém, para garantir altas velocidades do jato de emulsão, ou seja, igualar à velocidade periférica do rebolo, ainda é necessário o aumento da vazão. Pesquisas realizadas, demonstraram que o sistema lubrificante utilizando o bocal multitubular reduz, dependendo da condição de retificação, em até 30% o consumo de fluido de corte, frente à utilização do bocal convencional. Além disso, foi observado um aumento da produtividade em torno de 15%.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesse capítulo, são descritos os materiais e métodos empregados na execução dos experimentos, apresentando o detalhamento das condições e técnicas adotadas. Os experimentos foram realizados na Unidade de Produção *UP9* da empresa *Schaeffler Brasil Ltda*, instalada em Sorocaba-SP. Os resultados da rugosidade, do desvio de circularidade, análise de microscopia óptica, partículas magnéticas, ataque com ácido nítrico, obtidos após a experimentação, foram analisados nos laboratórios da *UNESP* e da empresa *Schaeffler Brasil*.

3.1 Equipamentos

Os experimentos foram conduzidos em uma retificadora *centerless* de passagem, modelo Herminghausen *SR4-25*, conforme a Figura 30.

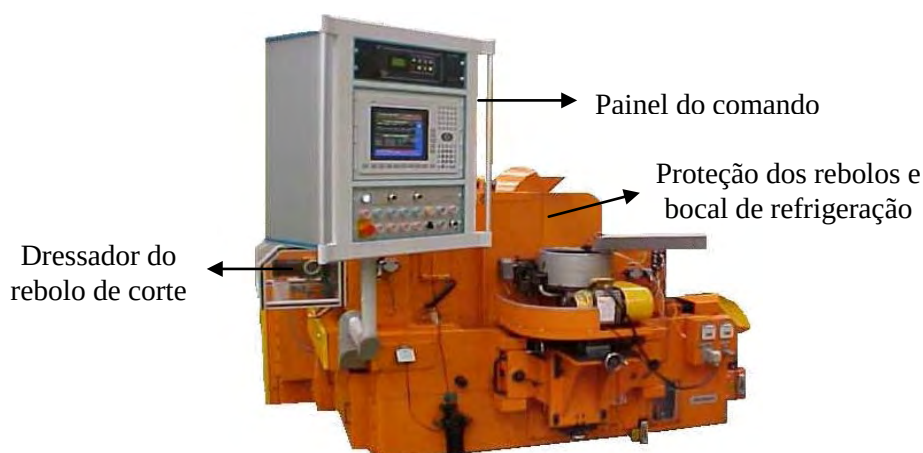


Figura 30 – Retificadora Centerless de passagem, modelo *SR4-25*

A máquina é equipada com sistema para identificar o contato do dressador com o rebolo (sensor piezoelétrico), painel com comando numérico computadorizado para acionamento da mesa do rebolo de arraste, do sistema para dressagem dos reolos e rotação

dos eixos dos rebolos de corte e arraste. O motor do reboło de corte tem 30 cv de potência, podendo atingir rotação máxima de 1.750 rpm. Parte da máquina onde está instalado o bocal de refrigeração e rebolos possui proteção para evitar que a névoa formada durante a aplicação do fluido para a região de contato seja lançada para o meio ambiente.

Os rebolos de corte e arraste utilizados para a retificação dos corpos-de-prova, foram os seguintes: Rebolos de corte convencional em carbeto de silício, especificação *C120 TB24* e o reboło de arraste *ARR120* (Óxido de alumínio com liga de borracha e dureza *R*), ambos fabricados pela empresa *SIVAT* Abrasivos.

As operações de dressagem dos rebolos foram mantidas constantes para todos os ensaios. Para tanto utilizou um dressador do tipo conglomerado com dimensões 10 mm x 4 mm x 10 mm para o reboło de corte e um dressador natural de ponta única de diamante (2 quilates) para dressagem do reboło de arraste, de acordo com as Figuras 31(a) e 31(b) respectivamente.

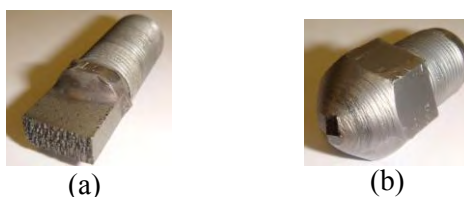


Figura 31 – (a) Dressador aglomerado e (b) Dressador natural de ponta única.

Para o apoio das peças durante a realização dos ensaios foi utilizado uma régua de apoio com espessura de 8 mm, altura 150 mm e ângulo da superfície de apoio de 25°, conforme Figura 32.

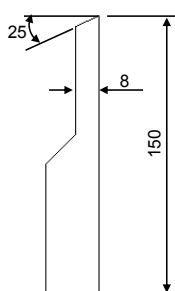


Figura 32 - Régua de apoio 25°.

3.2 Material da peça

Os corpos-de-prova utilizados nos ensaios foram confeccionados de aço *SAE 52100* e submetidos ao processo de têmpera e revenimento. O aço *SAE 52100* com composição química apresentada na Tabela III é um material para uso em diversas aplicações industriais, comumente utilizado para fabricação de componentes, os quais necessitam de elevada dureza (Chandler *et al*, 1995). Na Tabela IV estão apresentadas as características dos corpos de prova utilizados rolos cilíndricos típicos de rolamentos.

Tabela III - Composição química do aço *SAE 52100* conforme *Norma ISO 683-17* (1999)

Elemento	C	Mn	Cr	Si	P	S	Fe
%	0,93 - 1,05	0,25 - 0,45	1,35 - 1,60	0,15 - 0,35	máx. 0,025	máx. 0,015	96,145 - 97,295

Tabela IV – Características dos Corpos de Provas

Características dos corpos de prova	
Aplicação: Rolamentos	
Material: <i>SAE 52100</i>	
Tratamento térmico: Têmpera e revenimento	
Dureza: 62 <i>HRc</i> ± 2 <i>HRc</i>	
Diâmetro: 13 mm	
Comprimento: 18 mm	Rolo cilíndrico - 13mm x 18mm

Devido ao teor de carbono presente, cerca de 1%, o material dos corpos de prova utilizado é uma liga de aço hipereutetóide e apresenta após o tratamento térmico, uma estrutura martensítica presente de carbeto e elevada dureza superficial. Devido à alta pureza e distribuição homogênea dos constituintes da microestrutura, este aço tem propriedade uniforme e apresenta boa usinabilidade. A microestrutura martensítica de granulação fina do

material utilizado nos experimentos é mostrada na Figura 33. Os carbeto são os pontos brancos presentes na microestrutura.

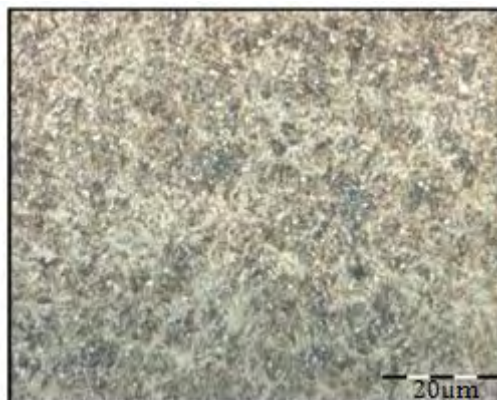


Figura 33 – Microestrutura do *SAE 52100*, temperado e revenido (KIRCHGATTER, 2010).

3.3 Condições de retificação

As seguintes condições de usinagem utilizadas para retificar os corpos de provas, foram mantidas constantes para cada ensaio.

- Velocidade periférica do rebolo de corte: 45 *m/s*;
- Rotação do rebolo de arraste: 200 *rpm*;
- Inclinação do rebolo de arraste: 2,6°;
- Ângulo de dressagem: 0°;
- Ângulo de topo da régua de apoio: 25°;
- Diâmetro do rebolo de corte: 500 *mm*;
- Diâmetro do rebolo de arraste: 300 *mm*;
- Largura dos rebolos: 250 *mm*;
- Avanço de dressagem do rebolo de corte: 3 μm ;
- Velocidade de dressagem do rebolo de corte: 350 *mm/min*.
- Número de ciclo de dressagem do rebolo de corte: 5 ciclos.
- Fluido de corte: Emulsão (Syntilo 290 BR, fabricado pela CASTROL) – concentração de 3% a 5%.

3.4 Parâmetros de Entrada

Os parâmetros de entrada para os ensaios referentes ao desenvolvimento desta pesquisa foram realizados conforme matriz de ensaios, apresentada na Figura 34. Na Figura 35 está apresentado o fluxograma para realização dos ensaios experimentais.

Durante a prática experimental desenvolvida foram realizados 24 ensaios, considerando 3 condições de lubrificação, utilizando 4 vazões distintas da emulsão e em 2 condições de remoção de material.

As condições de lubrificação empregadas foram:

- Bocal convencional (*BC*) utilizando emulsão;
- Bocal multitubular (*BME*) utilizando emulsão;
- Bocal multitubular (*BMEA*) utilizando emulsão e ar comprimido simultaneamente.

A vazão do ar comprimido durante os ensaios utilizando o bocal multitubular (*BMEA*) foi de 170 *L/min* e a pressão da rede de abastecimento de 0,6 *MPa*. Nessas condições foi possível proporcionar a velocidade do ar na saída do bocal igual à velocidade periférica do rebolo de corte, igual a, 45 *m/s*.

As vazões de emulsão foram definidas a partir da vazão utilizada atualmente em uma retificadora *centerless* para retificação de roletes para rolamentos, ou seja, $Q = 100 \text{ L/min}$, utilizando um bocal convencional. Com intuito de avaliar a possibilidade de reduzir o consumo de fluido lubrificante, foi adotada para as seguintes vazões: $Q_1 = 10 \text{ L/min}$, $Q_2 = 20 \text{ L/min}$, $Q_3 = 30 \text{ L/min}$, e $Q_4 = 40 \text{ L/min}$. A pressão na rede de abastecimento do fluido de corte foi mantida em 0,5 *MPa*.

Os valores do sobremetal removido (*Z*) na realização dos ensaios foram: $Z_1 = 0,03 \text{ mm}$ e $Z_2 = 0,10 \text{ mm}$. Para cada ensaio 25 amostras foram retificadas sendo 05 separadas para análises. A velocidade de passagem dos corpos-de-prova foi mantida constante, ou seja, 2,5 *m/min* durante a realização dos ensaios.

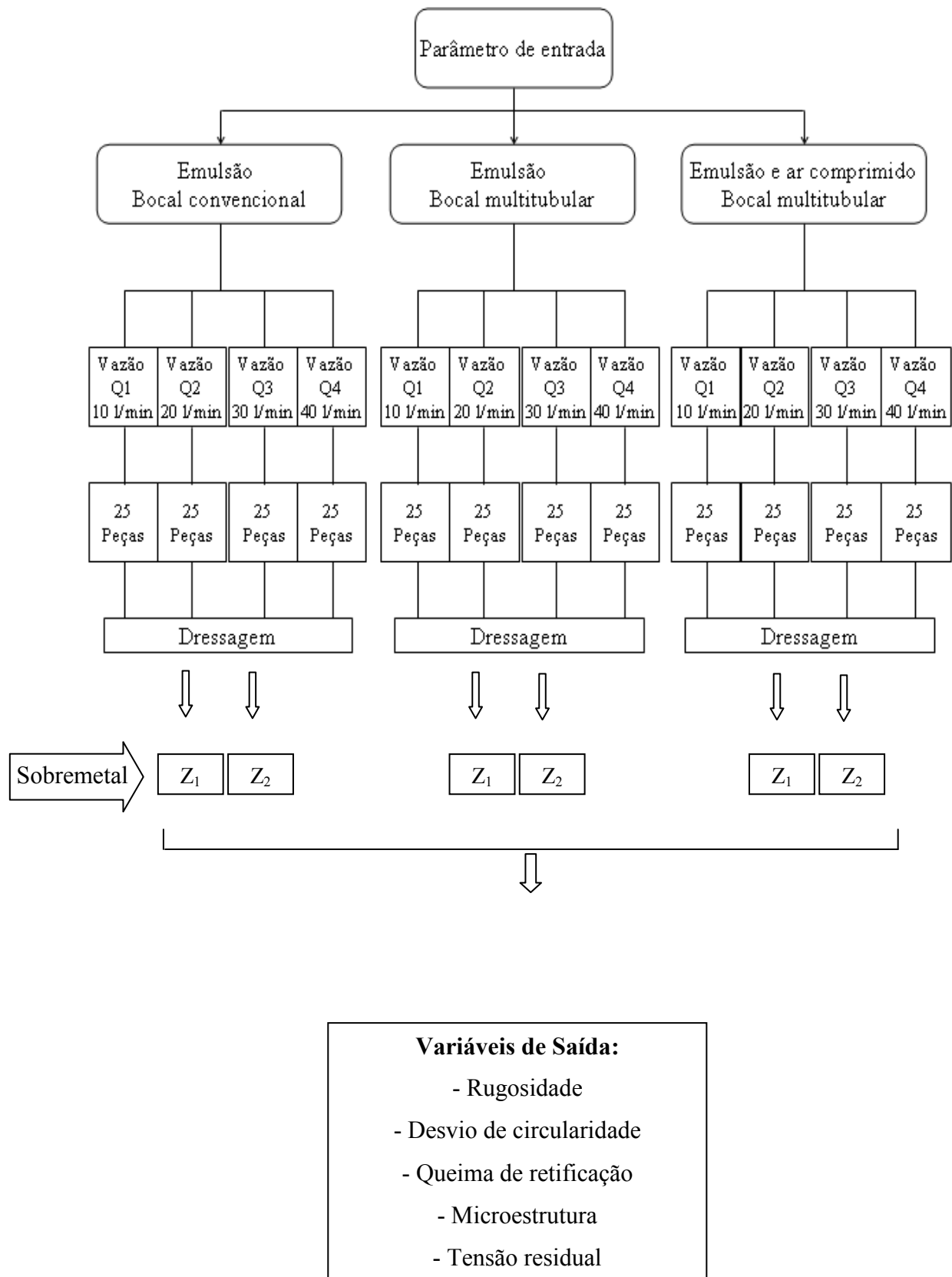


Figura 34 – Matriz de ensaios.

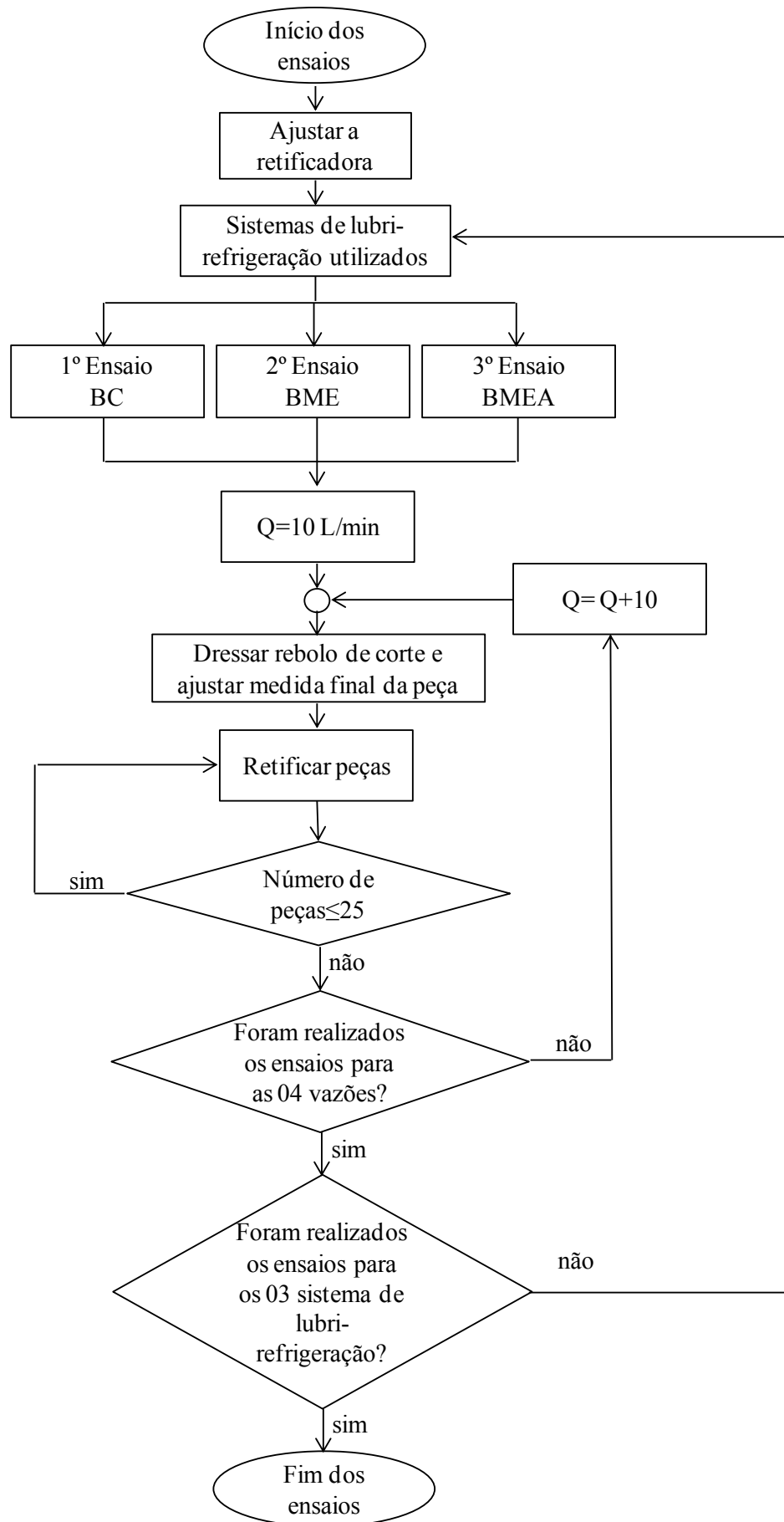


Figura 35 - Fluxograma para realização dos ensaios.

3.5 Sistemas lubrificadorante

Para execução dos ensaios foi utilizado o bocal convencional, atualmente utilizado no processo de retificação *centerless* de passagem e um bocal otimizado, o qual foi desenvolvido para aplicar, seja somente emulsão ou emulsão e o ar comprimido simultaneamente. O ar comprimido é utilizado como fluido auxiliar que tem como função primária acelerar o líquido através da transferência da quantidade de movimento, promovendo elevada velocidade da emulsão na saída do bocal.

3.6 Bocal convencional

Além do bocal multitubular foi utilizado durante a realização dos ensaios um bocal convencional, conforme está apresentado na Figura 36. O bocal possui abertura na saída do bocal de 6 mm. Comparado com o bocal multitubular o bocal convencional gera um fluxo de fluido na saída do bocal com maior dispersão, distribuição não uniforme de fluido na zona de corte e menor velocidade.

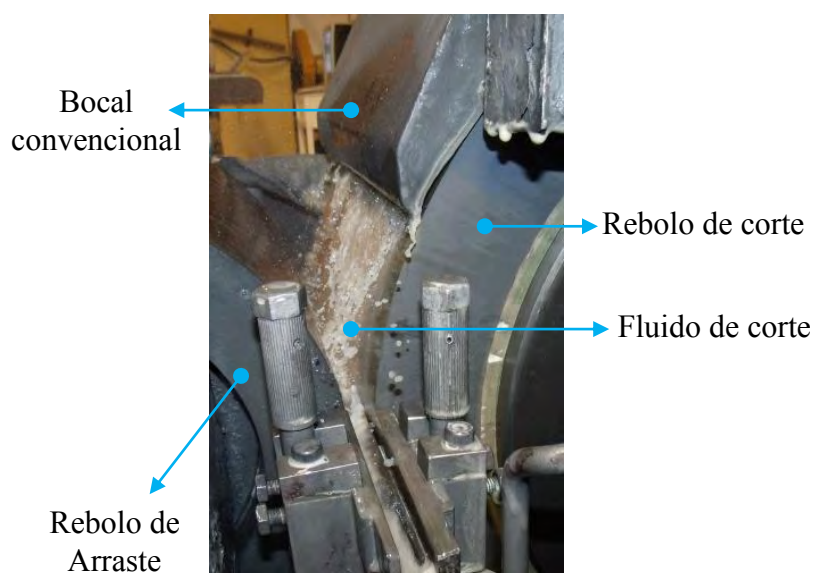


Figura 36 - Bocal convencional de jato livre.

3.7 Bocal multitubular para aplicação simultânea de emulsão e ar comprimido

O bocal multitubular desenvolvido para este trabalho tem como objetivo melhorar o fornecimento de fluido nos processos de retificação, especialmente para o processo de retificação centerless de passagem. O bocal permite uma aplicação do fluido de corte na zona de corte de forma direcional e com elevada velocidade de saída. O aumento de velocidade está atribuído principalmente à transferência de energia do fluido auxiliar (ar comprimido) para a emulsão. O bocal multitubular está representado detalhadamente conforme a Figura 37. O sistema de filtragem do fluido deve ser correto para evitar o entupimento do bocal multitubular.

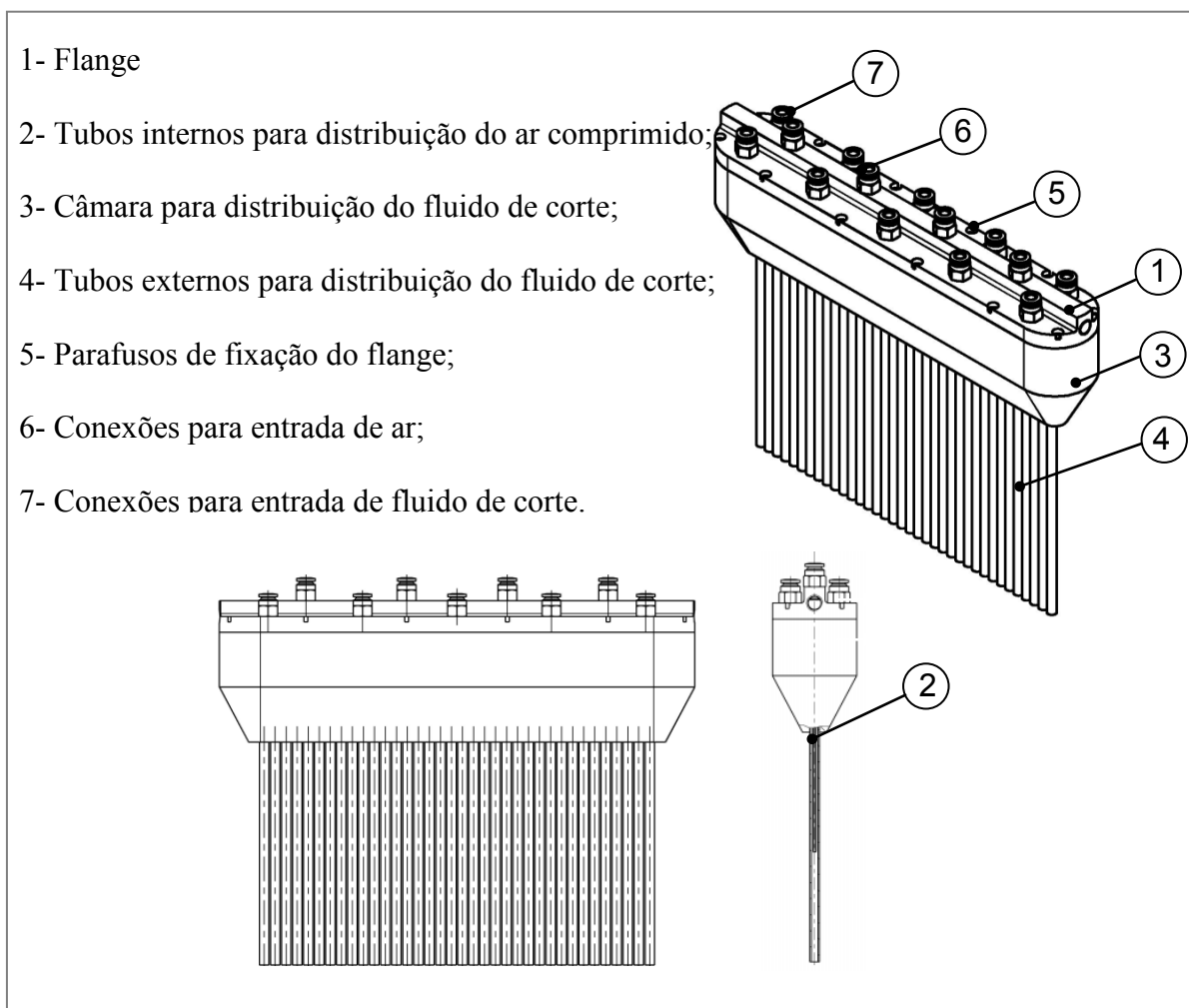
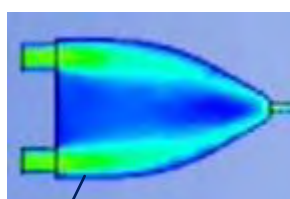


Figura 37 – Bocal de refrigeração desenvolvido para aplicação simultânea de emulsão e ar comprimido.

A seção da câmara do bocal foi desenvolvida baseada na geometria do bocal proposto por Webster, conforme indicada na Figura 38. As principais vantagens dessa geometria são: a redução da turbulência do fluido de corte na saída do bocal e a geração de um jato do fluido direcional com baixa dispersão (WEBSTER, 2008).



Seção da câmara do bocal multitubular

Figura 38 – Seção da câmara do bocal multitubular.

O comprimento do tubo interno para o ar comprimido foi determinado empiricamente utilizando um bocal protótipo, conforme representado na Figura 39. Para a realização dos ensaios foi utilizado tubos internos com comprimentos de 100 mm, 140 mm e 180 mm, vazão da emulsão de 5 *L/min* e 20 *L/min* do ar comprimido.

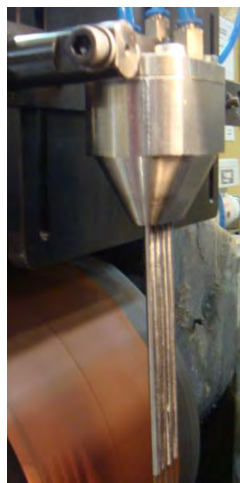


Figura 39 – Bocal multitubular com 4 tubos.

O tubo interno com comprimento de 180 mm apresentou menor dispersão do fluido na saída do bocal, conforme está representado na Figura 40. Em relação ao diâmetro externo do bocal, a dispersão do jato de fluido a uma distância de 225 mm da zona de corte foi de 15 mm.

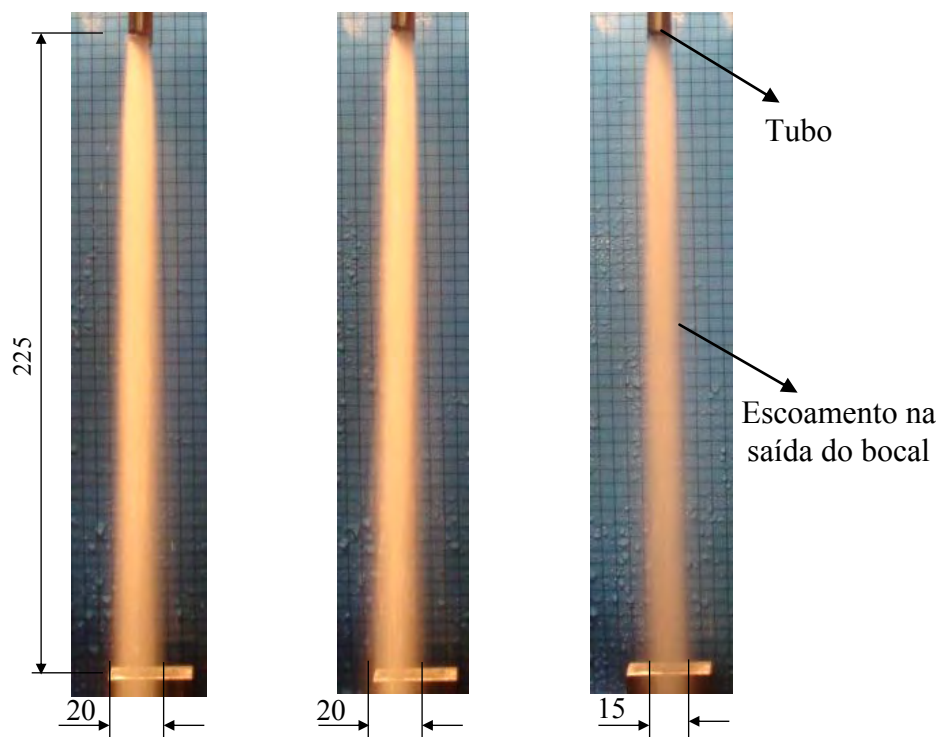


Figura 40 – Escoamento do fluido na saída do bocal (vista lateral).

As velocidades do fluido na saída do bocal convencional e multitubular utilizando emulsão (*BME*), foram calculadas em função da seção do bocal e da vazão e estão representadas na Figura 41. Observa-se que a velocidade de saída do fluido utilizando o bocal multitubular (*BME*) é maior que a velocidade do fluido utilizando o bocal convencional.

Para o bocal multitubular utilizando emulsão e ar comprimido (*BMEA*), a vazão do ar comprimido foi mantida constante para todos os ensaios, igual a 170 L/min , resultando em uma velocidade constante do ar comprimido na saída do bocal de 45 m/s .

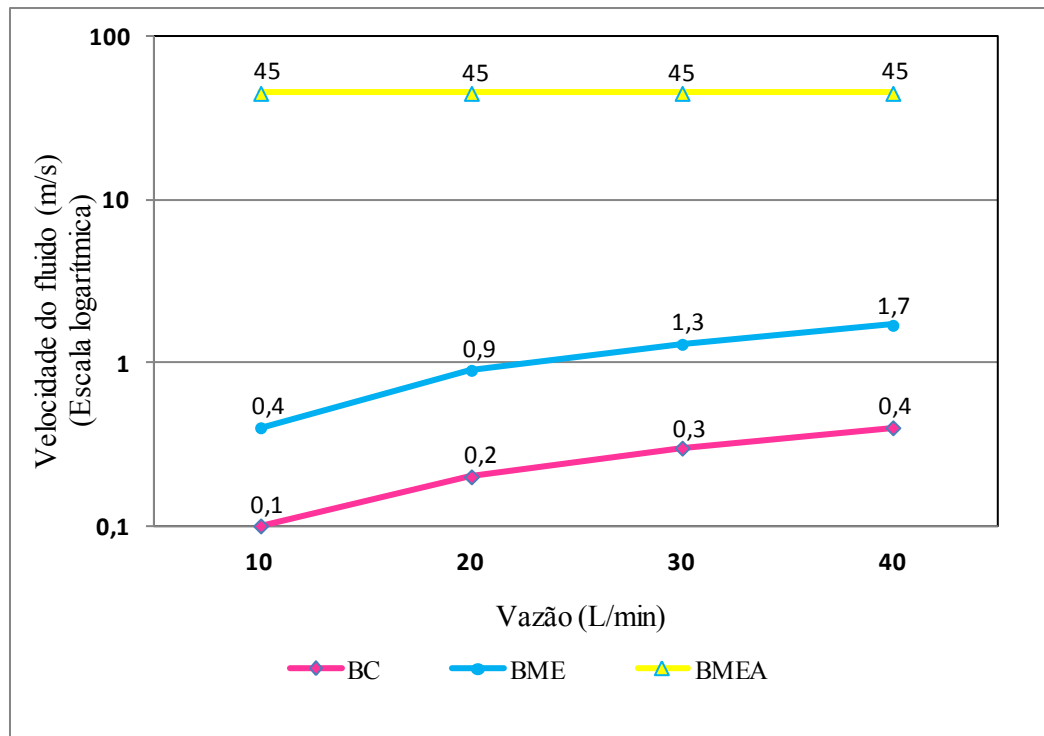


Figura 41 – Velocidade do fluido na saída dos bocais *BC*, *BME* e *BMEA*.

Para calcular a força do jato na zona de corte dos três bocais, utilizou-se a Equação da conservação de massa (14) e da quantidade de movimento na direção da linha corrente (15).

Considerações para cálculo da força do jato da região de corte: escoamento permanente, incompressível e propriedades do fluido uniformes nas seções *A* e *B* da superfície de controle (*SC*), conforme representado na Figura 42.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \rho \cdot dV + \int_{SC} \rho \cdot \vec{V} \cdot d\vec{A} = 0 \quad (14)$$

$$F_a + F_B = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} u_s \cdot \rho \cdot dV + \int_{SC} u_s \cdot \rho \cdot \vec{V} \cdot d\vec{A} \quad (15)$$

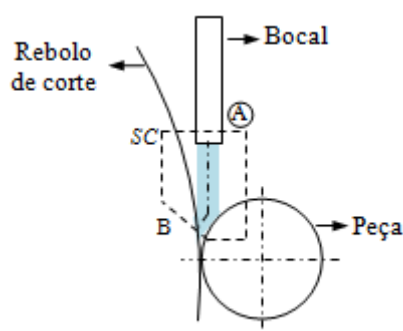


Figura 42- Representação esquemática da aplicação do fluido na zona de corte.

Os valores da força de pressão do jato de fluido (F_s) na região de corte estão representados na Figura 43. Observa-se que a força imposta da região de corte pelo jato para o *BMEA* é superior aos bocais *BC* e *BME*.

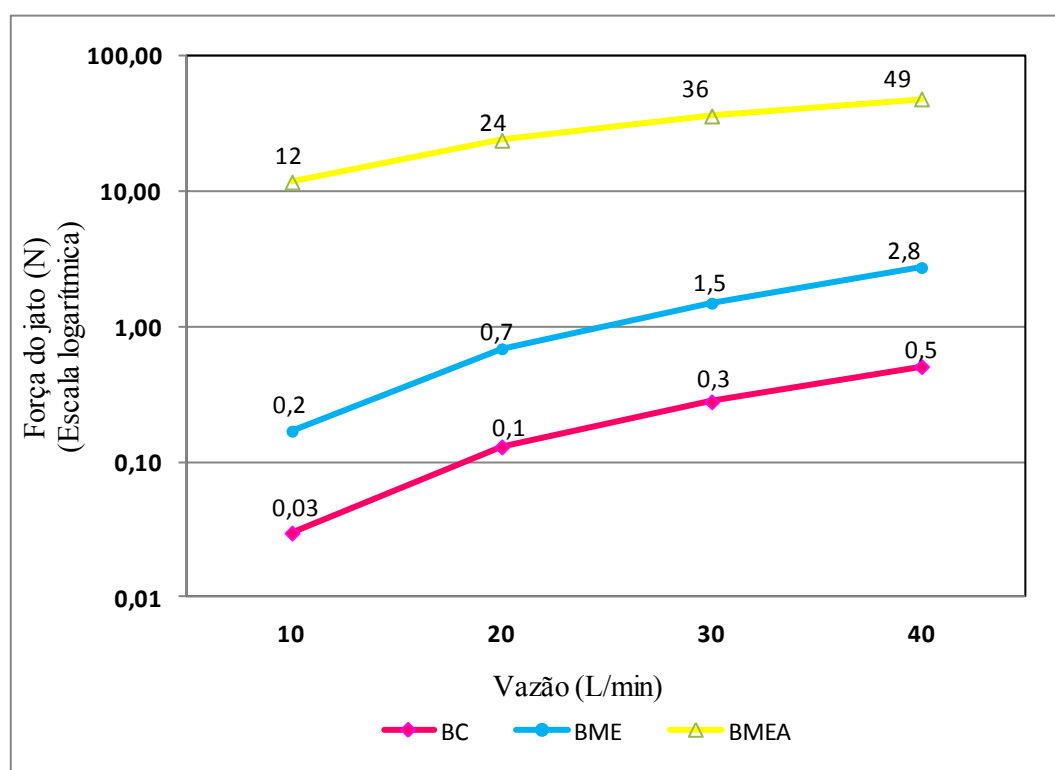


Figura 43 - Força do jato na região de corte.

A Figura 44 representa esquematicamente a montagem do bocal multitubular na retificadora centerless de passagem junto com todos os componentes do sistema

lubrificante. O bocal foi montado a uma distância de 80 mm da região de contato e um ângulo de incidência de 0°. Vale ressaltar que, devido às dimensões das amostras, não foi possível utilizar o bocal com outro ângulo de incidência, pois os rebolos de arraste e de corte permanecem próximos, a uma distância de 18 mm.

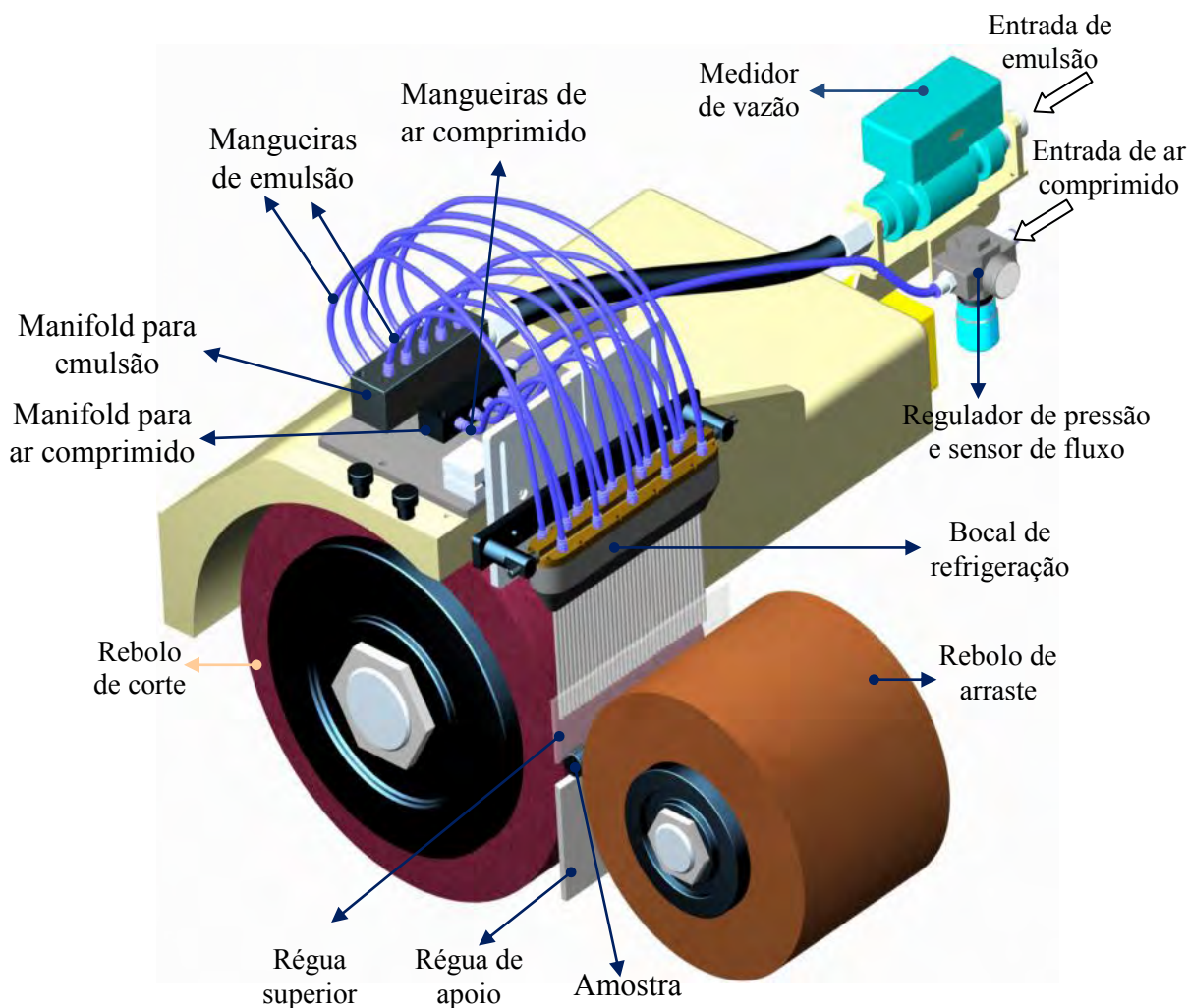
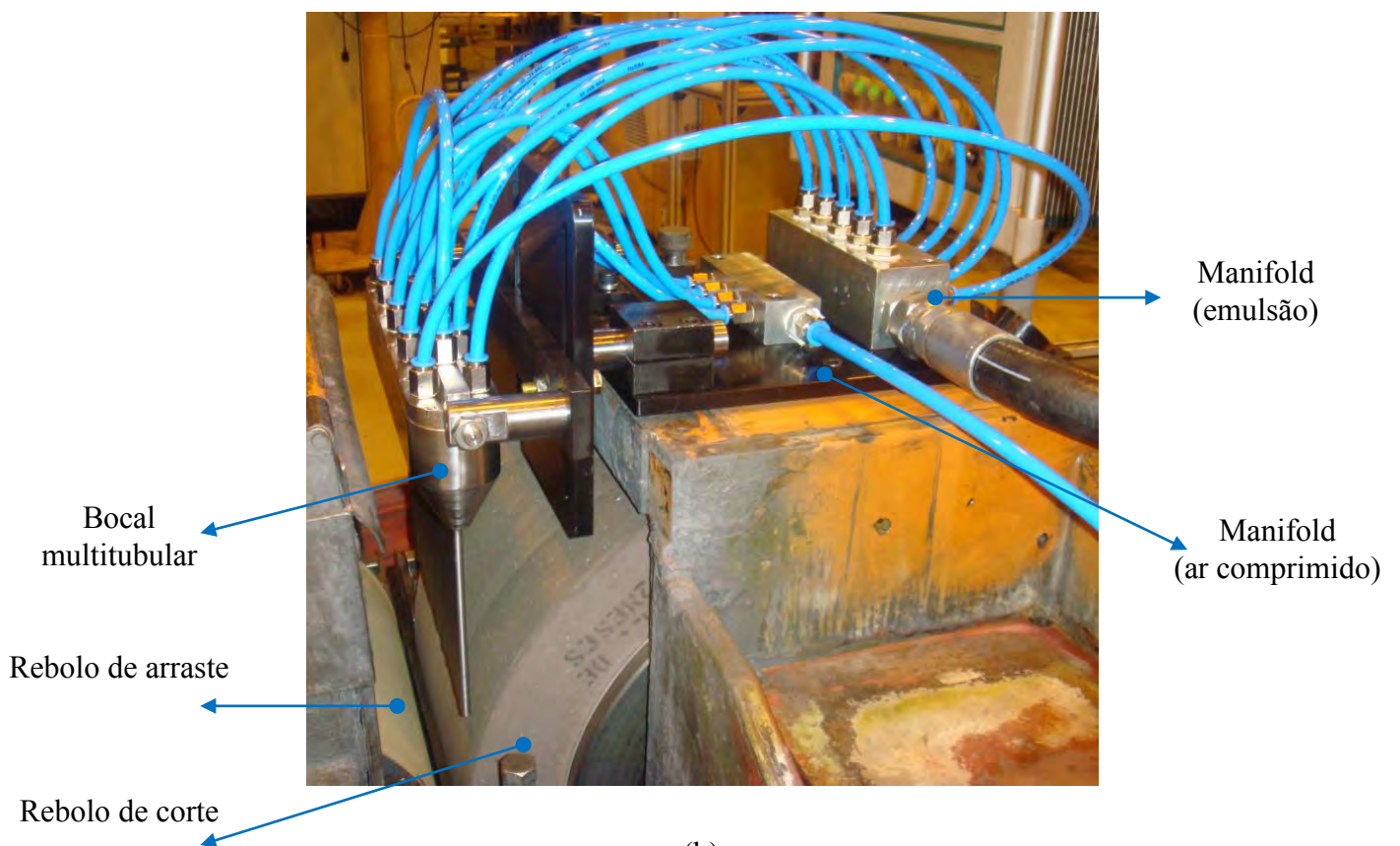


Figura 44 - Representação esquemática do bocal desenvolvido instalado na retificadora *centerless* de passagem.

O bocal multitubular permite tanto a aplicação de emulsão como a aplicação simultânea de emulsão e ar comprimido. As Figuras 45(a) e 45(b) mostram o bocal otimizado desenvolvido para esse trabalho e todos os componentes do sistema de lubrificação instalado na retificadora *centerless* de passagem, modelo *SR4-Herminghausen*.



(a)



(b)

Figura 45 – Bocal desenvolvido instalado na retificadora *centerless* de passagem

O fluxo do fluido de corte na saída do bocal desenvolvido neste trabalho está representado na Figura 46. O bocal multitubular (*BMEA*) promoveu um jato direcional e apresentou uma menor dispersão em relação ao bocal convencional utilizado neste trabalho.

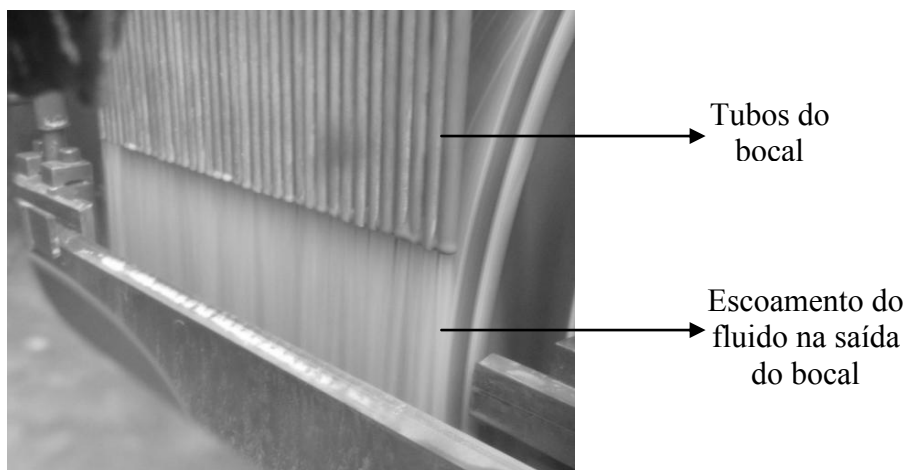


Figura 46 – Escoamento do fluido na saída do *BMEA*, vazão da emulsão 40 *L/min* e vazão do ar comprimido de 170 *L/min*.

3.8 Meios de medição da vazão do fluido de corte e ar comprimido

Foi utilizado durante a realização dos ensaios com o bocal *BMEA* um medidor de fluxo (*SFAB-600U-WQ10-2SA-M12*) para controle da vazão do ar comprimido.

Para controlar a vazão do fluido de corte (*Syntilo 290 BR*, concentração: 4%), foi utilizado um medidor de vazão magnético, modelo *VMS PRO*.

3.9 Medição de rugosidade

Os valores de rugosidade apresentados nos resultados são as médias de 5 corpos de prova, para cada ensaio realizado. A captação da rugosidade superficial foi obtida através de um rugosímetro modelo *Perthometer M2*, do fabricante *Mahr Ltda*, com comprimento de

onda do filtro (*cutt-off*) de 0,8 mm, que fez a medição direta do parâmetro “*Ra*”. Na Figura 47 está apresentado o aparelho para medição de rugosidade.

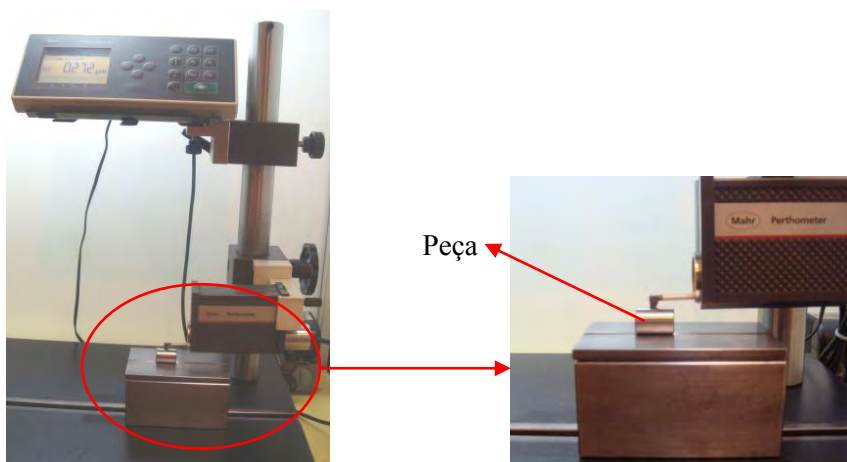


Figura 47 – Aparelho para medição de rugosidade

3.10 Análise topográfica do rebolo de corte

Foi utilizado após a realização de cada ensaio um microscópio digital portátil s/n, conectado a um computador para aquisição de imagens da superfície do rebolo de corte. O microscópio possui capacidade de ampliação de até 800X e resolução de 1280x960.

3.11 Medição do desvio de circularidade

As medições dos desvios de circularidade dos corpos-de-prova foram realizadas utilizando um equipamento de medição do desvio de circularidade, modelo *MWA 100 B*, aferido e calibrado antes do início das medições, conforme apresentados na Figura 48. Para cada ensaio realizado, 5 amostras foram separadas para medir o valor da propriedade. As

amostras foram lavadas com álcool antes de cada medição para evitar que pequenas partículas abrasivas influenciassem na medição desta grandeza.

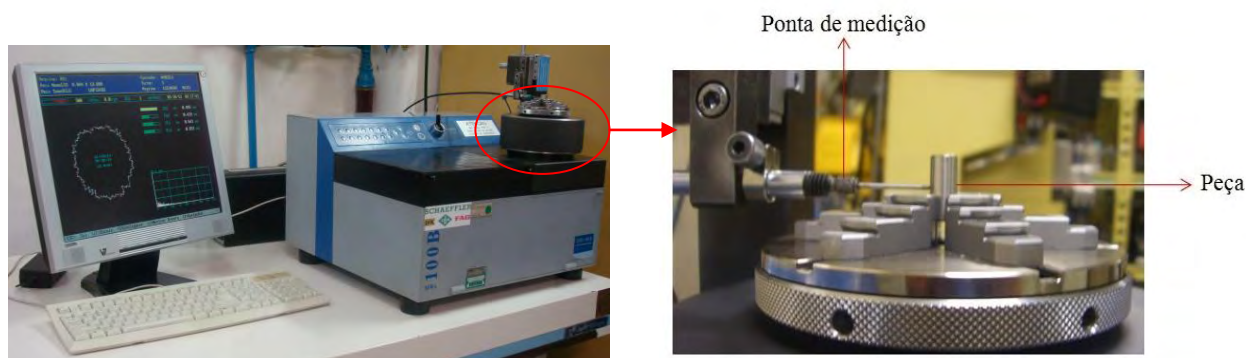


Figura 48 – Equipamento de medição do desvio de circularidade.

3.12 Ataque químico

Nesta pesquisa foi utilizado o ataque ácido com nital para caracterizar a queima de retificação, a qual é mostrada o procedimento passo a passo, conforme Figura 49. O método inicia-se com a neutralização das peças e em seguida a lavagem. Na sequência, as peças são imersas em uma solução de ácido nital (3-5%) por cerca de 10 segundos. Após o ataque as peças são lavadas em seguida recebem aplicação de óleo para protegê-las contra corrosão.

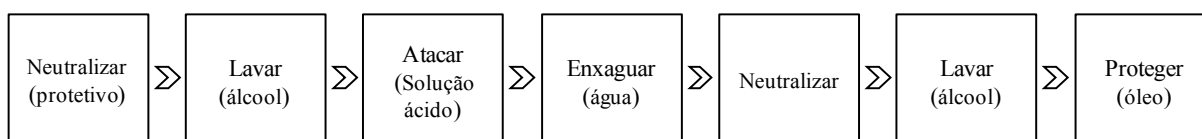


Figura 49- Procedimento do ataque químico com nital.

3.13 Inspeção por partículas magnéticas para detecção de trincas

Para os testes por partículas magnéticas foi utilizado um equipamento com magnetização *non.Contact*, modelo *magnaflux*, representado na Figura 50.

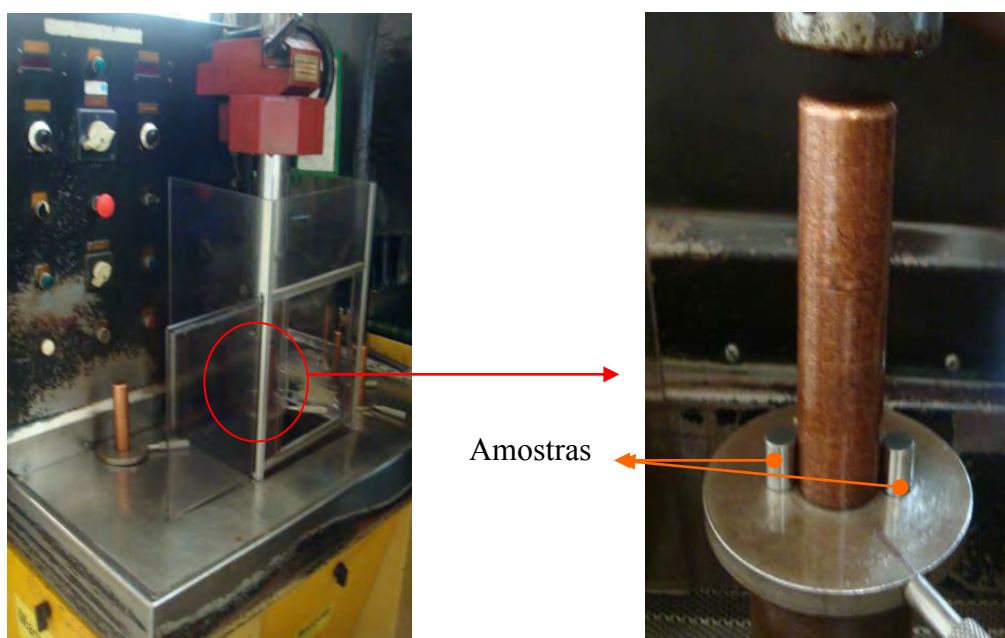


Figura 50 – Equipamento para exame por partículas magnéticas.

3.14 Preparação das amostras para análise metalográfica

Após ataque químico, 02 amostras de cada experimento foram selecionadas para análise metalográfica. As amostras foram preparadas por processo de metalografia, onde as mesmas foram cortadas longitudinalmente (Figura 51 b) e embutidas em baquelite (Figura 51 c). Em seguida foram lixadas utilizando lixas com granulometrias: 120, 220, 400, 600 e 1200, polidas com pasta diamantada (2-4 μ m e concentração 100) e atacadas quimicamente por uma solução de ácido nítrico de 3%, durante 5 segundos e lavadas em álcool.

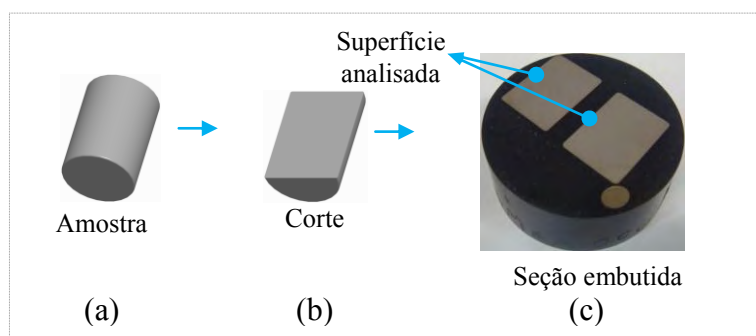


Figura 51 – Preparação da amostra

Para realização das análises de microestrutura foi utilizado um microscópio óptico da marca *Leica*, modelo *DMRE*, dotado de câmera, software para captura das imagens das amostras e com capacidade de ampliação de até *100X*. Para cada ensaio realizado 02 peças foram destinadas para as análises de microestrutura.

3.15 Análise de tensão residual por ruído de *Barkhausen*

Para análise da tensão residual por ruído de *Barkhausen* foi utilizando o aparelho *Rollscan 300 CPU* s/n 1775, ajustado com frequência de magnetização de 200 *Hz*, voltagem de magnetização 15 *V*, filtro de 70-200 *kHz* e sensor *S6362*.

Para realizar as medições as amostras foram colocadas entre dois rolos e giradas. Foram realizadas medidas no sentido axial da amostra, ou seja, perpendicular à direção de retificação, Figura 52. Os dados foram coletados por meio de software *ViewScan*. As linhas vermelhas conforme a Figura 53 indicam o contato entre a peça e o sensor.



Figura 52- Movimento axial para medição da tensão residual.

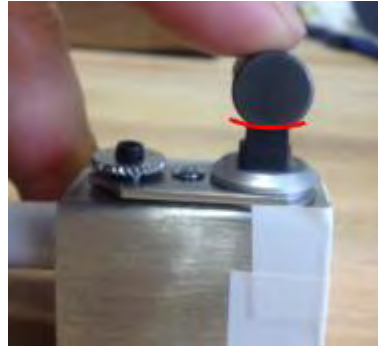


Figura 53 – Posicionamento da amostra no sensor para medição da tensão residual.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir são apresentados e discutidos os resultados referentes às variáveis de saída: rugosidade (Ra) e o desvio de circularidade, os quais foram divulgados por meio do gráfico *box plot* acompanhados de suas respectivas médias e variabilidade, além dos gráficos com os valores médios de tensão residual. Também foi discutido o aspecto topográfico do rebolo de corte, o aspecto visual dos corpos de prova submetidos ao teste por partículas magnéticas, ao teste de queima por ataque ácido e a análise microestrutural.

4.1 Análises de rugosidade e da topografia do rebolo de corte

Na Figura 54 está apresentado os valores de rugosidade “ Ra ”, para os ensaios removendo 0,1 mm de material e são relacionados em função das condições de lubrificação (BC: Bocal convencional, BME: Bocal multitubular com emulsão e BMEA: Bocal multitubular com emulsão e ar comprimido) e das vazões do fluido de corte empregadas.

Analisando os resultados da Figura 54, verifica-se uma redução dos valores de rugosidade com o aumento da vazão para os três tipos de bocais. Em geral os valores de rugosidade utilizando os bocais BME (emulsão) e BMEA (emulsão e ar comprimido) foram menores em relação aos valores de rugosidade obtidos nos ensaios utilizando o bocal convencional (BC).

Para a condição de lubrificação com o BMEA, constata-se que o método foi responsável por proporcionar menores valores e variabilidade da rugosidade em relação aos as condições testadas utilizando os bocais BC e BME. Para os ensaios com a vazão de 10 L/min a rugosidade média obtida com o método de lubrificante usando o BMEA foi de

cerca de 73% menor que o método utilizando o *BC* e cerca de 28% menor em relação ao método utilizando o *BME*.

Para a vazão de 20 *L/min* a rugosidade (*Ra*) para os ensaios usando o *BMEA* foi em média 24% menor em relação ao *BC* e 18% em relação ao *BME*. Para 30 *L/min* a rugosidade (*Ra*) para os ensaios usando o *BMEA* foi em média 30% menor em relação ao *BC* e em relação ao *BME* não apresentou diferença estatisticamente significativa. Para 40 *L/min* a rugosidade (*Ra*) para os ensaios usando o *BMEA* foi em média 17% menor em relação ao *BC* e 9% menor em relação ao *BME*.

Os baixos valores de rugosidade utilizando o *BMEA* é justificado pelo fato de que o ar comprimido aumenta a velocidade do fluido de corte na saída do bocal, gerando maior força na zona de corte. Quando maior a força do jato maior será a pressão do fluido na zona de corte, promovendo desta forma uma melhor limpeza dos detritos gerados na zona de corte durante a retificação e um melhor efeito lubrificante.

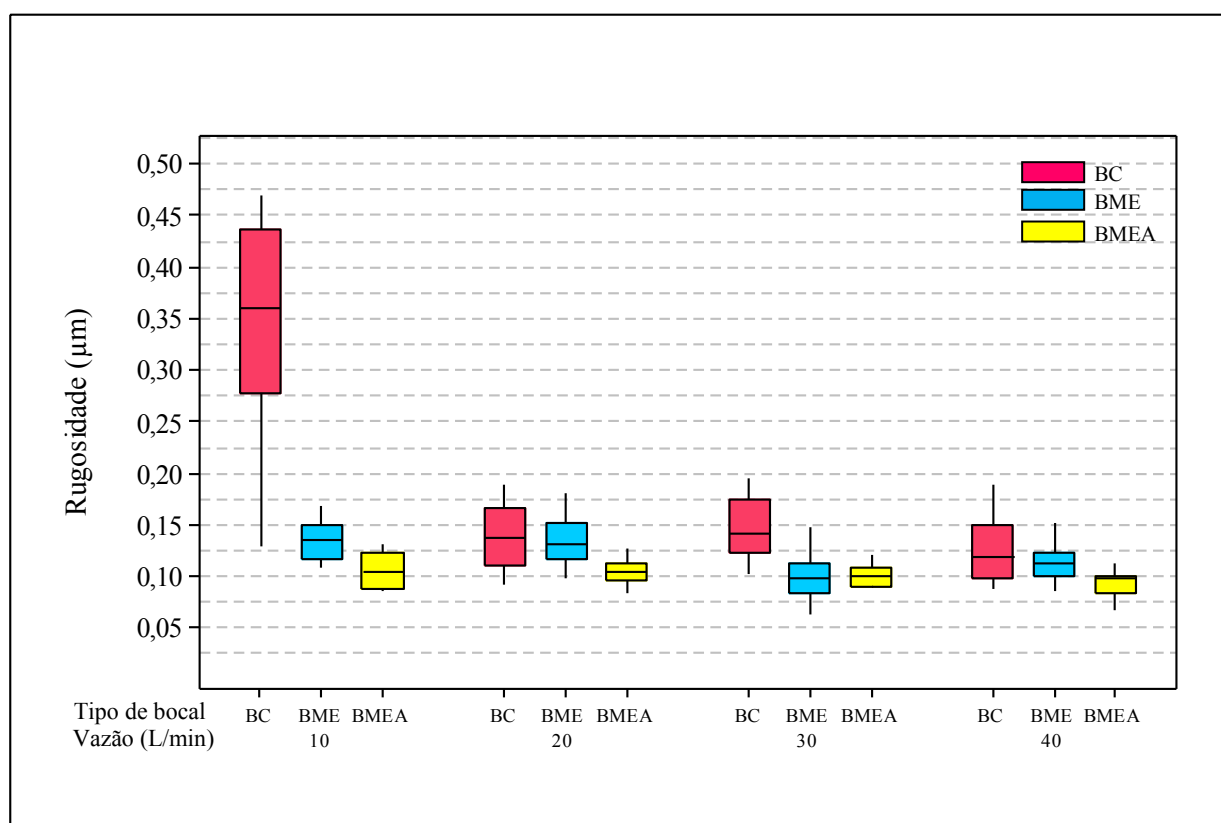


Figura 54 – Rugosidade em função do tipo de bocal e vazão do fluido para uma remoção de 0,1 mm de material.

Os melhores valores de rugosidade foram obtidos para as maiores vazões do fluido de corte, ou seja, 30 *L/min* e 40 *L/min* utilizando o bocal *BMEA*, confirmando-se assim, uma melhor condição de retificação. Ao contrário do bocal convencional, o bocal *BMEA* promove um jato direcional, com baixa dispersão na saída do bocal e com velocidade próxima a velocidade periférica do rebolo de corte, devido ao uso do ar comprimido como fluido auxiliar. Com este tipo de bocal o fluido penetra mais facilmente a barreira aerodinâmica existente em torno do rebolo e garante que uma maior quantidade de fluido atue efetivamente na zona de corte, garantindo desta forma um melhor efeito lubrificante. Experimentos realizados por Alves *et al* (2001) em uma retificadora cilíndrica com rebolo de *CBN* mostraram a diminuição da rugosidade com o aumento da velocidade do fluido. Alves (2011) salienta que maiores velocidades do fluido de corte proporcionam uma expulsão mais rápida dos cavacos, evitando que estes afetem a qualidade da peça.

Conforme Ramesh (2004) o aumento da velocidade do fluido introduz um efeito lubrificante com melhor característica de dissipação de calor na retificação e, dessa forma, promove menores valores de rugosidade.

O procedimento de *Turkey* foi utilizado para comparar os valores de rugosidade entre si para o *BMEA* em relação à vazão, considerando um nível de significância de 5%. As diferenças dos valores de rugosidade utilizando o *BMEA* em função da vazão foram pequenas e mostraram-se significativas entre: 40 *L/min* - 10 *L/min* e 40 *L/min* - 20 *L/min*, conforme apresentado na Figura 55.

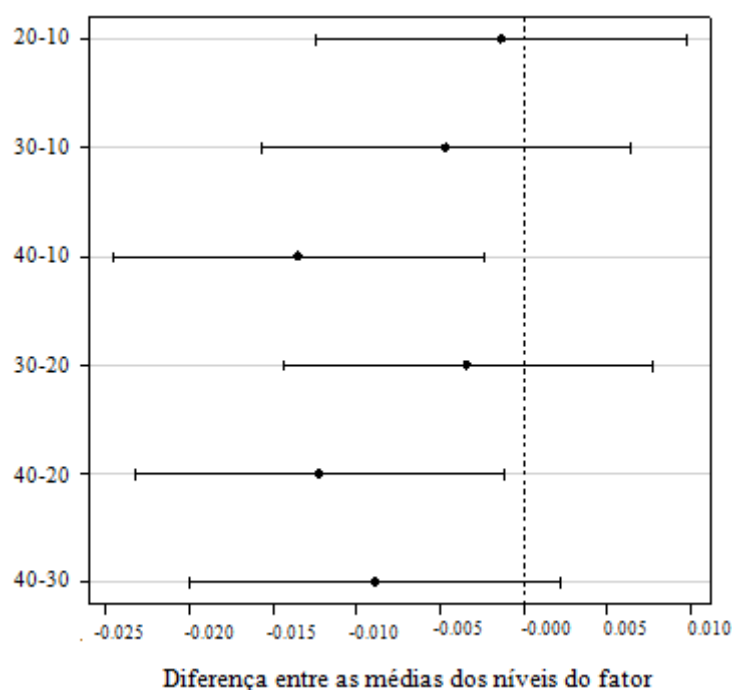


Figura 55 – Teste de comparação múltipla dos valores de rugosidade para o *BMEA*

Os valores elevados de rugosidade para os ensaios utilizando o bocal convencional (*BC*) e o bocal *BME*, para as vazões de 10 e 20 *L/min*, conforme a Figura 54, estão relacionados com a baixa eficiência na dissipação de calor e para remover o cavaco da zona de corte, podendo acarretar no empastamento da superfície do rebolo. Um provável empastamento do rebolo foi evidenciado durante a realização dos ensaios e mostrado nas Figuras 56 (b) e 57 (b). Para as demais condições, não foi constatado o empastamento do rebolo. Conforme Malkin (1989), a presença de cavacos na região de corte dificulta a ação de corte, aumenta os esforços durante a remoção de material e consequentemente o aumento do valor de rugosidade.

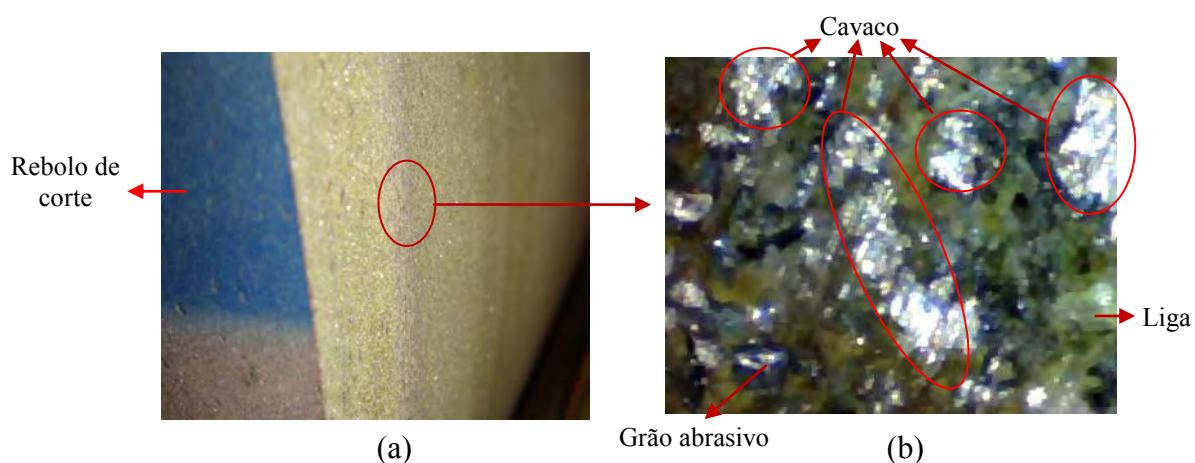


Figura 56 – (a) Topografia da superfície do rebolo de corte e detalhe região do rebolo com empastamento (b). Ensaio com o *BC* para vazão de 10 *L/min* - (Ampliação 100X).

Comparando as condições superficiais do rebolo utilizando o bocal *BC* (Figura 56 b) com o bocal *BME* (Figura 57 b) a 10 *L/min*, observa-se nos dois casos ocorreu um provável empastamento da superfície do rebolo. Para essa condição de retificação os valores de rugosidade para os ensaios entre o *BC* e o *BME* não apresentaram diferenças estatisticamente significativas.

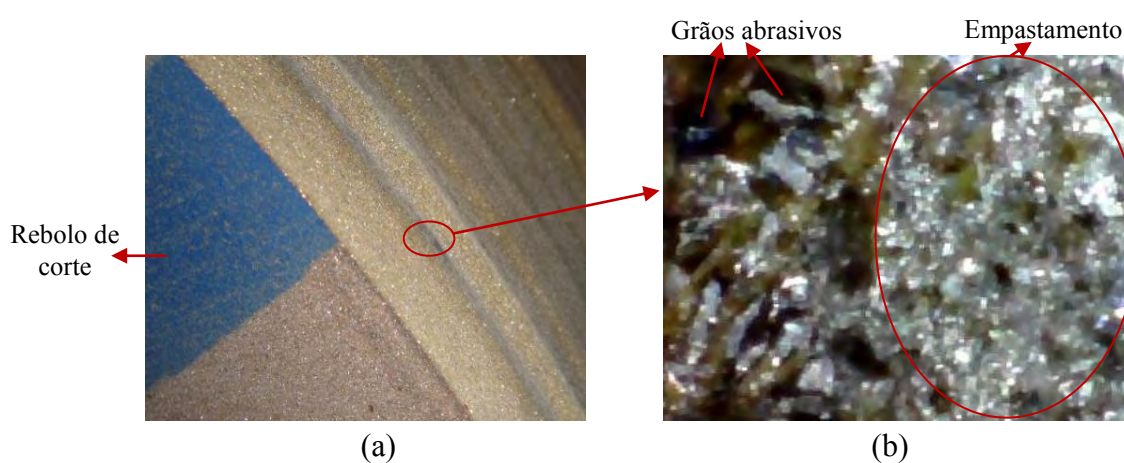


Figura 57 – (a) Topografia da superfície do rebolo de corte e detalhe região do rebolo com empastamento (b). Ensaio com o *BME* para vazão de 10 *L/min* - (Ampliação 100X).

O bocal multitubular utilizando simultaneamente emulsão e ar comprimido (*BMEA*) mostrou-se mais eficiente que os outros dois sistemas de lubrificação, resultando em menores valores de rugosidade. Isso se justifica pela elevada velocidade de saída do jato de fluido de corte utilizando o *BMEA*. Conforme Webster e Grün (2009), a velocidade de saída do fluido associada à vazão e o tipo de bocal exercem influência significativa no efeito de lubrificante, pois aumenta a eficiência da limpeza da zona de corte, favorece a remoção de material e uma melhora na qualidade da superfície retificada. Assim o desempenho total do processo foi melhorado pela aplicação do fluido de corte associado à alta velocidade proporcionada pelo fluido auxiliar utilizando o *BMEA* e, desta forma, maior força de pressão na zona de corte. Para todas as condições testadas utilizando o bocal multitubular (*BMEA*), não constatou o empastamento do rebolo. Na Figura 58 está apresentada a condição da superfície do rebolo de corte para a menor vazão, ou seja, 10 L/min.

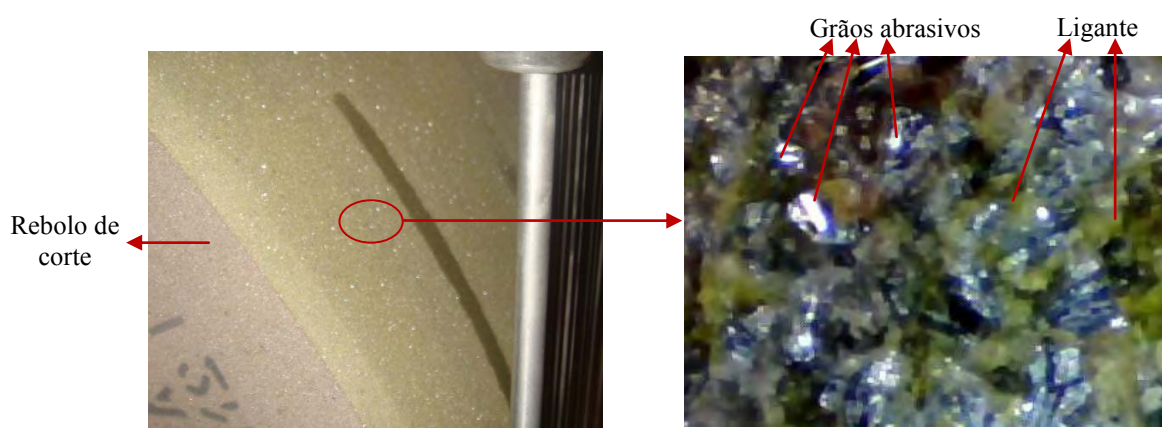


Figura 58 - Superfície do rebolo de corte, *BMEA* e $Q_l=10 \text{ L/min}$ - (Ampliação 100X).

Na Figura 59 é apresentada a topografia da superfície do rebolo de corte para todas as condições testadas. No resultado da análise visual da camada abrasiva, foi constatado o

empastamento do rebolo para os ensaios com uso dos bocais *BC* e *BME* para as vazões: 10 *L/min* e 20 *L/min*.

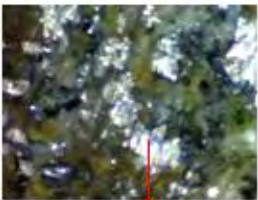
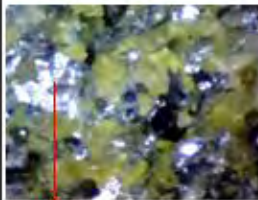
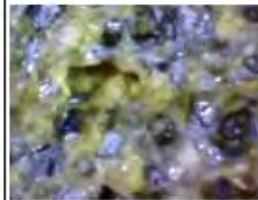
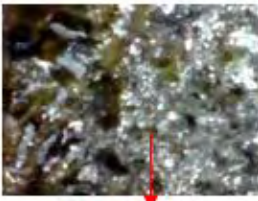
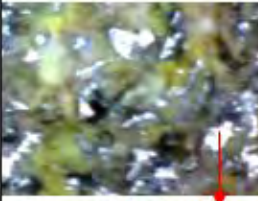
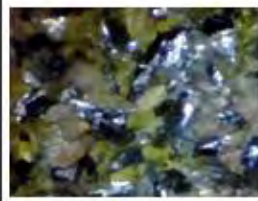
Bocal	Vazão (L/min)			
	10	20	30	40
BC				
	empastamento	empastamento	Sem empastamento	Sem empastamento
BME				
	empastamento	empastamento	Sem empastamento	Sem empastamento
BMEA				
	Sem empastamento	Sem empastamento	Sem empastamento	Sem empastamento

Figura 59 – Topografia da superfície do rebolo de corte em função do tipo de bocal e vazão do fluido lubrificador (Ampliação 60X).

Na Figura 60 está apresentado os valores medidos da rugosidade média expressos em “ μm ”, para uma remoção de 0,03 *mm* de material e são relacionados em função da vazão, variando-se os sistemas de lubrificação, (*BC*: Bocal convencional, *BME*: Bocal multitubular com emulsão e *BMEA*: Bocal multitubular com emulsão e ar comprimido).

Em geral observa-se na Figura 60 que os valores médios de rugosidade para todas as condições testadas foram menores que a tolerância máxima definida para o processo de

retificação de rolos cilíndricos para rolamentos em aço *SAE 52100*, ou seja, $0,15\ \mu\text{m}$. Segundo Diniz *et al* (2003), a faixa de valores de rugosidade R_a aceitável para o processo de retificação está entre $0,2$ a $1,6\ \mu\text{m}$. Assim, todos os valores obtidos utilizando o método convencional (*BC*) e o método otimizado desenvolvido (*BME* e *BMEA*) estão dentro da faixa de tolerância para o processo de retificação.

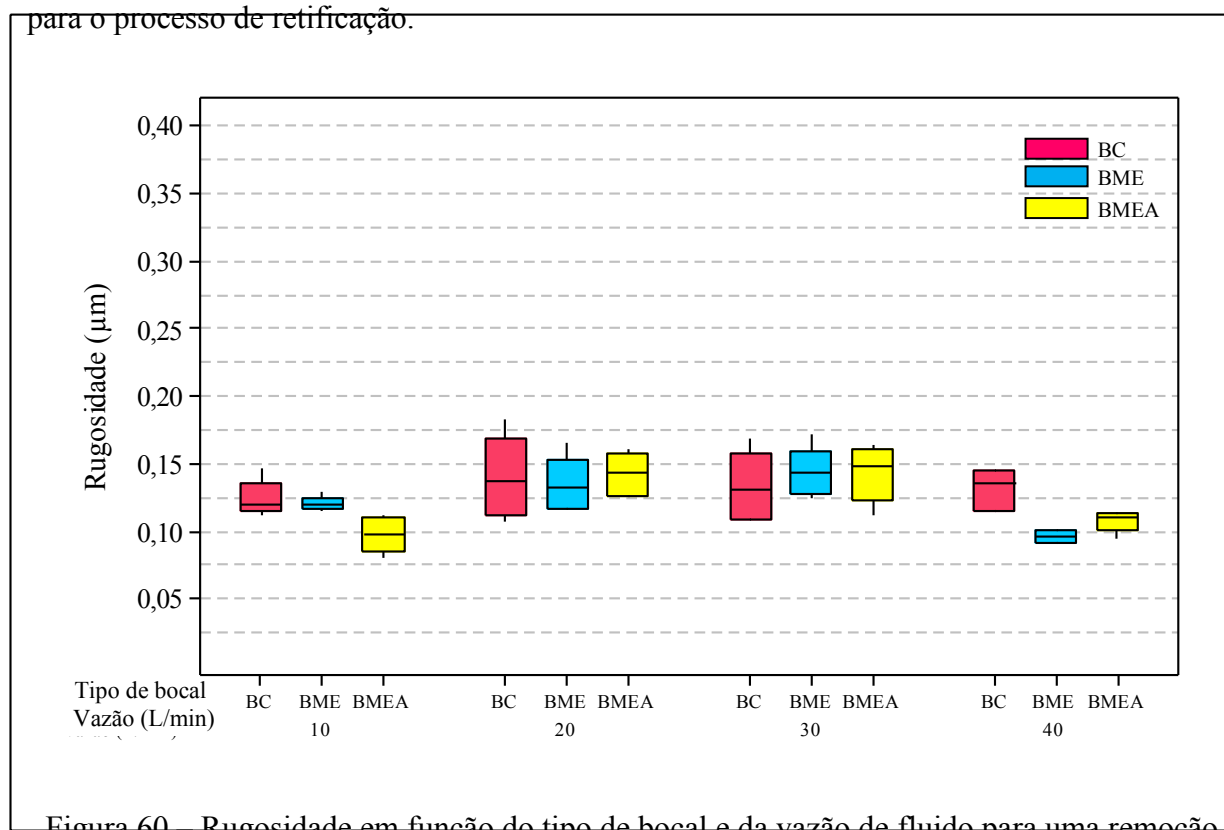


Figura 60 — Rugosidade em função do tipo de bocal e da vazão de fluido para uma remoção de $0,03\ \text{mm}$ de material.

Analisando-se a Figura 60, observa para estas condições não foi observado uma tendência nos resultados de rugosidade. Observa-se que os menores valores de rugosidade e variabilidade foram obtidos utilizando os bocais *BME* e *BMEA* quando a vazão do fluido foi de 10 e 40 *L/min*. Os valores baixos de rugosidade para vazões de 40 *L/min*, utilizando o bocal multitubular (*BME* e *BMEA*) estão relacionados as maiores velocidades de saída do fluido de corte e à saída direcional do fluido de corte promovido pelo bocal multitubular. Apesar de apresentar menores valores de rugosidade com o *BME* a 40 *L/min*, o teste de

comparação múltipla, conforme Figura 61, não apresenta diferenças estatisticamente significativas entre o *BME* e o *BMEA* a 40 *L/min*. Conforme Alves (2007), as maiores velocidades do fluido na saída do bocal promovem a diminuição de atrito, favorecido pela maior presença de lubrificante na região de corte.

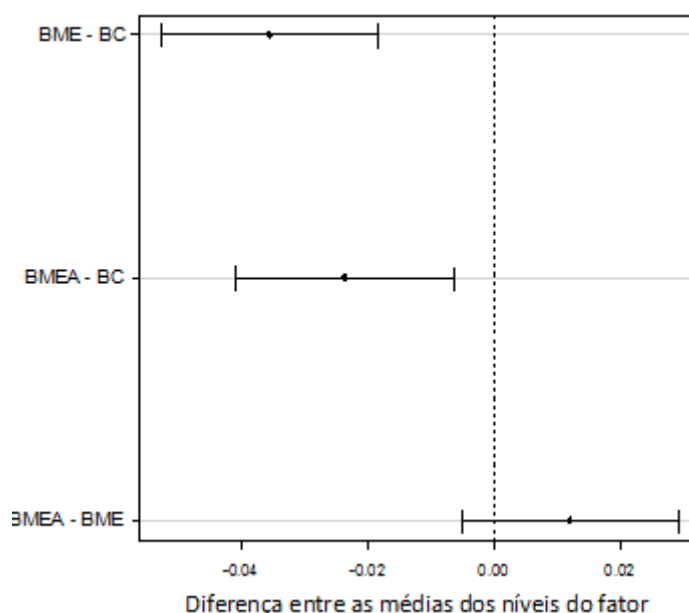


Figura 61 - Teste de comparação múltipla dos valores de rugosidade entre os bocais para 40 *L/min* e remoção de 0,03 *mm*.

4.2 Circularidade

Os valores dos desvios de circularidade obtidos durante os ensaios para as três condições de lubrificação e remoção de 0,10 *mm* de material estão apresentados na Figura 62. Comparando os resultados dos desvios de circularidade obtidos durante os ensaios, conforme Figura 62, observa-se que à medida que aumenta a vazão, o valor do desvio de circularidade diminui significativamente principalmente para as condições testadas com os bocais *BC* e *BME*. Em geral os valores dos desvios de circularidade para os ensaios utilizando o *BMEA* foram menores em relação aos ensaios utilizando o *BC*.

A redução do desvio de circularidade deve-se ao fato de que o aumento da vazão promove uma boa refrigeração da zona de corte. Conforme Demeter & Hockenberger (1997) e Malkin (1989) quanto maior a dificuldade do fluido adentrar na região de corte, maior será o calor presente na peça e consequentemente maior a dilatação e as deformações térmicas, acarretando então um aumento nos erros geométricos da peça, agravando principalmente o desvio de circularidade. O melhor resultado do desvio de circularidade pode ser observado na Figura 62 para o bocal multitubular *BME* e *BMEA* a 40 *L/min*, que teve menor desvio de circularidade.

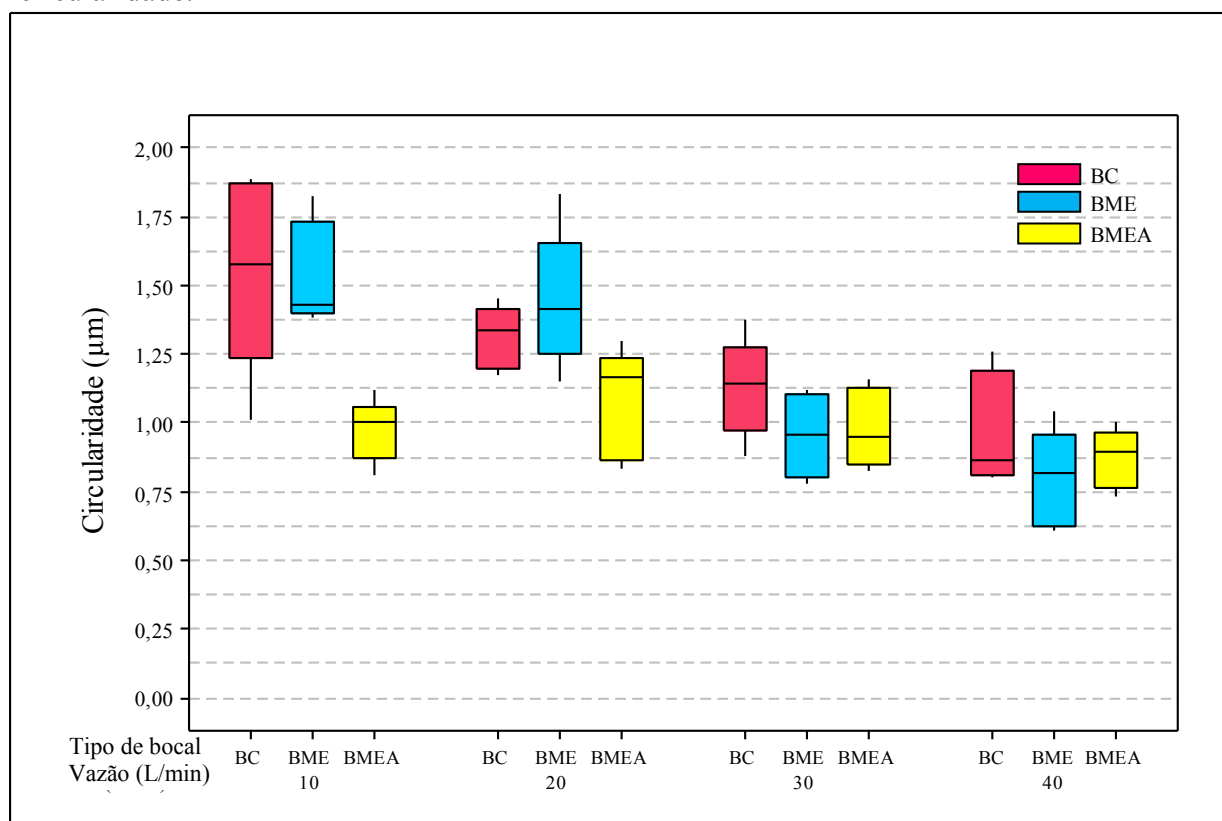


Figura 62 – Desvios de circularidade em função do tipo de bocal e da vazão para uma remoção de 0,10 *mm*

Os resultados dos valores médios e variabilidade dos desvios de circularidade para remoção de 0,03 *mm* são apresentados na Figura 63.

Verificando a Figura 63 observa-se maiores valores dos desvios de circularidade para os ensaios utilizando o *BMEA* vazão de 20 *L/min*, 30 *L/min* e 40 *L/min*. Para a vazão de 10

L/min os valores dos desvio de circularidade foram menores em relação aos ensaios com o BC e BME .

Para todas as condições testadas, os valores médios dos desvios de circularidade mantiveram-se abaixo da tolerância máxima permitida ($1\mu m$) para os roletes de rolamento retificados. Vale ressaltar, que o desvio de circularidade durante o processo de retificação *centerless* é influenciado principalmente pelas variáveis geométricas (ângulo de tangência, ângulo da régua de apoio etc.) e dinâmicas do processo de retificação (frequência natural da máquina, rotação dos rebolos dentre outros), (GONÇALVES NETO *et al.*, 2011). Além disso, é influenciado pela magnitude de desgaste do reboło, da taxa de remoção de material e energia específica.

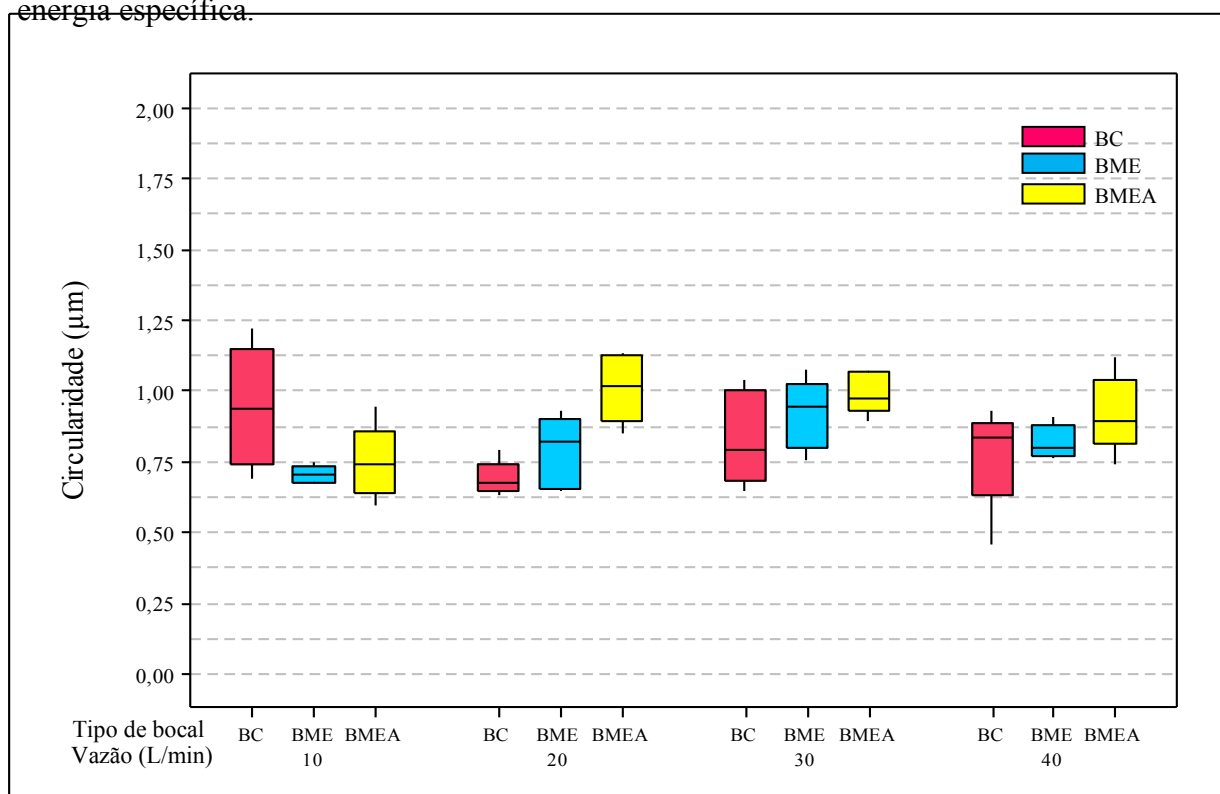


Figura 63 – Desvios de circularidade em função do tipo de bocal e da vazão para uma remoção de $0,03\text{ mm}$.

Além dos valores do desvio de circularidade, foi avaliado o perfil de circularidade das amostras retificadas para verificar se o desvio não sofreu influencia das variáveis dinâmicas do processo de retificação. Conforme Figuras 64 e 65, os desvios de circularidade para todas

as condições testadas não apresentaram desvios na forma de ondulação periódica, não sendo, portanto, devido à influência de fatores dinâmicas do processo de retificação.

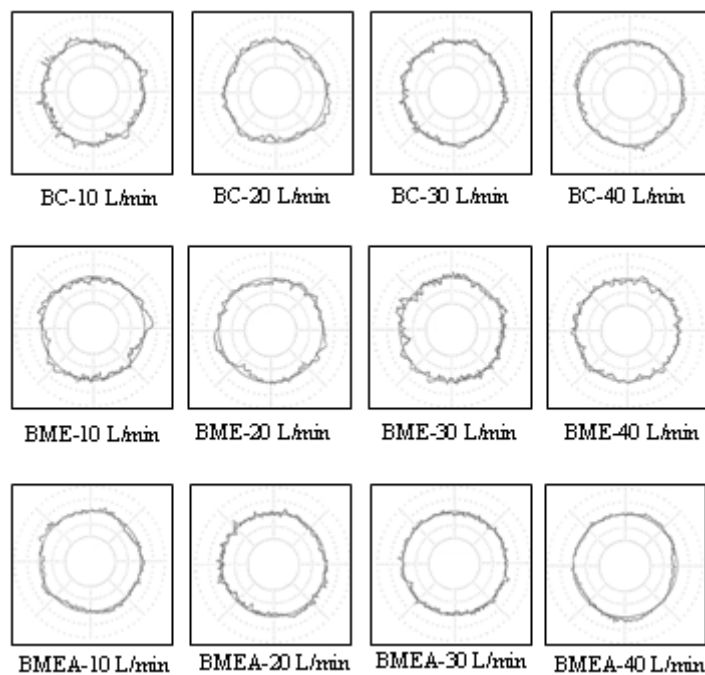


Figura 64 – Perfil do desvio de circularidade para as três condições testadas, vazões de 10, 20, 30 L/min e 40 L/min e remoção de 0,10 mm de material

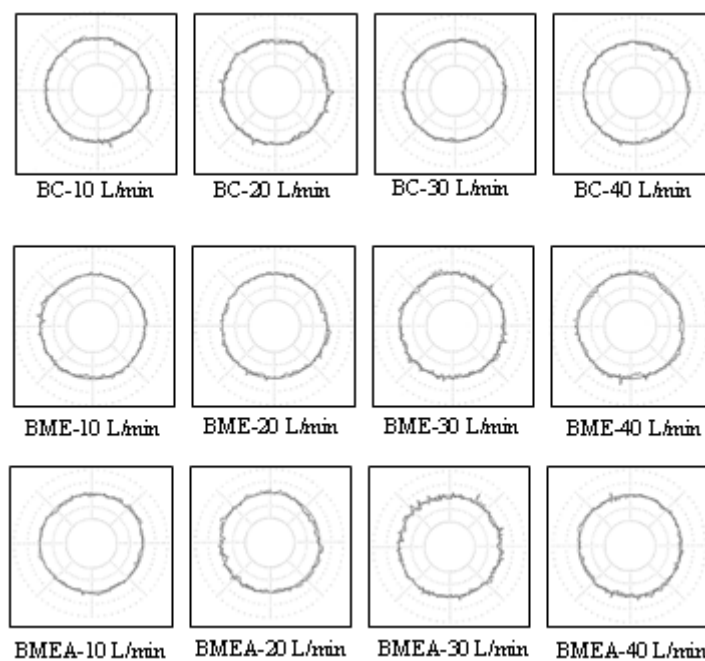


Figura 65 – Perfil do desvio de circularidade para as três condições testadas, vazões de 10, 20, 30 L/min e 40 L/min e remoção de 0,03 mm de material.

4.3 Análise por partículas magnéticas

A análise por partículas magnéticas das amostras para todas as condições testadas não revelou a presença de trincas em nenhuma das amostras dos ensaios realizados, como nas fotografias apresentadas na Figura 66 para as condições de retificação mais críticas, ou seja, vazão de 10 *L/min*. Há duas hipóteses para esses resultados: ou as amostras não foram afetadas termicamente durante a retificação ou o dano termomecânico não foi intenso o suficiente para gerar elevadas tensões superficiais e consequentemente a geração de trincas superficiais. Dessa forma, as amostras foram enviadas ao laboratório para verificar a ocorrência da queima de retificação através do ataque químico com nital.

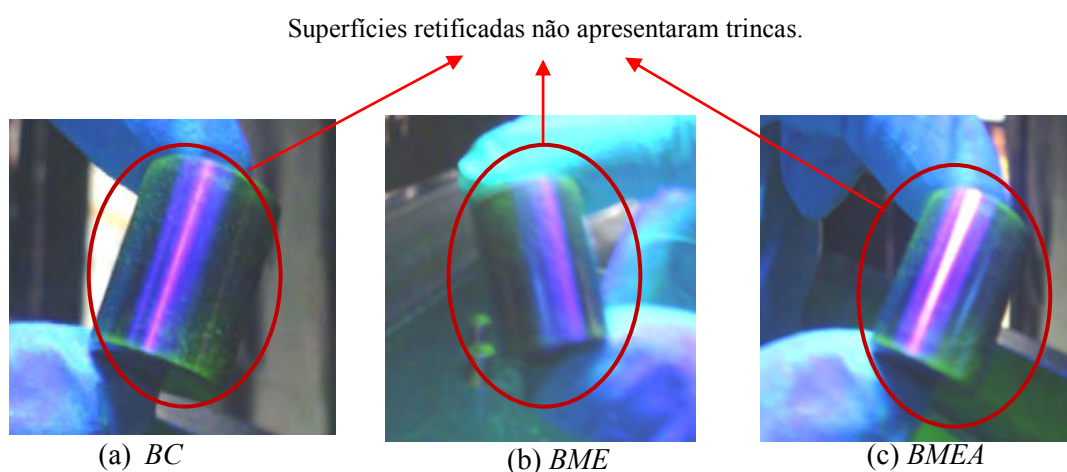


Figura 66 – Imagem das amostras retificadas (*SAE 52100*) após análise por partículas magnéticas para os três de tipos de bocal e vazão $Q=10L/min$.

4.4 Análise da camada superficial após ataque químico

Foi realizado análise de queima por ataque ácido em 100% das peças retificadas. A Figura 67 apresenta a imagem da superfície das amostras após ataque químico para vazão de 10 *L/min* com o uso do bocal convencional. Através dessa análise, foi possível constatar que

em alguns casos, mesmo confirmado a queima pela análise metalográfica, não foi possível identificar contrastes que evidenciassem regiões afetadas termicamente. Além disso, foram observados em algumas condições, manchas espiraladas escuras nas peças após análise, conforme a Figura 67. Isso se justifica devido ao movimento de rotação e translação das peças durante a passagem entre os rebolos de corte e arraste. Em nenhum dos casos foram identificadas manchas claras que evidenciasse a retêmpera. As manchas escuras da amostra após o ataque químico são características de queima de retificação (revenimento excessivo localizado).



Figura 67 – Imagem da amostra retificada (*SAE 52100*) após ataque químico. Condição testada: Bocal convencional, 10 *L/min* e 0,10 *mm* de sobremetal.

Na Figura 68 está apresentado o aspecto visual da superfície das amostras após ataque químico, para vazão de 40 *L/min* com o uso do bocal multitubular utilizando simultaneamente emulsão e ar comprimido. O aspecto uniforme das superfícies das peças retificadas indica a ausência de queima de retificação.



Figura 68 – Imagem de 05 amostras retificadas após ataque químico. Condição testada: Bocal multitubular, 40 *L/min* e 0,03 *mm* de sobremetal.

O ataque químico com ácido nítrico é uma técnica qualitativa e subjetiva, na qual dependendo da coloração, seja clara ou escura, provocada à peça após ataque químico, não é possível identificar danos térmicos. Dessa forma, torna-se necessário utilizar outras técnicas, como análise metalográfica, Ruído de *Barkhausen*, dentre outros, para caracterização da queima de retificação.

4.5 Análise microestrutural

A seguir são apresentados os resultados e discussões das análises microestruturais para as três condições de lubrificação testada: bocal convencional (*BC*), bocal multitubular (*BME*) e bocal multitubular utilizando emulsão de ar comprimido (*BMEA*).

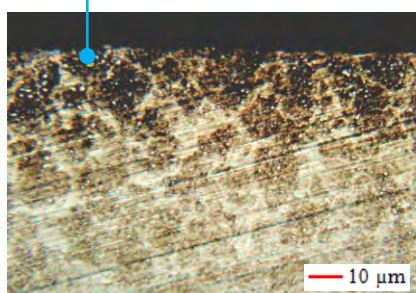
A análise microestrutural é um método que auxilia na identificação de possíveis danos térmicos provocados pela remoção de material durante o processo de retificação. Além de possibilitar a identificação do tipo de queima, ainda é possível verificar a profundidade da camada afetada termicamente pelo processo de retificação.

4.5.1 Bocal convencional – BC

Mudanças microestruturais nas superfícies retificadas para todas as condições testadas utilizando o bocal convencional (BC) foram constatadas após análise metalográfica e estão reveladas nas Figuras 69 e 70.

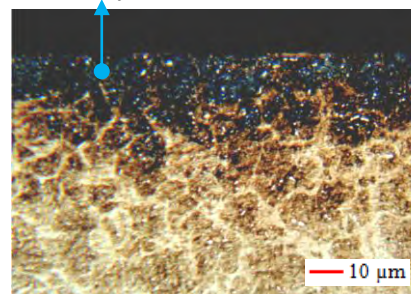
Verificando as Figuras 69 e 70 observa-se uma alteração microestrutural na superfície retificada (queima de retificação), definida por uma camada escura, característica de um revenimento excessivo localizado.

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



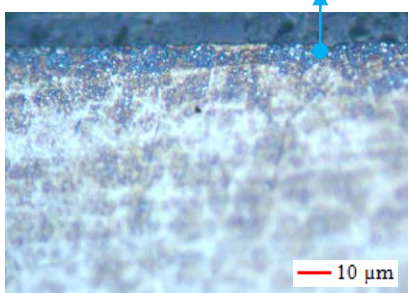
$Q_1 = 10 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



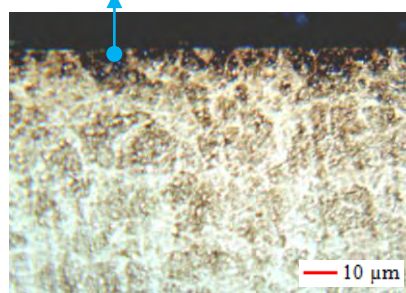
$Q_2 = 20 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



$Q_3 = 30 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



$Q_4 = 40 \text{ L/min}$

Figura 69 – Microestrutura com o uso do bocal BC para remoção de 0,10 mm.

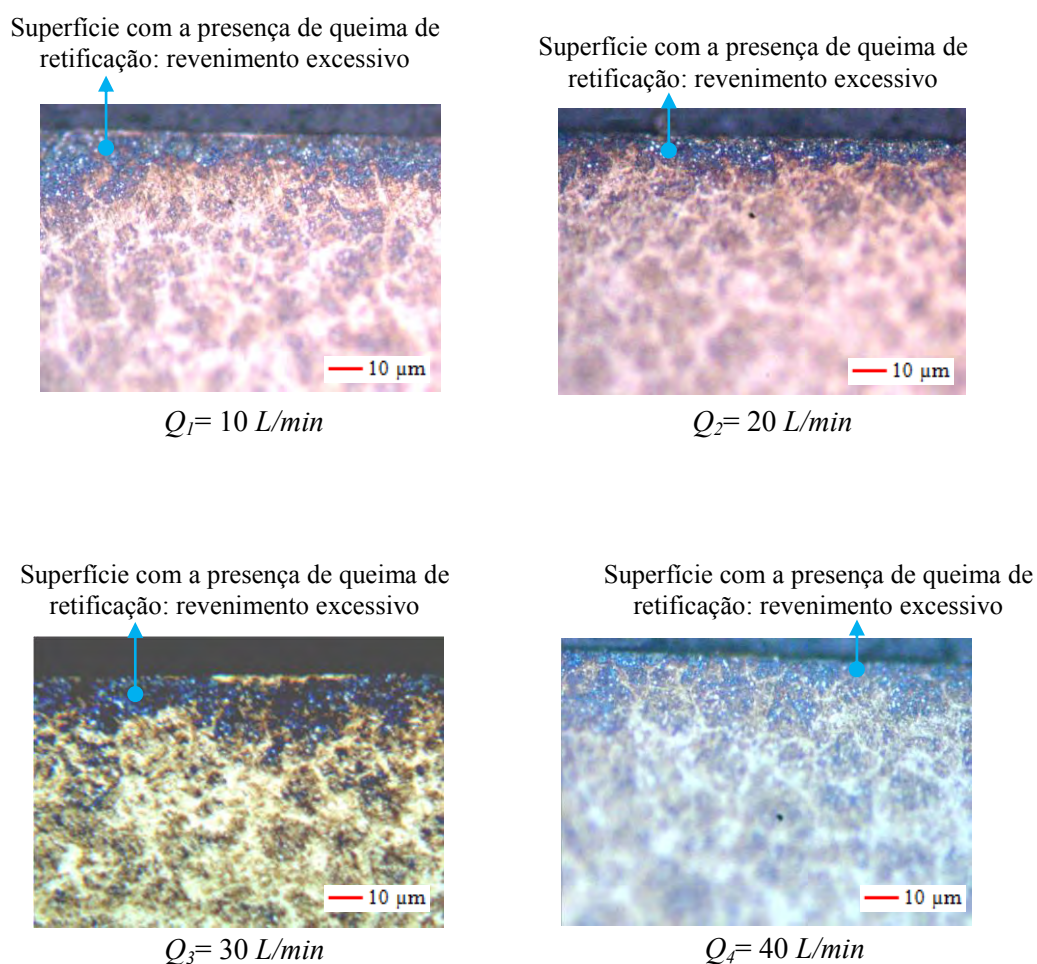


Figura 70 – Microestrutura com o uso do bocal *BC* para remoção de 0,03 mm

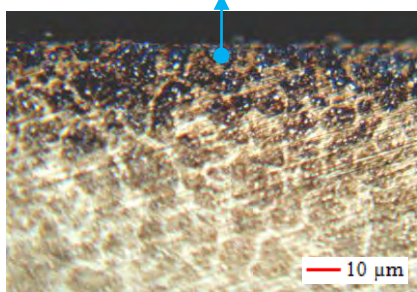
A queima de retificação presente na superfície das peças retificadas utilizando o *BC* se justifica devido à baixa capacidade na troca de calor pelo *BC*, provocado principalmente devido à baixa velocidade de saída do fluido e dispersão do fluido na saída do bocal. A elevada dispersão do fluido na saída do bocal diminui a eficiência do efeito refrigerante durante a retificação, pois somente parte do fluido aplicado concentra na região de corte. Vale ressaltar que o fluido com baixa velocidade de saída pode ser facilmente desviado pela camada de ar gerada em torno do rebolo, além de diminuir a eficiência da limpeza da região de corte, favorece a deposição de material na superfície do rebolo. A deposição de material na superfície do rebolo limita a capacidade de remoção de material e o acúmulo de pequenos

cavacos nos poros do rebolo, impedindo assim, tanto a retirada de cavaco como o fornecimento de fluido para a zona de corte. Conforme Antsupov e Heinzl (2012), todo esse processo promove o aumento das forças de corte e como consequência, danos térmicos à peça e/ou sobrecarga no rebolo de corte.

4.5.2 Bocal multitubular – *BME*

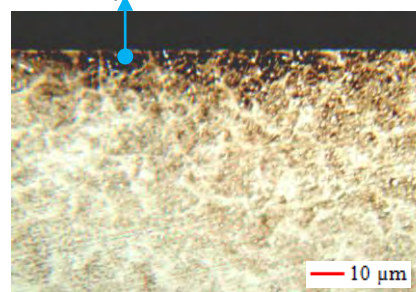
As análises de microestrutura revelaram danos térmicos para os ensaios utilizando o *BME* para uma remoção de 0,1 mm de material, conforme apresenta a Figura 71.

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



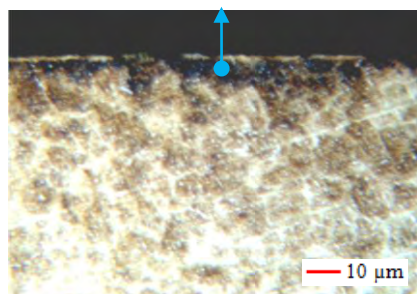
$Q_1 = 10 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



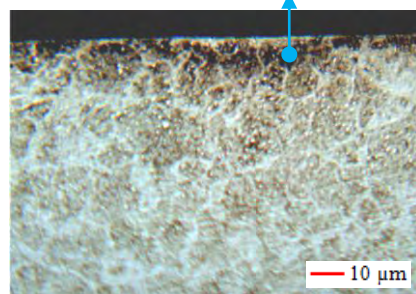
$Q_2 = 20 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



$Q_3 = 30 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



$Q_4 = 40 \text{ L/min}$

Figura 71 – Microestrutura com o uso do bocal *BME* para remoção de 0,10 mm

Os resultados das análises metalográficas das peças retificadas utilizando o bocal *BME*, removendo 0,03 mm de material apresentaram melhores resultados em relação ao *BC*. Analisando as microestruturas, conforme a Figura 72, observa que para a vazão de 40 *L/min* não ocorreu alteração da microestrutura, não apresentando danos à superfície retificada. A garantia da integridade da peça para os ensaios utilizando o *BME* e vazão de 40 *L/min* foi possível principalmente devido ao fluxo direcional do jato na saída do bocal, ou seja com menor dispersão e também devido o aumento da velocidade de saída.

Os resultados utilizando o *BME*, removendo 0,03 mm para as vazões de 10, 20 e 30 *L/min*, não foram satisfatórios pois foi constatado danos térmico (queima de retificação) na superfície retificada.

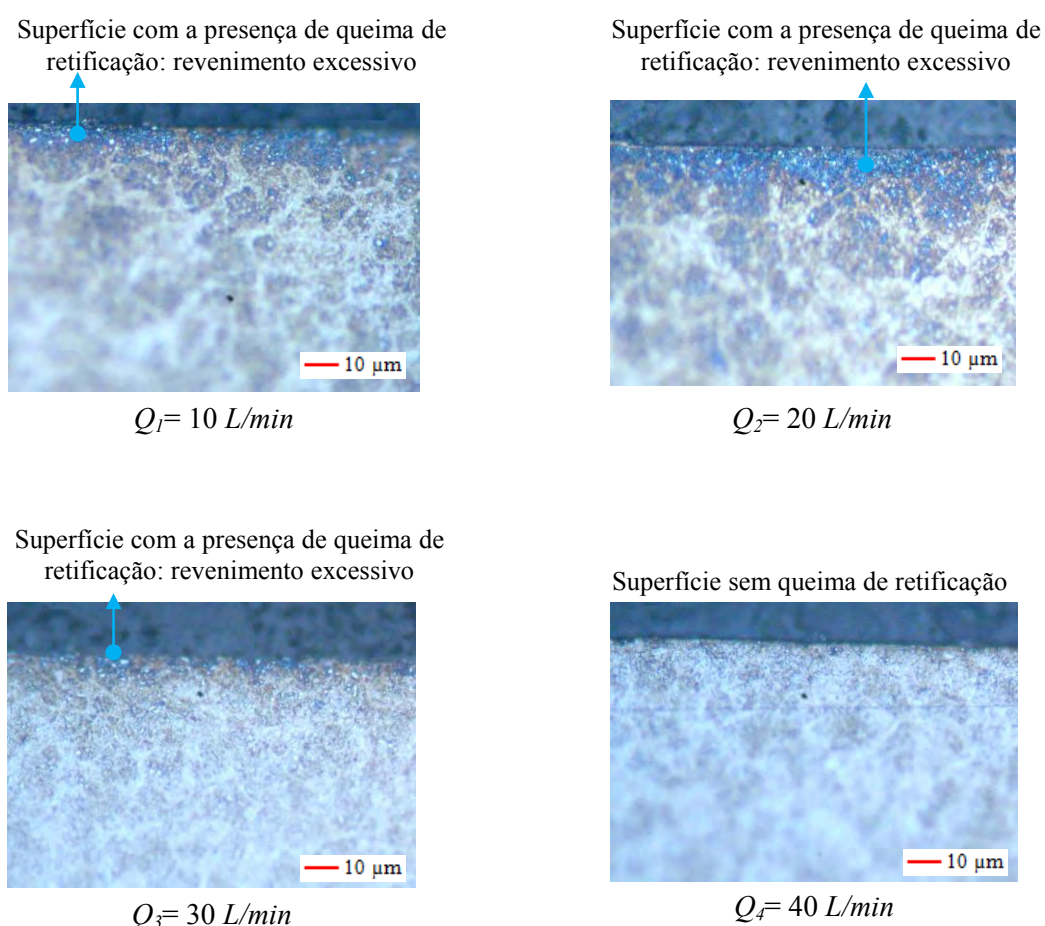


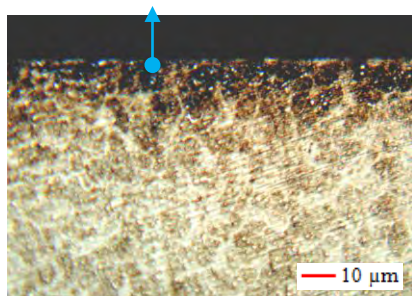
Figura 72 – Microestrutura com o uso do bocal *BME* para remoção de 0,03 mm.

4.5.3 Bocal multitubular – *BMEA*

Os resultados das análises metalográficas revelaram a ocorrência de danos térmicos (queima de retificação) com o uso do *BMEA*, removendo 0,1 mm de material, conforme apresentado na Figura 73. Apesar da ocorrência de queima para este caso a intensidade da queima foi menos severa comparando com os resultados para os ensaios utilizando o *BC BME*, pois apresentou menor profundidade da camada afetada termicamente.

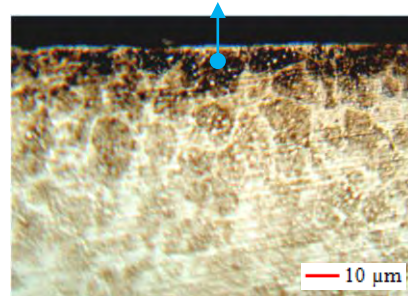
A análise das Figuras possibilita a identificação da alteração microestrutural através do contraste da microestrutura revelada. A camada escura evidencia o dano térmico, que é característico de um revenimento excessivo. O revenimento excessivo apresenta dureza inferior à estrutura da peça sem dano térmico. Esse tipo de dano térmico compromete de forma significativa a integridade superficial da peça retificada, reduzindo a vida útil e dependendo da aplicação, a falha do componente durante a aplicação.

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



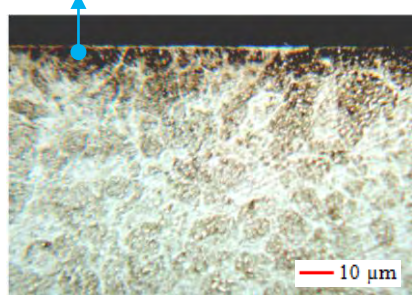
$Q_1 = 10 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



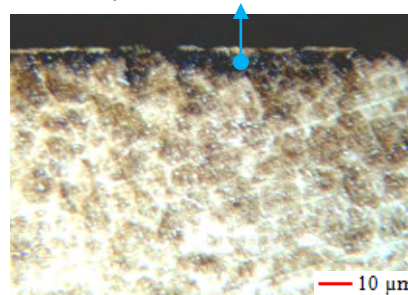
$Q_2 = 20 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



$Q_3 = 30 \text{ L/min}$

Superfície com a presença de queima de retificação: revenimento excessivo



$Q_4 = 40 \text{ L/min}$

Figura 73 – Microestrutura com o uso do bocal *BMEA* para remoção de 0,10 mm.

Os ensaios utilizando o *BMEA* e vazões de 30 *L/min* e 40 *L/min*, removendo 0,03 mm de material mostraram-se eficientes, pois não foi identificado para esses casos danos térmicos à superfície retificada, conforme a Figura 74. Para os ensaios utilizando o bocal *BMEA* removendo 0,03 mm de material, foi detectado a queima de retificação somente os ensaios utilizando vazões de 10 *L/min* e 20 *L/min*, conforme a Figura 74.

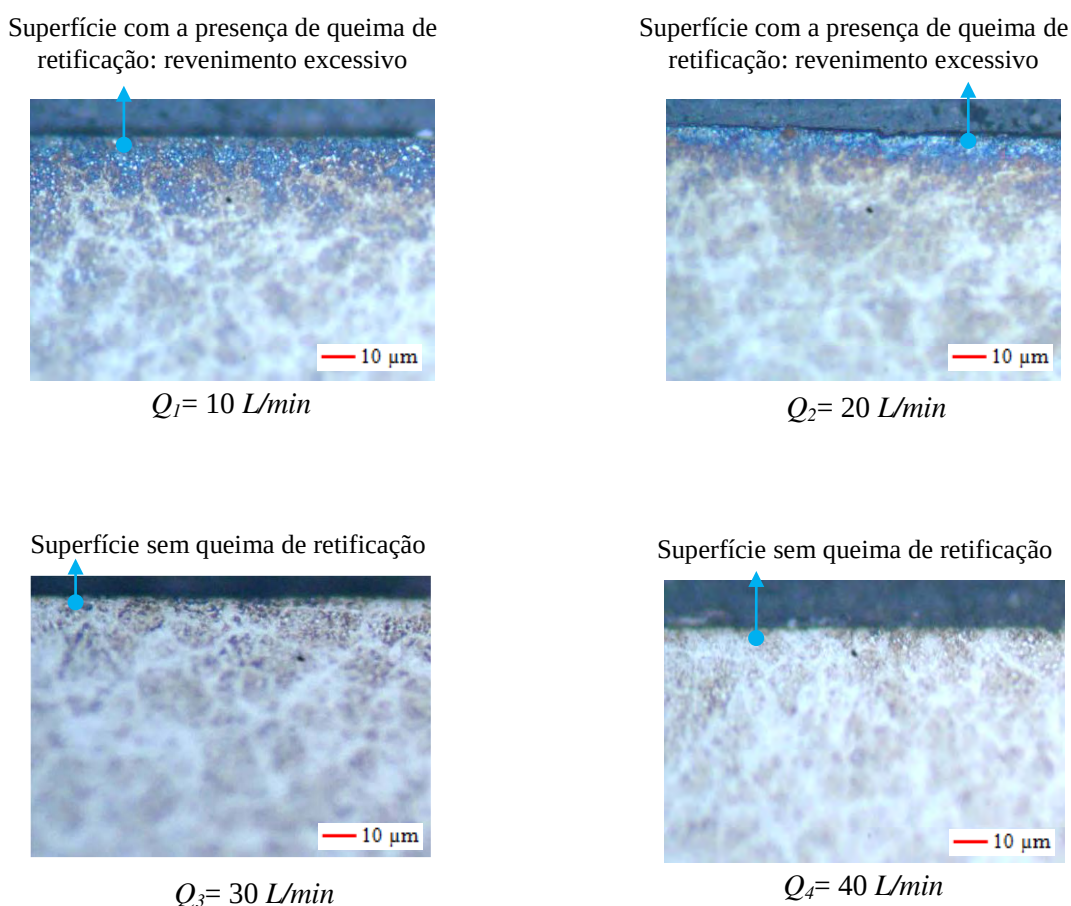


Figura 74 – Microestrutura com o uso do bocal *BMEA* para remoção de 0,03 mm.

A queima de retificação (revenimento excessivo) nos ensaios com o uso do *BMEA* e vazões de 10 *L/min* e 20 *L/min*, deve-se principalmente a quantidade insuficiente de fluido, pois mesmo com o aumento da velocidade da emulsão com auxílio do ar comprimido, ocorreu o dano térmico à superfície retificada. Observa-se também que com o aumento da vazão ocorre a redução da profundidade da região afetada termicamente.

Em geral, os ensaios com o *BME* e o *BMEA* apresentaram melhores condições de retificação, frente aos ensaios com o bocal convencional (*BC*) em termos de alterações microestruturais da superfície retificada. Os melhores resultados foram obtidos para os ensaios utilizando o *BMEA* para as vazões de 30 *L/min* e 40 *L/min* e com o *BME* para vazão de 30 *L/min*, removendo 0,03 *mm*. Isso se justifica devido ao fato que o aumento da vazão, combinado com uma maior velocidade de saída e jato do fluido direcional proporcionado pelo novo conceito de bocal, promove uma maior capacidade de remoção de calor da região de contato. O jato do fluido direcional e com elevada velocidade promove maior força de pressão na zona de corte. Assim, penetra facilmente a barreira de ar formada em torno do rebolo, alcançando de maneira efetiva a região de corte, promovendo um melhor transporte de cavaco e das partículas formadas na região de corte, menor desgaste dos grãos abrasivos e, conseqüentemente, melhores resultados de retificação.

Vale salientar que o desgaste do grão abrasivo pode levar à diminuição da eficiência de corte, provocando a deformação plástica do material sem que haja a formação de cavacos. Com isso, a quantidade de energia dissipada sobre a peça aumenta, comprometendo a qualidade da mesma.

4.6 Tensões residuais

Os resultados das medições de tensão residual em “*mp*” (parâmetro magnético elástico) utilizando o método do ruído de *Barkhausen* para todos os ensaios com os bocais *BC*, *BME* e *BMEA* removendo 0,03 *mm* de material estão apresentados na Figura 75.

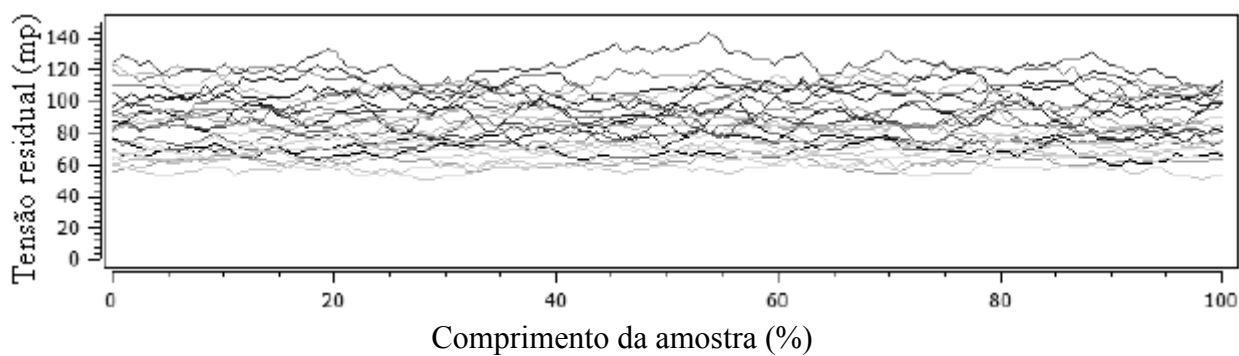


Figura 75 – Resultados de tensão residual versus comprimento da amostra do aço *SAE 52100*

Os valores médios dos resultados de tensão residual para as condições lubrificantes utilizando os bocais *BC*, *BME* e *BMEA* em função da vazão estão representados na Figura 76.

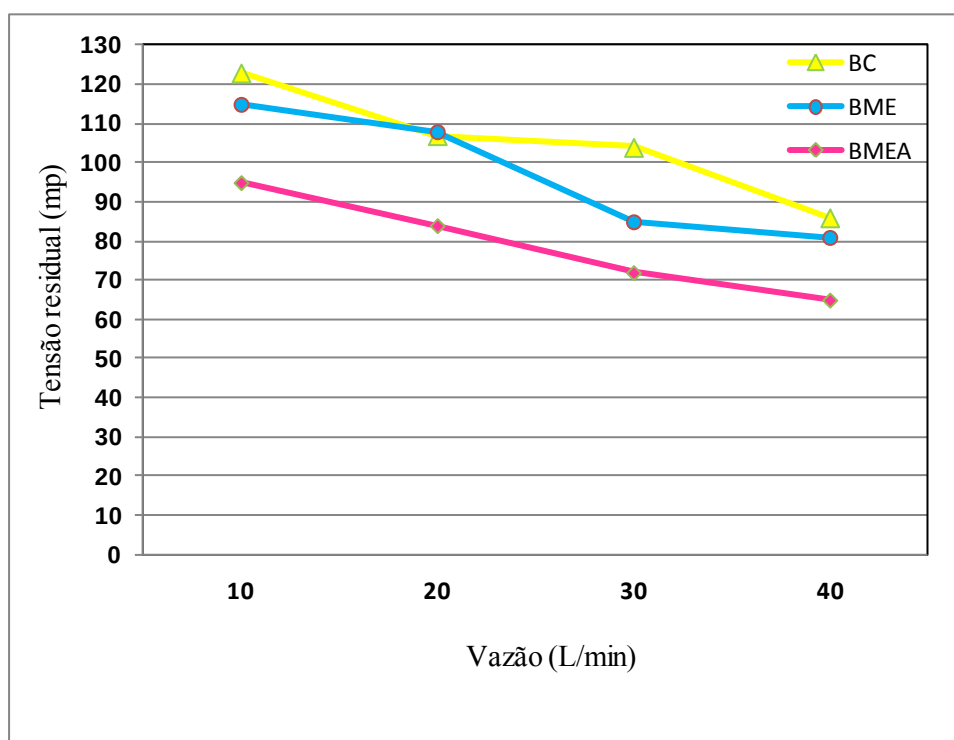


Figura 76 - Valores médios de tensão residual (*mp*)

A análise de tensão residual por ruído de *Barkhausen* é um método de controle quantitativo e de caráter não destrutivo. Peças retificadas que apresentam altos valores de tensões residuais de compressão indicam baixa intensidade do ruído de *Barkhausen* (*mp*). Para definir os limites entre as tensões residuais de compressão e tração é necessário uma investigação da superfície retificada através da técnica de difração de *raio-X*. Através dos valores de tensão (*MPa*) pela técnica de difração de *raio-X* e de ruído de *Barkhausen* (*mp*) é possível definir um fator para converter os valores em “*mp*” para “*MPa*”.

Conforme a Figura 76 observa-se que o método lubrificador utilizando o *BMEA* apresentou, de uma forma geral, tensões residuais menores que às geradas através dos métodos utilizando os bocais *BC* e *BMEA*. Dessa forma pode-se afirmar que as peças retificadas com o uso do bocal *BMEA* sofreram menores efeitos térmicos.

Comparando os valores de tensão residual (Figura 76) com os resultados das análises metalográficas, pode se admitir um valor máximo da tensão residual para retificação do aço *SAE 52100* de 80 *mp*, pois para as condições utilizando o *BME* com vazão de 40 *L/min* e para o *BMEA* com vazão de 30 e 40 *L/min* não produziram alterações da microestrutura, ou seja, permitiram usinar peças sem causar a de queima de retificação.

5 CONCLUSÕES

Da realização dessa pesquisa experimental, utilizando três sistemas distintos de lubrificação para usinagem do aço *SAE 52100* temperado e revenido no processo de retificação *centerless* de passagem, pode-se concluir que:

As condições testadas utilizando o bocal multitubular desenvolvido para este trabalho, aplicando tanto emulsão (*BME*) como emulsão e ar comprimido (*BMEA*), mostraram-se mais eficientes que o sistema de refrigeração com a utilização do bocal convencional (*BC*), ou seja, apresentaram em geral melhores condições de retificação em termos da tensão residual, desvio de circularidade, dano térmico e rugosidade superficial.

Tanto a vazão do fluido de corte como o tipo de bocal influenciam significativamente nos valores de rugosidade, circularidade e tensão residual e profundidade da camada termicamente afetada durante o processo de retificação.

Em geral, os valores médios dos desvios de circularidade, em todas as condições ensaiadas, utilizando o *BMEA*, mantiveram abaixo da tolerância máxima permitida para fabricação de roletes de rolamento no processo de retificação *centerless* de passagem, ou seja, $1\ \mu\text{m}$.

Os valores de rugosidade para os ensaios utilizando o *BMEA* foram satisfatórios para todas as condições testadas, apresentaram valor médio de rugosidade (*Ra*) abaixo de $0,15\ \mu\text{m}$.

A utilização do ar comprimido como fluido auxiliar mostrou-se um meio eficiente para melhorar a condição lubrificante durante o processo de retificação uma vez que durante os ensaios utilizando o bocal *BMEA*, o qual permite a aplicação simultânea de emulsão e ar comprimido, não foi constatado o empastamento da superfície do rebolo de corte.

As análises microestruturais avaliadas demonstraram diferenças significativas entre as três condições lubrificantes testadas. As condições utilizando o bocal *BMEA* a 30 *L/min* e 40 *L/min* e utilizando o *BME* a 30 *L/min* removendo 0,03 *mm* promoveram as melhores condições de retificação, pois não apresentaram danos térmicos às superfícies das peças retificadas e os valores de rugosidade e dos desvios circularidade satisfatórios para o processo de retificação. Para essas condições os valores de tensões residuais mantiveram-se abaixo de 80 *mp*.

A análise geral dos resultados indica que a o novo conceito de bocal desenvolvido seja utilizando emulsão ou emulsão e ar comprimido demonstrou ser uma alternativa viável para melhorar as condições de retificação e substituir os bocais convencionais comumente utilizados nos processos de retificação *centerless* de passagem. Os resultados obtidos, evidenciam que a utilização do novo conceito de bocal é uma forma de reduzir o consumo de fluido de corte durante o processo de retificação *centerless*, garantindo a integridade da peça retificada.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- 1- Verificar o desempenho da condição lubrificante proposta em outros processos de retificação.
- 2- Realizar estudo para verificar o efeito da condição lubrificante com a técnica proposta no desgaste diametral do rebolo de corte e a energia consumida.
- 3- Verificar o desempenho da condição lubrificante proposta, variando a velocidade da emulsão por meio do fluido auxiliar.
- 4- Verificar o desempenho da condição lubrificante proposta na retificação em altas velocidades de corte;
- 5- Investigar se a técnica desenvolvida apresenta bons resultados nos processos de retificação com rebolos de *CBN*.
- 6- Estimar o ganho econômico com a utilização da técnica desenvolvida.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASM HANDBOOK. **“Nondestructive Inspection and Quality Control”**, Volume 17. pp. 89-128, ASM International, Metals Park, OH, 1989.

ANTSUPOV G. ; HEINZEL, C. **Effiziente Schleischeibenreinigung**. Stiftung Institut für Werkstofftechnik Bremen, 2012.

ALAGUMURTHI, N.; PALANIRADJA, K.; SOUNDARARAJAN, V. **Phase Transformation and Residual Stress Analysis in Grinding of Steel Material – A Detailed Experimental Investigation**. Journal for Manufacturing Science and Production, Vol.7 2006.

ALVES, M. C. S. **Influência das Técnicas de Mínima Quantidade de Lubrificante, Refrigeração Otimizada e Refrigeração Convencional na Qualidade de Peças Produzidas com Aços Endurecidos no Processo de Retificação**. Revista de Ingeniería, vol. 18 N° 2, pp.228-234, 2010.

ALVES, M. C. S. BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R. **Influência da lubrificação na qualidade superficial de metais retificados**. Metalurgia e Materiais, 505-5012, 2011.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15230: **Ferramentas abrasivas: Uso, Manuseio, Segurança, Classificação e Padronização**. Rio de Janeiro, 2008.

BABIC, D.; MURRAY, B.; TORRANCE, A. A. **Mist jet cooling of grinding processes**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 1171–1177.

BECKER, E.A. **Kraefte und kreisformfehler beim Spitzenlosen – Einstechschleifen**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1965.

BIANCHI, E. C.; MONICI, R. D.; NETO, L. D.; AGUIAR, P. R.; GUERMANDI, L. G. Estudo comparativo entre a agressividade superficial obtida na retificação com rebolos de óxido de alumínio e CBN, fabricados com ligantes resinoide e vitrificado. Cerâmica vol.57 no.344 São Paulo-- 2011

BIANCHI, E. C.; MONICI, R. D.; SILVA, E. J.; AGUIAR, P. R.; VALARELLI, I. D. **Análise do Comportamento da Microestrutura de Materiais endurecidos Retificados com rebolos de CBN**. Material Research, Vol. 3, nº 4, 2000.

BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R. **Formas otimizadas para a aplicação de fluidos de corte na retificação dos metais**. In.: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais - CBECIMAT, Natal, RN, Brasil, 2002.

BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R. PIUBELI, B. A. **Aplicação e utilização de fluidos de corte nos processos de retificação**. Editora Artliber, 2004.

BOETTLER, E. **Konzept und Technologie Grundlagen zum Aufbau eines Informationszentrum fuer die Schleifbearbeitung**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1978.

BRINKSMEIER, E.; BORCKHOFF, T. **Randschicht – Wärmebehandlung durch Schleifen**, Härtereitechnische Mitteilungen, 1994.

BRINKSMEIER, E.; WILKENS, A.; GIESE, E. **In-Prozess-Temperaturmessung ermöglicht optimale Auslegung des Kühlschmierstoffs**. MM- MaschinenMarkt - Das Portal Industrie, 2009.

BRINKSMEIER, E.; GARBRECHT, M.; HEINZEL, C.; KOCH, Th. and ECKEBRECHT, J. **Current Approaches in Design and Supply of Metalworking Fluids**, Tribology & Lubrificationtechnology, Jan. 30, 2009.

BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; MEYER, L.; WITTMANN, M.: **Bewertung der Effektivität der Kühlschmierstoffzufuhr beim Schleifen**, Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, 61. Ausgabe, (2004), pp. 2–16.

BRINKSMEIER, E.; HEIZEL, C.; WITTMANN, M. SCHMID, U. FREYER, M. RATHA, H. J. **Como a aplicação do fluido refrigerante pode ser melhorada na retificação**. Revista Máquina e Metais, outubro, 2001.

BRINKSMEIER, E.; PETERS, J. and KÖNIG, W. „**Residual Stress – Measurement and causes in machining processes**”, Annal of the CIRP, Vol. 3, n°2, 1982.

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 a 189.

CALLISTER, W. D. **Materials Science and Engineering: An Introduction**. 8. ed. Nova York: Ed. John Wiley & Sons. Inc, 2010.

CATAI, R. E. **Otimização das condições de refrigeração/lubrificação no processo de retificação cilíndrica de mergulho**. Dissertação - Universidade Paulista – Guaratinguetá, 2004.

CATAI, R. E.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R; MATOSKI, A.; CERRI, J. A. **Como a variação do fluido de corte influencia as circularidades, tensões residuais e microestrutura do aço VC 131**. Revista Máquinas e Metais, n°502, novembro de 2007.

CHANDLER, H.; FLINT, V.; DAVIDSON, G. M.; BORING, R. L.; POWERS, C. L. **Heat Treater’s Guide – ASM International - Practices and Producedures for Irons and Steels**. 1995.

CHEN, X.; ROWE, W.B.; CAI, R.: **Precision grinding using CBN wheels**, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42(5), 2002.

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, 35, v.12, 1997.

DIN 7182, DEUTSCH INSTITUT FÜR NORMUNG: **Maße, Abmaße, Toleranzen und Passungen; Grundbegriffe**, 1986.

DINIZ, A. E. Apostila do curso de especialização em Automação Industrial – **Processos abrasivos de Usinagem**: Retificação com rebolos abrasivos. UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, 2004.

DINIZ, A. E. Apostila de retificação da disciplina: **Usinagem dos Materiais** do curso de Engenharia Mecânica da UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, 2004.

FAZANO, C. A. T. V. **A Prática Metalográfica**. Ataque Químico para Revelação da Microestrutura de Aços Ferríticos. USP, 1980.

FRIEDRICH, D. **Prozessbegleitende Beeinflussung des geometrischen Rundungseffektes beim spitzenlosen Aussenrundeinstechschleifen**. Shaker Verlag, D82 (Dissertation, RWTH-Aachen), 2004.

FRIEDRICH, D. **In der Schatztruhe liegen noch viele Ideen**, Unternehmen Forschung – Industrieanzeiger, 2006.

GALLEGU, I. **Intelligent Centerless Grinding: Increasing Precision and Productivity**. Center for Materials Processing and Tribology Seminar, 2007.

GONÇALVES NETO, L. M.; FUNES JUNIOR, H.; GONÇALVES, R. M.; BIANCHI, E. C. **Análise do Erro de Circularidade de Peças Submetidas a Rotações Críticas Durante o processo de Retificação Centerless**. 6º Congresso brasileiro de Engenharia de Fabricação, 6º COBEF, Caxias do Sul – RS – Brasil, 2011.

GRIFFITHS, B. **“Manufacturing Surface Technology”** Surface integrity & functional performance, London: Penton Press, 2001.

GRINKO, S. **Thermo-mechanisches Schädigungsmodell für das (Zahnflanken) Profilschleifen**. Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades Doktoringenieur. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2006.

GURNEY, J. P., **An Analysis of Centerless Grinding**. ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, doi: 10.1115/1.3670475, 2011.

HASSUI, A.; DINIZ, A. E. **Correlation surface roughness and vibration on plunge cylindrical grinding of steel**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.43, 2003.

HECKER, R. L.; LIANG, S. Y. **Predictive modeling of surface roughness in grinding**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 43 (2003) 755-761.

HEINZEL, C. **Methoden zur Untersuchung und Optimierung der Kühlschmierung beim Schleifen**. Dissertation zur Erlangung des Grades Doktor-Ingenieur genehmigte. Universität Bremen, 1999.

HEINZEL, C. **Optimale Kühlschmierung verbessert den Schleifprozess**. MM-MaschinenMarkt - Das Portal Industrie, 2001.

INA – (*Schaeffler Brasil*). **Queima de Retificação – Pré-condições para evitar a queima de retificação**. Versão 1, Abr. 2009.

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

ISO 683-17 – INTERNATIONAL STANDARD - **Heat-treated steels, alloy steels and free-cutting steels**. Part 17: Ball and roller bearing steels, Second edition, 1999.

JILES, D., **Introduction to Magnetism and Magnetic Materials**, Chapman & Hall : USA, 1998.

JOKA, H. J.: **In Form geschliffen Weiterentwicklungen des Schleifens legen im Tempo zu**, Präzisionswerkzeuge – Industriebedarf, 4/2006.

KING, R. I., HAHN, R. 5. **Handbook of Modern Grinding Technology**. 3a Ed., Cap.6, P.119-167, 1992.

KIRCHGATTER, M. **Einsatzverhalten genuteter CBN-Schleifscheiben mit keramischer Bindung beim Außenrund-Einsteichschleifen**. Technischen Universität Berlin - Grades Doktor der Ingenieurwissenschaften, 2010.

KISSLER, H.: **Zespannung per Trockenbearbeitung – Vorteile auf Kostenseite sowie beim Umwelt- und Arbeitsschutz**, Industriebedarf, 6/2006.

KLOCKE, F.; KÖNIG, W., **Fertigungsverfahren: Schleifen, Honen, Läppen**. VDI Verlag GMBH, Düsseldorf, 2005.

KLOCKE, F., SCHULZ, A., GERSCHWILER, K., REHESE, M., **Clean Manufacturing Technologies – The Competitive Edge of Tomorrow**. The International Journal of Manufacturing Science & Production, Vol.1, No.2, pp. 77-86, 1998.

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

KÖNIG, W., **Fertigungsverfahren: Schleifen, Honen, Läppen**. VDI Verlag, GMBH Runeldorf, 1980.

KRAJNIK, P.; DRAZUMERIC, R.; VRABIC, R.; KOPAC, J. **Advances in Centerless Grinding Modelling and Simulation**. Advances in Production Engineering & Management (2009) 3, 115-126, ISSN 1854-6250.

KUMAR, S.; YADAV, M.; AGRAWAL, P.; KHAN, M. Z.; VASHISTA, M. **Assesment of Microhardness Profile in Grinding Using Barkhausen Noise Technique at Various Analysis Parameters**. ISRN Materials Science, vol. 2011, Article ID 525078, 5 pages, 2011.

LINDSAY, R. **Fundamental of Precision Production Grinding**. SME Society of Manufacturing Engineers, Detroit, 1999.

LOPES, J. R. **Análise do Comportamento do fluxo de Fluido LubriRefrigerante em Tubeira do Tipo Sapata para a Retificação em Alta Tecnologia**. Tese de doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2007.

LORTZ, W. **Bestimmung der Schneidenraumstruktur von Schleifscheiben**, Ind. Anz 1974.

MALKIN, S. **Grinding Technology: Theory and Aplication of Machining With Abrasives**. 1. ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989.

MALKIN, S; GUO, C.: “**Grinding Techonology**”. In: theory and aplications of machining with abrasives. 2.ed. , 2008.

MALKIN, S.; GUO, C. **Thermal analysis of grinding**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2007.

MAO, C.; ZHOU, Z. X.; REN, Y. H. e ZHANG, B. **Analysis and FEM Simulation of Temperature Field in Wet Surface Grinding**, Materials and Manufacturing Processes, 25:6, 399-406, DOI: 10.1080/10426910903124811, 2010.

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

MARINESCU, I. D.; ROWE, W. B.; DIMITRV, B.; INASAKI, I. **Tribology of abrasive machining processes**. William Andrew Publishing, 2004.

MEIS, F. U. **Geometrische und Kinematische Grundlagen fuer das spitzenlose Durchlaufschleifen**. Disseretation, RWTH – Aachen, 1980.

MEYER, B.; KRAJNIK, P. **Simulation macht das Spitzenlosschleifen kleiner Stückzahlen rentabler**. MM- MaschinenMarkt - Das Portal Industrie, 2007.

MIKROSA, Körber Schleifring. **Prokuktionlösungen für spitzenlos Aussenrundscheifen**, 2005.

MIX, P. E. **Introduction to Nondestructive Testing: A Training Guide**, Second Edition. Wiley Publishing, 2005.

MONICI, R. D.; BIANCHI, E. C.; CATAI, R. E.; AGUIAR, P. R. **Analysis fo the different forms of application and types of cutting fluid used in plunge cylindrical grinding using convencional and superabrasive CBN grinding wheels**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006.

NELSON, D.V.; RICKERS, R. E.; EVANS, W. P. **Residual stresses in quenched and tempered plain carbon steel** – SAE tech., 1971.

NORTON Abrasivos, Simpósio de Retificação 2009. Módulo: **Retificação Centerless**, São Paulo, 2009.

NUSSBAUM, G. CH. **Rebolos e Abrasivos** - Tecnologia Básica, Vol.: I, II e III. Livraria e Editora Jacomo Ltda, 1988.

O’SULLIVABA, D.; COTTERELL, M.; TANNER, D.A.; MÉSZÁROS, I. “Characterisation of ferritic stanless steel by Barkhausen techniques”, NDT&E International 37, 2004.

OTTO, K.; KUTTKAT, B., Spitzenlossschleifmaschinen erschliessen Produktivitätspotenzial. MM-MachineMarkt – Das IndustrieMagazin, 2008.

OZTURK S. e ALTAN, E., **Slip-line metal cutting model with negative rake angle**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2012.

RABIEY, M. **Dry Grinding with CBN Wheels**. Dissertation, Universität Stuttgart, 2010.

RAMESH, K.; HUANG, H.; YIN, L. **Analytical and experimental investigation of coolant velocity in high speed grinding**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 1069–1076.

ROWE, W. **Principles of Modern Grinding Technology**. Willian Andrew, First Edition, 2009, p.36.

RUNGE, P. R. F.; DUARTE, G. N. **The effect deformation on the contact area in grinding**. In Annals of the CIRP, 1993.

SALES, W. F. **Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluídos de corte**. Tese de Doutorado, Uberlândia, MG, Abril, 1999.

SANCHES, J. A.; POMBO, I.; ALBERDI, R.; IZQUIERDO, B.; ORTEGA, N. PLAZA, S. MARTINEZ-TOLEDANO, J. **Machining evaluation of a hybrid MQL-CO2 grinding technology**. Journal of Cleaner Production 18 (2010) 1840 e 1849.

SHACKELFORD, J. F. **Introdução à Ciências dos Materiais**. 6ª Edição. Person Education do Brasil, 2008.

SCHIBISCH, D. M.; FRIEDRICH, U. **A Tecnologia de Superfinish – As mais finas superfícies para a mais alta precisão**. Verlag Moderne Industrie, 2002.

SCHMIDT, E. **Standzeituntersuchung an Schleifscheiben**. Diplomarbeit, Fachhochschule des Landes Rheinland Pfalz, 1989.

SCHMIDT, J. T.; SKEIE, K.; MCINTIRE, P.; **Americam Society of Nodestrutive Testing**. *Nondestructive Testing handbook - Magnetic Particle Testing*. 2 edition, Volume 6, 1989.

SCHREITMÜLLER, H. **Kinematische Grundlagen fuer die Praktische Anwendung des Spitzenlosen Hochleistungsschleifens**. Dissertation, RWTH – Aachen, 1971.

SHAW, M. C.; VYAS, A. Heat-affected zones in grinding steel. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 43(1), 279-282. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)62213-6, 1994.

SHIH, A. J. **A New Regulating Wheel Truing Method for Through-Feed Centerless Grinding**. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2001.

SIKALIDIS, C. **Advances in Ceramics – Synthesis and Characterization, Processing and Specific Applications**. Intech Open Access Publisher, 2011.

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

SLONIMSKI, W. I. **Theorie und Praxis des spitzenlosenschleifesns**. VEB Verlag Technick, Berlin, 1956.

SREEJITH, P.S., NGOI, B.K.A. **“Dry machining: machining of the future”**, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 101, No. 1-3, 2001.

TAWAKOLI, T.; VERSALI, A. **V-Düse Steigert Effizienz der Kühlschmierung beim Schleifen**. MM-MachineMarkt – Das IndustrieMagazin, 27-07-2010.

TAWAKOLI, T.; HEISEL, U.; LEE, D. H.; DANESHI, A. **An Experimental Investigation on the Characteristics of Cylindrical Plunge Dry Grinding with Structured CBN Wheels**. Fifth CIRP Conference on High Performance Cutting, 2012.

TAWAKOLI, T.; HADAD, M. J.; SADEGHI, M. H.; **Investigation on minimum quantity lubricant-MQL grinding of 100Cr6 hardened steel using different abrasive and coolant-lubricant types**. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010.

TAWAKOLI, T.; RABIEY, M. **Trockenschleifen mit CBN-Schleifscheiben – Der Effekt der Makrotopographie**. Wissenschaft & Forschung, 2009.

THOMAS, J.; MOHAN, J.; KENDRISH, S.; FIX, R. M.: **Techniques for the Measure of Microstructure and Residual Stress in Componetes Subject to Rolling Fatigue**. SAE International, 2009.

TYROLIT. **Ferramentas abrasivas: Construção da Ferramenta Abrasiva**, 2010.

UDDEHOLM. Disponível em: http://www.uddeholm.com/files/TB_grinding-english.pdf. Acesso em: 05 junho 2013.

VASHISTA, M.; KUMAR, S.; GHOSH, A. PAUL, S. **Surface Integrity in Grinding Medium Carbon Steel with Miniature Electroplated Monolayer CBN Wheel**. ASM International, 2009.

VIEIRA, JR., M.; LIBARDI, R.; CANCELIERI, H.A.; LIMA, A. **“Como o Calor pode Afetar à Integridade Superficial das Peças”**. *Revista Máquinas e Metais*, p. 28-36 fev. 1999.

WARNECKE, H.-J., WESTKÄMPER, E., **Einführung in die Fertigungstechnik**, Vieweg + Teubner, Stuttgart 2001.

WEBER, A. **Unterlagen Technologie-Schulung – Centerless Schleifen**. IWH – Group Schaeffler, Homburg, 1994.

WEBSTER, J. A.; GRÜN, P. **Form und Position der Zufühdüsen beeinflussen die Schleifqualität**, MM-MachineMarkt – Das IndustrieMagazin, 2009.

WEBSTER, J. A.; GRÜN, P. **Coolant Calculus – Directing coolant into the right place, at the right speed, in the right quantity.** Cutting Tool Engineering Magazine, vol. 60, nº 2, 2008.

WEINGAERTNER, W. L. **Desenvolvimento de rebolos superabrasivos,** Revista Máquina e Metais, Aranda Editora – Ano XLIV nº503, Dezembro 2007.

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.

WITTMANN, M. **Bedarfsgerechte Kühlschmierung beim Schleifen.** Dissertação para obtenção do título de doutor. IWT Bremen, Alemanha, 2007.