



**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU**

**HAMILTON JOSÉ DE MELLO**

**RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO COM GEOMETRIA  
INTERROMPIDA SOB CONDIÇÃO DE REFRIGERAÇÃO CONVENCIONAL  
E OTIMIZADA UTILIZANDO REBOLO DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO COM  
LIGANTE RESINOIDE E VITRIFICADO**

**BAURU - SP**

**2017**



**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU**

**HAMILTON JOSÉ DE MELLO**

**RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO COM GEOMETRIA  
INTERROMPIDA SOB CONDIÇÃO DE REFRIGERAÇÃO CONVENCIONAL  
E OTIMIZADA UTILIZANDO REBOLO DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO COM  
LIGANTE RESINOIDE E VITRIFICADO**

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

**BAURU - SP**

**2017**

Mello, Hamilton José de.

Retificação do aço ABNT 4340 endurecido com geometria interrompida sob condição de refrigeração convencional e otimizada utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e vitrificado / Hamilton José de Mello, 2017

161 f. : il.

Orientador: Eduardo Carlos Bianchi

Tese (Doutorado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2017

1. Retificação cilíndrica. 2. Corte interrompido. 3. Aço ABNT 4340. 4. Fluido de corte. I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II. Título.

**ATA DA DEFESA PÚBLICA DA TESE DE DOUTORADO DE HAMILTON JOSÉ DE MELLO, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA - CÂMPUS DE BAURU.**

Aos 28 dias do mês de julho do ano de 2017, às 08:00 horas, no(a) Auditório da Pós-graduação FEB, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI - Orientador(a) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru - UNESP, Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. CARLOS ALBERTO SOUFEN do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. ALISSON ROCHA MACHADO do(a) FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA / UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA, Prof. Dr. CARLOS ELIAS DA SILVA JUNIOR do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade Tecnológica Federal do Paraná - UTFPR, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da TESE DE DOUTORADO de HAMILTON JOSÉ DE MELLO, intitulada **RETIFICAÇÃO DE PEÇAS COM GEOMETRIA INTERROMPIDA FEITAS EM AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO, USANDO REBOLOS DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO COM LIGANTE VITRIFICADO E RESINOIDE, SOB REFRIGERAÇÃO ABUNDANTE E ALTA PRESSÃO**. 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. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ



Prof. Dr. CARLOS ALBERTO SOUFEN



Prof. Dr. ALISSON ROCHA MACHADO



Prof. Dr. CARLOS ELIAS DA SILVA JUNIOR

**PROPOSTA DE ALTERAÇÃO DO TÍTULO**

A BANCA EXAMINADORA PROPÕE A ALTERAÇÃO DO TÍTULO DO TRABALHO DO ALUNO:

**HAMILTON JOSÉ DE MELLO**

DE: RETIFICAÇÃO DE PEÇAS COM GEOMETRIA INTERROMPIDA FEITAS EM AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO, USANDO REBOLOS DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO COM LIGANTE VITRIFICADO E RESINOIDE, SOB REFRIGERAÇÃO ABUNDANTE E ALTA PRESSÃO

PARA:

Retificação do aço ABNT 4340 endurecido com Geometria interrompida sob condição de refrigeração convencional e otimizada utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e vitrificado

Bauru, 28 de julho de 2017.

  
**Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi**  
**Orientador**

## DEDICATÓRIA

Dedico aos meus familiares que colaboraram direta ou indiretamente na realização desse trabalho: meus pais Nelson (*in memorian*) e Conceição, à minha esposa Silvana e aos meus filhos Gabriel, Gabriela e Lara, sem cujos carinhos e dedicação não teria podido chegar até aqui.

## AGRADECIMENTOS

Expresso os meus mais sinceros agradecimentos:

Primeiramente e especialmente a DEUS pelo dom da vida, por ter me concedido saúde, força e paciência para resolver as adversidades e por todas as bênçãos.

Aos meus pais Nelson (*in memoriam*) e Conceição, aos quais devo minha vida, por me ensinarem valores e estarem sempre concentrados na árdua tarefa de me mostrar o caminho da sinceridade e honestidade, e pela dedicação incansável no aprimoramento da minha formação.

A minha esposa Silvana e os meus filhos Gabriel, Gabriela e Lara, pelo amor, paciência, carinho, constante incentivo e encorajamento que contribuíram muito para realização desta pesquisa.

Ao meu estimado orientador Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi pelo constante auxílio, paciência, amizade e pela confiança em meu potencial acadêmico, apoiando e me incentivando nos momentos difíceis que apareceram durante a realização deste trabalho, buscando sempre extrair deste os melhores resultados. Na verdade, um segundo pai!!!

Ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, câmpus Bauru pela oportunidade que me foi concedida.

A Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista - campus de Bauru, com distinção aos Departamentos de Engenharia Mecânica e de Engenharia Elétrica, por gentilmente ceder os Laboratórios de Usinagem por Abrasão - LUA, de Materiais – LABMAT e de Aquisição e Processamento de Sinais – LADAPS, para a elaboração deste trabalho; pelos recursos disponibilizados, por acreditar e se preocupar com a educação dos alunos.

Aos Professores Doutores Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez e Carlos Alberto Soufen pela participação em minha qualificação, com os esclarecimentos técnicos pertinentes e as valiosas sugestões para melhoria deste trabalho.

Ao aluno de iniciação científica Diego Rafael de Mello que teve participação fundamental neste trabalho colaborando em todas as fases.

Ao amigo José Claudio Lopes que colaborou de forma direta sempre com muita sinceridade e companheirismo durante a realização deste projeto.

Ao Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, que acompanhou e incentivou o trabalho, e sempre se disponibilizando a me ajudar naquilo que precisasse.

Aos docentes da Faculdade Engenharia de Bauru, notoriamente os Professores Gilberto de Magalhães Bento Gonçalves, Luiz Daré Neto, Vicente Luiz Scalon e Cesar Renato Foschini pela amizade sincera e pelas conversas sempre esclarecedoras sobre os mais diversos assuntos.

Aos servidores técnicos-administrativos da Faculdade de Engenharia de Bauru, de maneira especial Osmar Luis Martinelli, Hélio Aparecido de Souza, José Marcelo Felix da Silva, Isabel Cristina Fontes Saggiore, Célia Cristina do Espírito Santo Graminha, Alessandra Karine dos Santos Contador, Mauro Alves Rodrigues e Patricia Souza de Lima por todo suporte que me foi dado e por gentilmente colaborarem neste projeto.

Aos alunos de graduação e pós-graduação em Engenharia Mecânica da FEB – Unesp - Bauru, especialmente Luis Otávio Barreto de Sampaio Alves, Bruno Kenta Sato, Lucas de Martini Fernandes, Rafael Lemes Rodriguez, Roberta Silveira Volpato, Alan Polato Francelin, Rafael Polato Francelin, Kamira Miksza Fragoso, Ricardo Bega de Andrade, Rodrigo de Souza Ruzzi, Gilson Eduardo Tarrento e Wangner Barbosa da Costa que foram de grande importância no desenvolvimento deste trabalho.

A Fundação de Amparo a Pesquisa do Estado de São Paulo - FAPESP por ter nos concedido recursos para realizar esta pesquisa.

As empresas Norton Abrasivos e Sivat Abrasivos pela doação dos rebolos e apoio fornecido ao grupo de pesquisa e à Quimatic Tapmatic do Brasil, por fornecer os fluidos de corte usados neste trabalho.

A todos os amigos e familiares que contribuíram mesmo que de forma indireta para realização deste trabalho, e que por ventura possa ter esquecido de citar.



Por mais inteligente que alguém possa ser, se não for humilde, o seu melhor se perde na arrogância. A humildade ainda é a parte mais bela da sabedoria.

(autor desconhecido)

## RESUMO

A busca por melhorias no processo de usinagem é cada vez maior, principalmente no que diz respeito aos procedimentos finais de corte, como a retificação. Isso porque tais técnicas é que irão garantir, na maioria das vezes, os parâmetros tão desejados no produto final, como tolerâncias dimensionais e geométricas, além da rugosidade. Especificamente no campo da retificação, muito já se avançou com o desenvolvimento de métodos de dressagem de rebolos, de lubrificação e outros mais. Todavia, todos estes progressos foram conseguidos apenas no que diz respeito ao corte contínuo. Nesse sentido, torna-se necessário o estudo de todos estes parâmetros no processo de retificação por corte interrompido (peça com ranhuras), pois pouco, ou mesmo nenhum conhecimento e/ou estudo foi desenvolvido com este enfoque, visto que não é encontrado material algum na literatura formal, salvo aqueles em que o rebole é o detentor das ranhuras. Na retificação, o calor gerado na zona de corte é extremamente elevado e o uso de fluidos de corte se faz indispensável para que seja possível refrigerar tanto a peça quanto o rebole. O uso adequado dos fluidos implica em melhorias na operação de corte, propiciando uma maior produtividade, e, por isso, o mais comum é a utilização de fluido em abundância, tendo em vista que os agentes de arrefecimento e lubrificação são capazes de proporcionar uma retificação muito satisfatória, sem que haja quaisquer danos térmicos. Portanto, a presente tese teve o propósito de estudar o processo de retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340, temperado e revenido com dureza média de 54 HR<sub>C</sub> com corte descontínuo (no qual o corpo de prova é que possui os entalhes) sob aplicação de refrigeração abundante e de alta pressão. Os rebolos que foram utilizados são do tipo convencional de óxido de alumínio, com ligante vitrificado e outro com ligante resinoide. A análise dos resultados foi feita através da avaliação das variáveis de saída do processo de retificação, tais como: comportamento de força tangencial de corte, rugosidade, desvios de circularidade, emissão acústica, desgaste diametral do rebole, microscopia óptica e microdureza.

**Palavras-chave:** *Retificação cilíndrica, corte interrompido, aço ABNT 4340, fluido de corte, refrigeração.*

## ABSTRACT

The search for improvement in the process of machining is always increasing, especially in regards to the final cutting procedures, like grinding. That is because such techniques will guarantee, most of the time, the much desired parameters of the final product, such as dimensional and geometric tolerances, besides surface roughness. Specifically in the field of grinding, there has been much advancement with the development of grinding wheel dressing methods, lubrication and cooling and more. However, all this progress was obtained only when it comes to continuous cutting. In that sense, it becomes necessary to study all these parameters in the process of interrupted cutting in grinding (workpiece with grooves), since little to no knowledge and/or study was developed with that focus, seeing that no material is found in the formal literature, except for that in which the grinding wheel is the element with grooves. In grinding, the heat generated in the cutting zone is extremely high and the use of cutting fluids becomes indispensable to allow the cooling of both workpiece and grinding wheel. The adequate use of cutting fluids brings improvements in the cutting operation, providing higher productivity, and, because of that, the most usual technique is to use abundant cutting fluids, seeing that the cooling and lubrication agents are capable of providing a much more satisfactory grinding, without the occurrence of thermal damage. Therefore, the present thesis held the purpose of studying the process of external cylindrical grinding of the ABNT 4340 steel, quenched and tempered with an average hardness of 54 HRc in discontinuous grinding (in which the workpiece is the element with grooves) under application of abundant and high pressure cooling. The grinding wheels used were conventional aluminum oxide wheels, one with vitrified bond and the other with resin bond. The analysis of the results was made through the evaluation of the output variables of the grinding process, such as: behaviour of tangential cutting force, surface roughness, circularity deviations, acoustic emission, diametrical wear of grinding wheel, optic microscopy and microhardness of the workpiece.

**Keywords:** cylindrical grinding, interrupted cutting, ABNT 4340 steel, cutting fluid, cooling.

## SUMÁRIO

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Lista de Abreviaturas e Símbolos

Resumo

Abstract

1	Introdução	13
1.1	Objetivo	14
2	Revisão bibliográfica	15
2.1	Processo de retificação	15
2.2	Retificação cilíndrica externa de mergulho	17
2.2.1	O ciclo da retificação cilíndrica externa	18
2.2.2	Parâmetros do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho	20
2.3	Rebolos	21
2.3.1	Caracterização do rebolo	22
2.3.2	Dureza do rebolo	23
2.3.3	Estrutura do rebolo	24
2.3.4	Abrasivos	25
2.3.4.1	Granulometria	26
2.3.5	Rebolo de óxido de alumínio (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	26
2.3.6	Ligantes	28
2.3.6.1	Resinoides	28
2.3.6.2	Vitrificados ou cerâmicos	29
2.3.7	Processo de dressagem do rebolo	30
2.3.7.1	Dressagem mecânica	30
2.3.7.2	Momento certo de realizar a dressagem	32
2.4	Fluidos de corte	33
2.4.1	Importância da aplicação dos fluidos de corte no processo de retificação	34
2.4.2	Classificação dos fluidos de corte	34
2.4.2.1	Fluidos a base de água	36
2.4.2.1.1	Emulsões de óleo concentrado	36
2.4.2.1.2	Emulsões semi-sintéticas	38
2.4.2.1.3	Emulsão sintéticas	38

2.4.3	Problemas causados pelos fluidos	38
2.4.4	Custos dos fluidos de corte no processo	39
2.4.5	Danos à saúde causados pelos fluidos de corte	39
2.4.6	Manutenção e descarte dos fluidos	40
2.4.7	Otimizações na aplicação dos fluidos de corte	41
2.5	Corte interrompido	44
2.5.1	Fresamento	45
2.5.2	Torneamento	46
2.5.3	Retificação	47
2.6	Variáveis de saída no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho	49
2.6.1	Rugosidade	49
2.6.2	Desvios de circularidade	50
2.6.3	Desgaste diametral do rebolo	51
2.6.4	Microdureza	52
2.6.5	Análises metalográficas	53
2.6.6	Emissão acústica	54
3	Materiais e métodos	58
3.1	Material dos corpos de prova	58
3.2	Tipos de ferramentas utilizadas	62
3.2.1	Retificadora cilíndrica	62
3.2.2	Rebolos, dressador e parâmetro de dressagem	62
3.3	Sistemas de refrigeração convencional e otimizado	63
3.4	Equipamentos do sistema de aquisição de dados	65
3.4.1	Emissão Acústica	66
3.4.2	Potência elétrica do motor	66
3.4.3	Desgaste diametral do rebolo	67
3.4.4	Rugosidade	67
3.4.5	Circularidade	68
3.5	Preparação das amostras para análise metalográfica e microdureza	69
3.5.1	Microscopia ótica	71
3.5.2	Microdureza	72
3.6	Planejamento dos experimentos	73
4	Resultados	77
4.1	Rugosidade	77
4.2	Desvios de circularidade	83
4.3	Desgaste diametral do rebolo	89

4.4	Emissão acústica	93
4.5	Potência elétrica	97
4.6	Microestrutura do material usinado	102
4.7	Microdureza	110
5	Conclusões	118
6	Sugestões para trabalhos futuros	121
	Referências bibliográficas	123
	APÊNDICE A - Programas CNC utilizados na retificadora cilíndrica	133
	APÊNDICE B - Preparação das amostras para os ensaios de microdureza.	136
	APÊNDICE C - Microestrutura do material usinado	139

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Os seis elementos básicos envolvidos na retificação	15
Figura 2.2	Custos acumulados para a fabricação de um produto e seu valor agregado	16
Figura 2.3	Operação de retificação cilíndrica externa de mergulho	18
Figura 2.4	Representação do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho	19
Figura 2.5	Principais constituintes do reboło	22
Figura 2.6	Classificação de rebolos de retificação	23
Figura 2.7	Esquemática da operação de dressagem	31
Figura 2.8	Esquemática da ação de emulgadores em uma emulsão	37
Figura 2.9	Custos com fluido de corte	39
Figura 2.10	Exemplo de dispositivo usado para diminuição da barreira aerodinâmica	42
Figura 2.11	Bocal otimizado proposto por Webster	42
Figura 2.12	Geometria do equipamento utilizado baseado no bocal de Webster	43
Figura 2.13	Detalhes do reboło com micro cavidades	48
Figura 2.14	Emissão acústica em função do tipo de refrigeração	56
Figura 3.1	Desenho dos corpos de prova	61
Figura 3.2	Matriz de experimentos	76
Figura 4.1.1	Rugosidade média ( $R_a$ ) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando reboło de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração	78
Figura 4.1.2	Rugosidade média ( $R_a$ ) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando reboło de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração	80
Figura 4.1.3	Rugosidade média ( $R_a$ ) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional	81
Figura 4.1.4	Rugosidade média ( $R_a$ ) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão	82

Figura 4.2.1	Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração	84
Figura 4.2.2	Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração	85
Figura 4.2.3	Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional	86
Figura 4.2.4	Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão	88
Figura 4.3.1	Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração	89
Figura 4.3.2	Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração	90
Figura 4.3.3	Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional	91
Figura 4.3.4	Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão	92
Figura 4.4.1	Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de $Al_2O_3$ com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração	94
Figura 4.4.2	Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de $Al_2O_3$ com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração	94



Figura 4.4.3	Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional	95
Figura 4.4.4	Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão	95
Figura 4.5.1	Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração	98
Figura 4.5.2	Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração	99
Figura 4.5.3	Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional	101
Figura 4.5.4	Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão	101
Figura 4.6.1	Fotomicrografias do corpo de prova nos estados: (a) laminado e normalizado e (b) temperado e revenido	103
Figura 4.6.2	Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial $v_f = 0,75$ mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional (a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes	105
Figura 4.6.3	Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial $v_f = 0,75$ mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional (a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes	106
Figura 4.6.4	Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial $v_f = 0,75$ mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada (a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes	107

Figura 4.6.5	Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial $v_f = 0,75$ mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada (a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes	108
Figura 4.7.1	Microdurezas Vickers obtidas dos corpos de prova antes dos ensaios de retificação em função da profundidade abaixo da superfície a ser usinada	110
Figura 4.7.2	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional	111
Figura 4.7.3	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional	111
Figura 4.7.4	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional	112
Figura 4.7.5	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional	112
Figura 4.7.6	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional	113
Figura 4.7.7	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional	113
Figura 4.7.8	Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada	114

- Figura 4.7.9 Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada 114
- Figura 4.7.10 Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada 115
- Figura 4.7.11 Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada 115
- Figura 4.7.12 Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada 116
- Figura 4.7.13 Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada 116

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Propriedades de alguns materiais abrasivos	25
Tabela 2.2	Classificação dos fluidos para processamento de base líquida	35
Tabela 2.3	Caracterização dos principais tipos de fluidos	36
Tabela 3.1	Composição química do aço ABNT 4340 (% em peso)	59
Tabela 3.2	Normas de equivalência do aço ABNT 4340	60
Tabela 3.3	Valores de dureza antes e após têmpera	62
Tabela 3.4	Itens da matriz de experimentos	74
Tabela 3.5	Condições de usinagem utilizadas constantes em todos os ensaios	75

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

a	profundidade de retificação	[ $\mu\text{m}$ ]
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
$a_d$	profundidade de dressagem	[ $\mu\text{m}$ ]
ASTM	American Society for Testing and Materials	
b	largura de retificação	[mm]
CBN	Nitreto Cúbico de Boro	
CNC	comando numérico computadorizado	
$d_e$	diâmetro equivalente	[mm]
$d_s$	diâmetro do rebolo	[mm]
$d_w$	diâmetro da peça	[mm]
$F_{cl}$	Força que o jato de limpeza atinge a superfície de corte do rebolo	[N]
G	relação G	
$h_{eq}$	espessura equivalente de corte	[mm]
$h_{max}$	espessura teórica máxima do cavaco	[mm]
HK	Dureza Knoop	
HR <sub>C</sub>	Dureza Rockwell C	
HV	Dureza Vickers	
ISO	International Organization for Standardization	
$l_c$	comprimento de contato	[mm]
L	espaçamento médio entre grãos abrasivos	[mm]
$L_z$	Superfície do rebolo que é atingida pelo jato	[mm <sup>2</sup> ]
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante	
$n_s$	velocidade ou rotação crítica do rebolo	[rpm]
$n_w$	rotação da peça	[rpm]
$P'_{cl}$	critério de eficiência da limpeza	
$Q_w$	taxa de remoção volumétrica	[mm <sup>3</sup> /s]
$Q'_w$	taxa específica de remoção volumétrica	[mm <sup>2</sup> /s]
$R_a$	rugosidade média	[ $\mu\text{m}$ ]
RPM	rotações por minuto	[rpm]
$t_s$	tempo de centelhamento (spark-out)	[s]
$v_f$	velocidade de avanço ou mergulho	[m/min]
$v_s$	velocidade tangencial (ou periférica) do rebolo	[m/s]
$v_w$	velocidade tangencial (ou periférica) da peça	[m/s]

$v_s$	volume de rebolo gasto	$[\text{mm}^3]$
$v_w$	volume de material removido	$[\text{mm}^3]$
$\delta$	ângulo de deflexão do jato de limpeza	

## 1 INTRODUÇÃO

A retificação é caracterizada como um processo de usinagem por abrasão em que a ferramenta (rebolo) apresenta geometria não definida por ser composta de grãos abrasivos, os quais possuem várias arestas de corte e se distribuem de forma irregular (SILVIRSTEIN, 2006). Por ser utilizada para a obtenção de melhores tolerâncias dimensionais e geométricas e de melhores acabamentos superficiais na peça usinada, é considerado um processo de precisão e, geralmente, a parte final da seqüência de usinagem.

O processo de retificação é largamente empregado nas indústrias, geralmente em peças que oferecem um corte contínuo. Um problema pouco estudado, e que pode ocorrer ao se usinar uma peça, são geometrias de peças que proporcionem corte interrompido, como é o caso, por exemplo, da retificação de um eixo que possua um rasgo de chaveta. Este tipo de corte é usualmente estudado em processos convencionais como torneamento (DINIZ, 2005); no entanto, nada foi encontrado na literatura formal no que se refere ao processo de retificação.

Dessa forma, a preocupação no processo é referente ao que pode vir a ocorrer com o par rebolo/peça ao receber vários impactos (ARMENDIA, 2010). O quanto que a geometria interrompida pode afetar o desgaste do rebolo e as variáveis mais usuais do processo como a rugosidade, circularidade, força de corte, dentre outros fatores, visto que o tema não é alvo de estudos consistentes, mesmo sendo uma usinagem comum nas empresas.

Além do estudo das condições do posterior estado do rebolo, é possível analisar se as variáveis de saída são mais satisfatórias utilizando fluidos de corte em abundância (refrigeração convencional) ou na forma otimizada (refrigeração em alta pressão). Em função das características refratárias dos abrasivos convencionais e pequenas seções dos cavacos gerados, o calor produzido em sua grande parte é transferido para peça, diferentemente do que ocorre com processos de usinagem com ferramenta de geometria definida, como o fresamento, por exemplo, em que grande parte do calor é transferida para o cavaco (MARINESCU *et al.*, 2007), deste modo o corte intermitente proporciona um período de arrefecimento no momento em que não há o acoplamento rebolo/peça.

## 1.1 Objetivo

A retificação é um processo muito utilizado nas indústrias, principalmente para a usinagem de perfis contínuos. No que se refere ao corte interrompido, ainda pouco se sabe a respeito, mesmo utilizando o processo de refrigeração convencional. De modo que a operação gera uma excessiva quantidade de calor, não podendo ser desprovida de refrigeração e, logo não havendo possibilidade da utilização do corte a seco (SHILLOR *et al.*, 2004).

Sendo embasado pelo fato da constante aplicação de peças e materiais que usufruem de manufatura que originarão um corte interrompido, tais como brocas e eixos virabrequim, por exemplo, sabe-se que comumente são empregados processos de retificação, onde em brocas tende-se em primeiro momento a criação dos sulcos e posteriormente a afiação dos mesmos, realizado em primazia como desbaste e por último como acabamento, e em eixos virabrequim, a complexa geometria e pontos de fixação dos mancais da biela são retificados em processo de acabamento, o que caracteriza como corte interrompido e que não possui estudos sobre os fenômenos que ocorrem durante o processo. Assim o déficit de estudos em um amplo conjunto de aplicações cotidianas do setor industrial visa o justificar deste estudo a fim de poder fundamentar as variáveis de saída concomitantes do processo.

A realização de ensaios com refrigeração abundante (convencional), por ser a mais utilizada no setor industrial, e refrigeração otimizada, a fim de criar parâmetros de adequação para cada aplicação e suas respectivas viabilidades decorrentes do número de ranhuras presentes na peça, possui ampla finalidade de estudar como os rasgos nos corpos de prova ajudam ou interferem na usinagem, uma vez que as peças foram dotadas de números diferentes de ranhuras, bem como diferentes larguras destas, com o objetivo de chegar a conclusões satisfatórias sobre as melhores maneiras de retificar uma peça de acordo com as características que ela apresentar.

O presente estudo visa definir qual o método de refrigeração mais adequado (otimizado ou em abundância) às diversas condições de usinagem (acabamento, semi-desbaste e desbaste) a fim de obter as melhores variáveis de saída (tais como: rugosidade da peça, força de corte, desvios de circularidade, dentre outros), além de estudar qual a influência do número de interrupções (ranhuras) na retificação do aço ABNT 4340, temperado e revenido, utilizando rebolo convencional de óxido de alumínio com ligantes vitrificado e resinoide.



## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste Capítulo é apresentada uma revisão bibliográfica sobre os principais assuntos tratados neste trabalho. É descrito o método de retificação cilíndrica externa por mergulho que será usado e as principais variáveis envolvidas, as duas formas de aplicação de fluido de corte utilizadas bem como será discutido o conceito de fluido de corte e de corte interrompido.

### 2.1 Processo de retificação

Retificação é um processo de usinagem por abrasão, no qual a remoção do material é realizada pela interação do abrasivo com a peça. Diferente dos processos onde se tem ferramentas de geometria definida, os abrasivos na retificação têm arestas de corte irregulares (REN *et al.*, 2009).

Marinescu *et al.* (2007) definem os seis principais elementos envolvidos no processo. São eles: a máquina retificadora, o rebolo abrasivo, a peça, o fluido de corte, o ar atmosférico e o cavaco, como ilustrado na Figura 2.1 em um processo de retificação plana, no entanto os mesmos elementos ocorrem na retificação cilíndrica externa de mergulho.

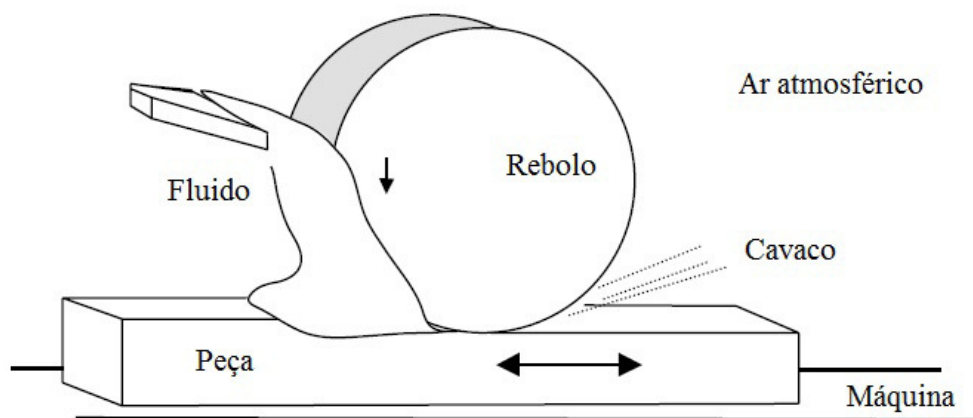


Figura 2.1 - Os seis elementos básicos envolvidos na retificação  
(MARINESCU *et al.*, 2007 – modificado)

Em processos de usinagem por abrasão, a ferramenta consiste em grãos orientados e posicionados de maneira aleatória que atuam como arestas de corte e individualmente removem material da peça para produzir uma superfície final. Considerando a natureza estocástica da topografia dos grãos abrasivos no rebolo e o alto número de variáveis no processo, as chances de alcançar condições ótimas repetidas vezes apenas por experimentos

são um tanto quanto baixas (ASLAN *et al.* 2015); no caso da retificação a ferramenta utilizada é chamada de rebolo, onde o mesmo se move a altas velocidades periféricas comparados com outros processos de usinagem (MARINESCU *et al.*, 2004).

De acordo com a norma DIN 8589 as operações de retificação são classificadas de acordo com a superfície do rebolo em contato com a peça e com o movimento de avanço do rebolo. De acordo com a forma geométrica das superfícies obtidas, são divididas em cilíndrica externa, cilíndrica interna, plana e plana rotativa. De acordo com o movimento de avanço são divididas em tangencial de mergulho, tangencial de passagem, lateral (ou de face) de mergulho e lateral de passagem. Em relação à fixação, a retificação cilíndrica pode ser classificada entre pontas ou sem centros (*centerless*).

A retificação é o processo de usinagem recomendado quando é necessária uma elevada qualidade superficial, dimensional ou geométrica do componente usinado. Em função disto, esse processo está, normalmente, na etapa final da sequência de operações de usinagem e, por isso, quando chega a esse estágio a peça já tem alto valor agregado, o que encarece muito uma possível rejeição desta (HASSUI, 2002).

A Figura 2.2 ilustra os custos acumulados para a fabricação de um produto e o consequente valor agregado do mesmo.

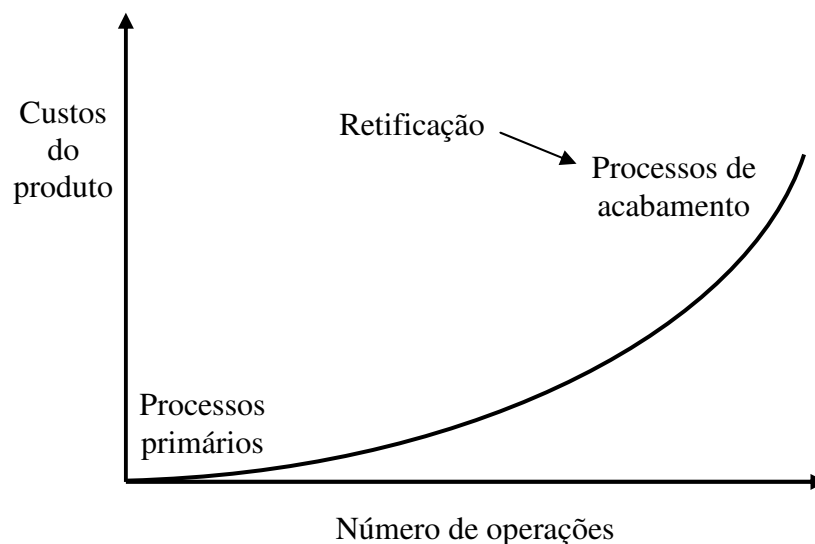


Figura 2.2 - Custos acumulados para a fabricação de um produto e seu valor agregado (ROWE, 2009 - modificado).

Segundo Linke (2016), o cálculo dos custos com a retificação engloba desde os custos com a aquisição da ferramenta até os custos com processos auxiliares, tais como

condicionamento do rebolo e troca de ferramenta. Os custos com o condicionamento do rebolo podem variar dependendo da escolha do ligante da ferramenta.

Assim, a superfície final da peça usinada é resultado da interação de uma grande quantidade de grãos que atuam individualmente retirando uma quantidade muito pequena de material da peça (interação a qual varia de acordo com diversos fatores, como os parâmetros do processo, rebolo e peça utilizada) através de ação mecânica de um grão abrasivo de tamanho e forma irregulares, produzindo, assim, a superfície usinada de melhor qualidade (SILVERSTEIN, 2006).

Segundo Nguyen e Butler (2005), o completo entendimento deste processo ainda tem que ser alcançado. A natureza de interação grão/peça é muito complexa e depende de vários fatores que envolvem o rebolo, a peça, tipos de fluidos de corte, a máquina-ferramenta e parâmetros do processo. A complexidade da retificação é consequência da grande quantidade das arestas de corte, da aleatoriedade do seu formato e da contínua alteração da geometria das arestas de corte durante a retificação, devido ao desgaste e fratura das partículas abrasivas.

## 2.2 Retificação cilíndrica externa de mergulho

Dentre os vários tipos de retificação existentes, tem-se a retificação cilíndrica, que é uma operação muito utilizada industrialmente. Na retificação cilíndrica externa de mergulho, o rebolo executa movimento de avanço numa direção perpendicular à superfície retificada. O rebolo normalmente é mais largo que o comprimento da peça, sendo possível fazer a retificação de várias superfícies simultaneamente através da montagem de diversos rebolos ou a retificação de perfis, através da afiação do rebolo no perfil adequado (DINIZ *et al.*, 2008).

A Figura 2.3 mostra o processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, bem como seus parâmetros de entrada e variáveis de saída.

Onde:  $v_s$  (mm/s) é a velocidade tangencial do rebolo ou de corte;  $d_s$  (mm) é o diâmetro do rebolo;  $l_c$  (mm) é o comprimento de contato;  $d_w$  (mm) é o diâmetro da peça;  $a$  (mm) é a profundidade de corte;  $v_w$  (mm/s) é a velocidade tangencial da peça e  $v_f$  (mm/s) é a velocidade de avanço do rebolo.

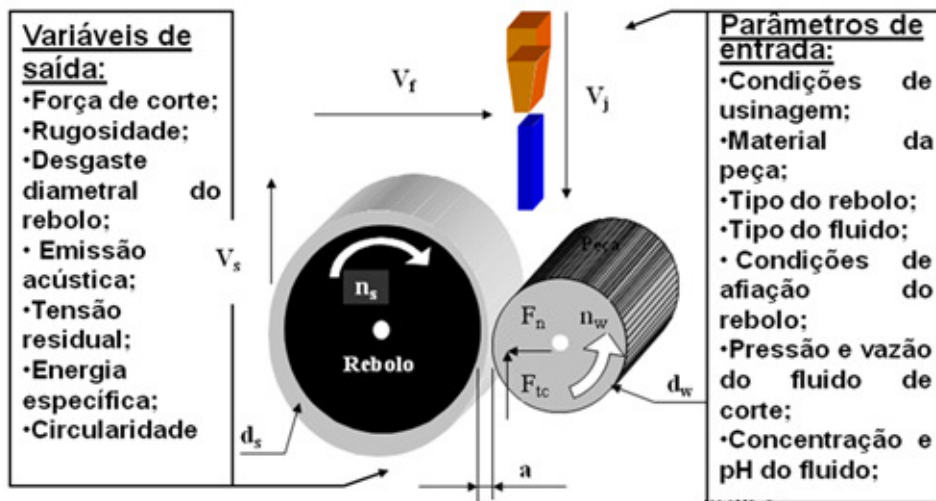


Figura 2.3 - Operação de retificação cilíndrica externa de mergulho

(MALKIN, 2008 - modificado)

### 2.2.1 O ciclo da retificação cilíndrica externa

O ciclo de retificação é definido como a combinação da execução de várias etapas que variam desde o posicionamento e fixação inicial da peça na máquina até o momento de retirada da mesma, seguindo uma série de especificações pré-estabelecidas (HASSUI & DINIZ, 2003).

Diniz *et al.* (2004) dizem que quando o rebolo toca a peça e tem início o seu avanço, ocorre deformação elástica desta e do eixo porta-rebolo, o que faz com que o avanço por volta desejado e comandado na máquina não seja o avanço real, resultando então que a posição real do rebolo fique atrasada em relação à posição teórica. Após algumas voltas, o avanço real se iguala ao avanço comandado, no entanto a diferença entre a profundidade de corte teórica e real continua. Segundo os mesmos autores, para garantir a dimensão desejada da peça, é necessário que, ao fim do corte, o rebolo pare seu movimento de avanço radial por alguns instantes até que o eixo porta-rebolo e a peça se recuperem da deformação elástica sofrida e voltem a suas dimensões originais. Nesse período ainda existe corte, porém com profundidade de penetração cada vez menor, à medida que a deformação regride. Denomina-se esta operação de tempo de *spark out* ou tempo de faiscamento.

Soares e Oliveira (2002) demonstram, na Figura 2.4, o ciclo de retificação:

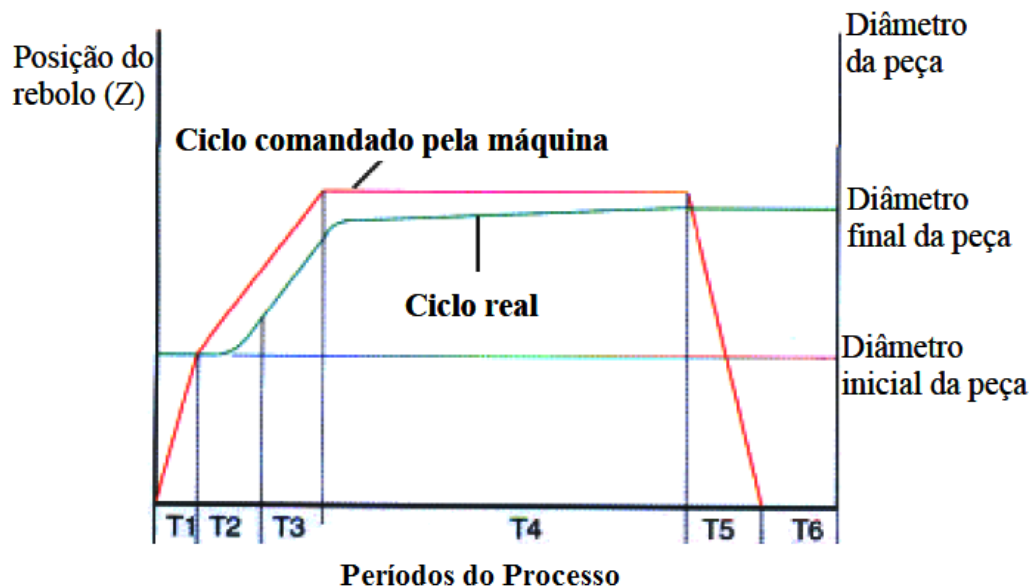


Figura 2.4 - Representação do ciclo de uma retificação cilíndrica de mergulho (SOARES & OLIVEIRA, 2002 - modificado)

Os períodos indicados no gráfico são caracterizados, mais detalhadamente, de acordo com Hassui e Diniz (2003), por:

- $T_1$  - *aproximação*: corresponde ao deslocamento da ferramenta em relação à peça, sem a ocorrência de remoção de material;
- $T_2$  - *início do corte*: neste instante se dá o contato entre o rebolo e a peça, proporcionando deformações elásticas em ambos e também na máquina. Estas deformações são responsáveis pelo atraso entre a posição real do rebolo e a posição indicada pelo comando da máquina. No momento do contato observam-se aumentos momentâneos da potência consumida pelo motor da máquina e também dos índices de emissão acústica;
- $T_3$  - *profundidade de corte*: atinge-se a profundidade total de corte estabelecida para um ciclo de retificação;
- $T_4$  - *spark out*: corresponde ao período de centelhamento, em que não há avanço do rebolo, permitindo, desta forma, eliminar as deformações adquiridas durante o período  $T_2$ . O tempo de *spark out* é de fundamental importância dentro de um ciclo de retificação, pois é neste momento que se atinge as tolerâncias dimensionais e geométricas com reduzidos valores de rugosidade superficial, característicos do processo de retificação;

- *T5 - recuo*: afastamento do rebolo, permitindo a retirada da peça usinada e a colocação de outra peça a ser trabalhada;
- *T6 - troca de peça e dressagem*: realização da operação da dressagem, a qual é composta pelo movimento do rebolo até o dressador, pela dressagem propriamente dita e pelo retorno do rebolo até a posição de trabalho.

### 2.2.2 Parâmetros do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho

De acordo com Malkin (1989), durante a retificação, a taxa de remoção de material ( $Q_w$ ) é um parâmetro determinado pela profundidade de corte ( $a$ ), pela velocidade relativa entre a peça e o rebolo ( $v_w$ ) e pela largura de retificação ( $b$ ). Dessa forma, Demirci *et al.* (2008) utilizam em seu trabalho a seguinte relação:

$$Q_w = a.V_w.b = \pi.d_w.V_f.b \quad (1)$$

Onde:  $V_f$  é a velocidade de avanço e  $d_w$  é o diâmetro da peça.

Ainda segundo Malkin (1989), pode-se obter a taxa específica de remoção de material ( $Q'_w$ ), dividindo a taxa de remoção de material ( $Q_w$ ) pela largura de retificação ( $b$ ) e com base nesta taxa específica pode-se avaliar a produtividade de um processo de retificação (KRUEGER *et al.*, 2000) :

$$Q'_w = a.V_w = \pi.d_w.V_f \quad (2)$$

Outro parâmetro do processo é a espessura equivalente de corte. Segundo Shaw (1996), a espessura da camada de material removida pelo rebolo com a velocidade periférica do mesmo denomina-se espessura equivalente de corte  $h_{eq}$ , sendo um parâmetro que permite quantificar uma condição de trabalho. Heinzl & Bleil (2007) definem esse parâmetro como a razão entre a taxa de remoção específica do material  $Q'_w$  e a velocidade de corte  $V_s$ , conforme a Equação (3):

$$h_{eq} = \frac{Q'_w}{V_s} = \frac{\pi.d_w.V_f}{60.1000.V_s} \quad (3)$$

Segundo Mayer & Fang (1995), a espessura teórica máxima do cavaco ( $h_{max}$ ) é diretamente proporcional aos parâmetros de usinagem como a espessura equivalente de corte e os parâmetros do rebolo como seu diâmetro, sendo determinada pela equação:

$$h_{max} = 2L \frac{V_w}{V_s} \sqrt{\frac{a}{D_s}} \quad (4)$$

Onde:  $L$  é o espaçamento médio entre grãos abrasivos e  $D_s$  é o diâmetro do rebolo.

Com base no trabalho de Guo & Chand (1998), com o propósito de obter superfícies de melhor acabamento e reduzir os danos induzidos na retificação, é interessante minimizar  $h_{max}$ . Porém, isto implica em menores taxas de remoção e assim, menor produtividade e ainda, conforme Heinzl & Bleil (2007), haverá um aumento na energia para remoção do material.

### 2.3 Rebolos

O rebolo é a ferramenta de corte utilizada no processo de retificação. Caracteriza-se como uma ferramenta de múltiplo corte, formada por aglomeração compacta de cristais duríssimos que cortam o metal, raspando-os com suas arestas cortantes, ou seja, é composto basicamente de grãos abrasivos de elevada dureza que efetuam o corte, presos a uma matriz aglomerante de um material menos duro (MALKIN, 2008).

Segundo Cai e Rowe (2004), citados por Webster e Tricard (2004), tal ferramenta engloba quatro partes fundamentais:

- grãos (convencionais ou superabrasivos);
- ligantes (unem e suportam todos os abrasivos);
- porosidade (acomodam os cavacos gerados e transportam os fluidos);
- desenho (perfil do rebolo, camada de abrasivo, material do corpo, resistência à força rotacional, precisão e resistência ao ataque químico).

A Figura 2.5 ilustra os principais componentes que dão origem ao rebolo.

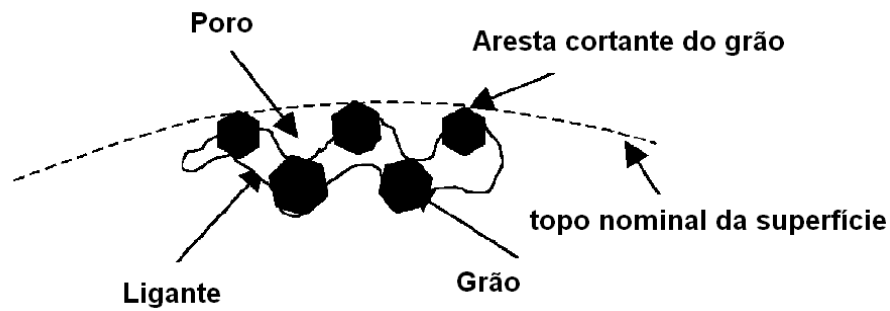


Figura 2.5 - Principais constituintes do rebolo (MARINESCU *et al.*, 2004)

Malkin (2008) relata que os grãos abrasivos formam arestas de corte de geometria indefinida e são responsáveis pela remoção de material. Assim, seu desempenho está relacionado ao tipo e ao tamanho do grão, às propriedades abrasivas do material aglomerante e ainda à porosidade do conjunto.

Badger (2009) associa o desgaste do rebolo à falha desses seus componentes sob certas condições. Dessa forma, esse desgaste está dividido em três regimes: atrito que é devido à força normal e tangencial e ao aumento de energia, fratura do grão e fratura do ligante que estão relacionados à auto-afiação da ferramenta abrasiva.

### 2.3.1 Especificação do rebolo

Segundo Rowe (2014), a camada de abrasivo consiste num arranjo de grãos, pontes de ligante e poros entre os grãos. A força e a proporção de grãos e de pontes de ligante determinam as características comportamentais do rebolo em uso. Os fabricantes fornecem um guia sobre essas características através das especificações do rebolo. Estas são marcadas no rebolo junto com outras informações como a velocidade máxima de corte. A Figura 2.6 ilustra o exemplo de especificação do rebolo.



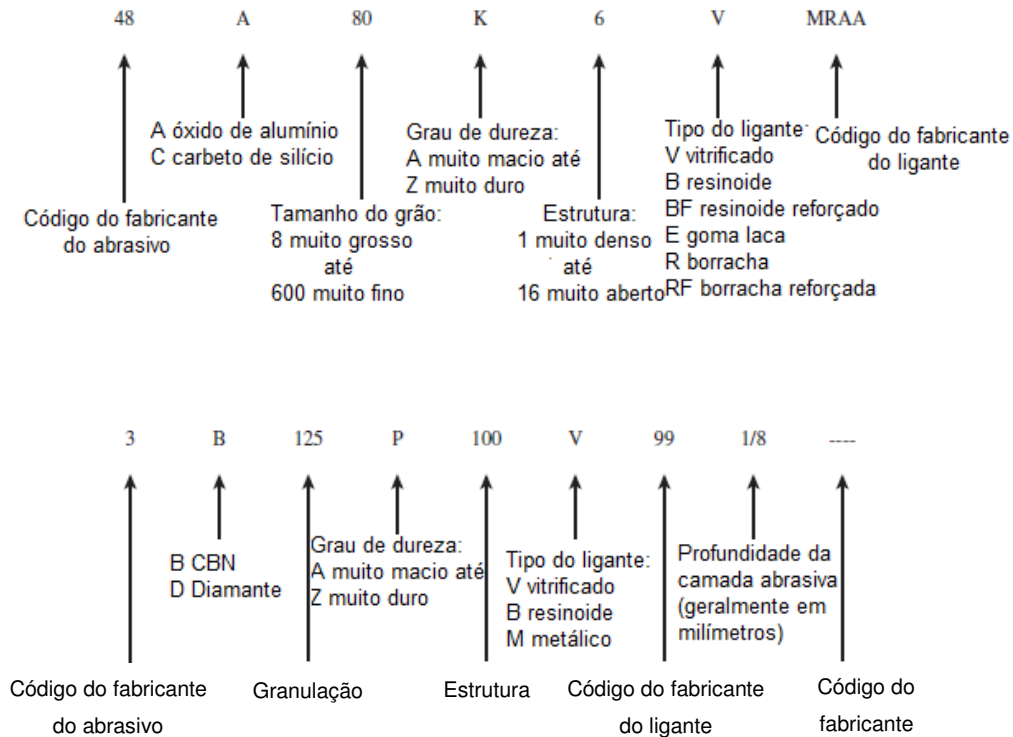


Figura 2.6 - Classificação de rebolos de retificação (ROWE, 2014 – Modificado)

Rowe (2014) ainda faz uma observação quanto ao tamanho do grão indicado, o qual pode variar de fabricante para fabricante, e Marinescu *et al.* (2007) dizem que existem duas normas padrão para o tamanho do grão utilizado: a “American National Standards Institution (ANSI) e a “Federation of European Producers of Abrasives (FEPA), sendo que a norma ANSI é utilizada mais amplamente para rebolos convencionais enquanto a norma FEPA é amplamente utilizada para rebolos superabrasivos. Enquanto a norma FEPA fornece uma medida do grão em micrômetros, a norma ANSI fornece a medida em “*mesh*”, sendo que quanto maior esse número, mais fino é o grão.

### 2.3.2 Dureza do rebolo

Define-se dureza de rebolo como sendo a sua resistência ao desprendimento das partículas abrasivas, ou seja, a resistência à tração do ligante. Quanto maior a dureza, maior será a capacidade de retenção dos grãos pelo ligante (MALKIN, 2008). A priori, não tem relação com a dureza das partículas abrasivas.

A quantidade de ligante misturado com o grão irá determinar a dureza do rebolo. Isso porque a quantidade de ligante é diretamente proporcional à dureza do rebolo. Quanto mais ligante, menos poros, maior superfície ligada, e maior resistência ao desprendimento das partículas abrasivas (SALMON, 1992).

Quanto à dureza, o rebolo pode ser:

- *Rebolo mole*: Grandes áreas de contato – retificam materiais de alta dureza ou sensíveis ao calor;
- *Rebolo duro*: Pequenas áreas de contato – retificam materiais de baixa ou média dureza.

Os rebolos ditos duros mantêm bem a sua forma, mas tendem a queimar facilmente, uma vez que as partículas abrasivas não se soltam durante o trabalho, havendo perda da afiação. Por outro lado, os ditos moles, tendem a perder rapidamente a forma, mas têm baixa tendência à queima, pois perdem as partículas abrasivas com maior facilidade, mantendo a afiação do rebolo sempre em bom estado.

### **2.3.3 Estrutura do rebolo**

Durante o processo de prensagem do rebolo nem todo o espaço é ocupado pelo aglomerante e os grãos, ficando entre eles espaços vazios, chamados estrutura ou porosidade. A estrutura de um rebolo pode ser entendida como densidade de grãos e porosidade.

A maior porosidade de um rebolo facilita o alojamento dos cavacos, o que torna esse tipo de ferramenta adequado para remoção de grandes quantidades de material com maior rapidez (WEBSTER & TRICARD, 2004). Além disso, a porosidade elevada é indicada na retificação de materiais dúcteis.

Quando uma quantia de grãos muito finos for misturada com uma quantia grande de ligante sob elevada pressão, o mesmo resultará em um rebolo com baixa porosidade. Entretanto, se for uma quantia de grãos grossos, resultará em uma estrutura mais aberta e, conseqüentemente, mais porosa. Para induzir a porosidade no rebolo, podem ser usados elementos voláteis durante um estágio da fabricação, chamado estágio verde, antes do forno (SALMON, 1992).

### 2.3.4 Abrasivos

Os materiais abrasivos podem ser considerados como ferramentas de corte de geometria indefinida que são caracterizadas por sua alta dureza, afiação das suas arestas e boa capacidade de corte. O estudo desses materiais abrasivos é de extrema importância uma vez que influenciam diretamente na vida do rebolo, na eficiência da operação de retificação e na qualidade superficial da peça retificada (MARINESCU, 2007).

Shaw (1996) classifica os grãos abrasivos em duas categorias, segundo sua dureza: convencionais e superabrasivos. Komanduri *et al.* (1997) afirmam que os abrasivos mais comuns são o óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), carbetto de silício (SiC), nitreto cúbico de boro (CBN) e diamante, sendo esses dois últimos muito usados em processos de alto acabamento.

De acordo com Malkin (2008), a dureza, estrutura do cristal, forma do grão, friabilidade ou durabilidade do grão, e a química dos materiais abrasivos são algumas características que determinam a eficácia dos abrasivos na remoção de material. Variações químicas ou estruturais de um mesmo tipo de abrasivo podem decorrer em diferenças nas propriedades destes materiais.

Segundo Salmon (1992), a seleção do tipo de grão abrasivo irá depender da economia do processo de usinagem, tipo do material usinado, qualidade requerida, tolerância, entre vários outros fatores.

A Tabela 2.1 apresenta algumas propriedades de materiais abrasivos comumente utilizados no setor industrial.

Tabela 2.1 - Propriedades de alguns materiais abrasivos (MALKIN, 2008 - adaptado).

Tipo de material abrasivo	Dureza Knoop ( $\text{kgf}/\text{mm}^2$ )	Ponto de fusão ( $^{\circ}\text{C}$ )	Estrutura Cristalina	Densidade ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )	Resistência à compressão ( $\text{kN}/\text{cm}^2$ )	Cond. térmica ( $\text{cal}/^{\circ}\text{C}.\text{cm}.\text{s}$ )
Diamante	8.000	3700	Cúbica	3,52	870	5.0
CBN	4.500	3700	Cúbica	3,48	650	3.3
$\text{Al}_2\text{O}_3$	2.500	2040	Hexagonal	3,98	350	0.08
SiC	2.700	2830	Hexagonal	3,22	150	0.2
WC	2.100	-	Hexagonal	17,05	350	0.08

Porém, como observa Rowe (2014), a dureza da maioria dos abrasivos diminui com a temperatura, sendo importante conhecer a dureza real para cada temperatura a fim de se escolher o melhor abrasivo, dependendo das condições em que serão trabalhados.

#### 2.3.4.1 Granulometria

A classificação do tamanho de grão é feita, segundo Malkin (2008), pelo método do peneiramento. O parâmetro empregado na classificação é denominado *mesh*, que corresponde à quantidade de fios por polegada linear existentes na peneira, podendo-se considerar uma média de grãos por polegada da área do rebolo. Quanto maior este número, mais fino é o grão.

Segundo King e Hahn (1992), o tamanho do grão abrasivo influencia o tipo de operação a realizar. Rebolos com grãos grossos são recomendados para operações mais grosseiras, com alta remoção de cavaco, como as de desbaste. Já rebolos com grãos mais finos possibilitam a obtenção de acabamento mais fino, dentro de apertadas faixas de tolerância dimensional (DINIZ *et al.*, 2003).

O método da classificação consiste em passar os grãos por uma seqüência de cinco peneiras, normalmente com aberturas reduzidas num fator  $\sqrt{2}$ . Cada peneira deve reter certa quantidade de grãos, de modo que a peneira que reter a maior porcentagem de grãos indicará o número correspondente ao grão. Com isso, segundo Malkin (2008), observa que não há um tamanho exato de grão e sim uma faixa de dimensões. O tamanho *mesh*, portanto, corresponde ao número de abertura por polegada linear em uma peneira. A categoria de peneiras vai de tamanhos 4 a 240 *mesh*.

#### 2.3.5 Rebolo de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )

Segundo King e Hahn (1992) o óxido de alumínio é o abrasivo que apresenta menor dureza, entretanto é o mais resistente ao impacto. Sua estrutura é baseada no  $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  e várias misturas. Entre os materiais adicionados ao óxido de alumínio destacam-se os óxidos de ferro, titânio e cromo.

Segundo Marinescu *et al.* (2007) existem diversos tipos de óxidos de alumínio. Entretanto, uma característica geral é a baixa condutividade térmica, propriedade intrínseca, que se torna um fator limitante no processo de retificação. A dureza desse abrasivo cresce com a pureza que é conseguida no mesmo (SALMON, 1992).

Os rebolos de óxido de alumínio são muito utilizados na retificação de materiais ferrosos com destaque para o aço, aço-liga, ferro fundido nodular e maleável, aço-rápido e bronze laminado.

Marinescu (2007) diz que a estrutura cristalina do óxido de alumínio é muito grande e um grão abrasivo contém entre um e três cristais somente. Consequentemente, quando ocorre a fratura do grão, o resultado pode ser a perda total do grão. Isso gera baixa eficiência no processo, que pode ser aumentada ao diminuir muito o tamanho dos cristais.

Segundo Jackson e Mills (2000), os grãos de óxido de alumínio podem ser classificados em categorias de acordo com sua composição química, sendo elas: alumina, alumina semi-friável, alumina branca, alumina rosa e sol-gel.

Segundo Salmon (1992), o óxido de alumínio fundido é amplamente usado para usinagem das ligas de baixa usinabilidade e das altas ligas de aço. Há várias técnicas para modificar as propriedades, entre elas, a friabilidade, dureza e tipo de ligante (material que aglomera os grãos). Alguns tratamentos térmicos, como adição de elementos de liga, podem aumentar a friabilidade.

Segundo o mesmo autor, o óxido de alumínio cerâmico é feito pelo processo sol-gel. O processo usado em sua manufatura produz um cristal sólido de óxido de alumínio com pouca friabilidade, em relação ao óxido de alumínio fundido. Entretanto, o poder de corte é maior.

Descoberto há pouco tempo, o processo sol-gel caracteriza-se por sua elevada pureza (99,6% em peso) e por sua microestrutura uniforme. O processo, segundo Webster e Tricard (2004), compreende a precipitação de uma solução de óxido de alumínio mono hidratado, originando um gel, que então é seco e queimado para formar alumina  $\alpha$  (alfa). Uma vez formado o gel, deve ser dada uma forma a ele. Então o mesmo é prensado, modelado, extrudado e cuidadosamente seco para formar um corpo sólido. Após, é calcinado e colocado em um forno para remover os materiais voláteis. O material calcinado é sinterizado pelo calor até toda alumina mono hidratada se transformar em alumina  $\alpha$ . Depois, pode ser moído e triturado para formar os grãos.

A combinação da cerâmica com o óxido de alumínio fundido tende a produzir um reboło mais suscetível à retificação de ultra-precisão. Dessa forma, o reboło passa a possuir um alto nível de corte e ação agressiva, além de assegurar qualidade de forma à peça e vida longa a si mesmo. As propriedades do grão de sol-gel são completadas pela friabilidade do óxido de alumínio fundido (SALMON, 1992).

### 2.3.6 Ligantes

Segundo Salmon (1992), depois de os grãos serem feitos e separados por sua granulometria, eles devem ser unidos em uma ferramenta abrasiva. Para juntar os grãos na forma de um rebolo são usados os ligantes.

Estes compostos devem reter o grão durante o processo, se desgastar numa taxa controlada, respeitando o desgaste do grão, resistir à força centrífuga em altas velocidades e expor rapidamente o grão a trabalho quando possível. Os aglomerantes são responsáveis por assegurar a rigidez do rebolo e manter as partículas abrasivas em posição (WEBSTER & TRICAR, 2004).

Os principais ligantes usados são resinoide, vitrificado e metálico. Algumas dificuldades que surgem no momento da fabricação dos rebolos, em relação aos ligantes, acabam afetando a não uniformidade de distribuição dos grãos e isso prejudica o processo de retificação (HEINZEL & RICKENS, 2009 *apud* HERMAN & KRZOS, 2009).

Segundo Jackson e Mills (2000) a escolha do aglomerante deve ser feita considerando-se o tipo e tamanho do rebolo, as condições de trabalho, a vida do rebolo e ainda a relação custo/benefício de produção. As velocidades tangenciais de corte em que o rebolo deve operar são determinadas de acordo com o tipo do aglomerante, dependendo da resistência mecânica do mesmo. Além disso, os grãos abrasivos e os aglomerantes devem possuir coeficientes de dilatação térmica análogos. Isso é necessário para que não ocorra a formação de tensões internas durante o trabalho a elevadas temperaturas (MALKIN, 2008).

#### 2.3.6.1 Resinoides

Segundo Salmon (1992), ligas obtidas por prensagem a quente de resinas, materiais de enchimento e o superabrasivo são as ligas mais utilizadas atualmente. Apresentam menor dureza entre todas as ligas, caracterizando um corte "macio e frio", com forças de corte reduzidas. De baixa porosidade, dão excelente acabamento superficial, sendo indicados para operações de acabamento. Possuem eficiente auto-afiação através da fragmentação parcial dos grãos, pois estes são de baixa resistência.

Segundo Webster e Tricard (2004), os ligantes resinoides são destinados à retificação de alta velocidade, onde podem resistir mais às forças e impactos do que os vitrificados, assim uma aplicação para estes também é encontrada em discos de *cut-off*, onde é adicionada fibra

de vidro para dar maior resistência em operar à velocidade de 100 m/s. Segundo Marinescu *et al.* (2007), cerca de metade de todos os rebolos diamantados são de liga resinoide e são usados para retificar metais duros e cerâmicas. Rebolos de CBN com tal ligante são usados para retificar ferramentas de corte.

As desvantagens são as elevadas temperaturas, onde há limitação do ligante na transmissão do calor, o qual acaba quebrando. Para temperaturas acima de 250 °C observa-se uma deterioração e perda da capacidade de retenção dos grãos. Logo, essa sua elevada sensibilidade às altas temperaturas exige refrigeração intensa e constante.

### **2.3.6.2 Vitrificados ou cerâmicos**

Apresentam durezas superiores às dos resinoides e devido a isso, juntamente com o fato de ter natural porosidade, prestam-se a tarefas que exigem elevadas taxas de remoção. Esta porosidade abre espaço para a formação de cavaco e para o fluxo de refrigerante.

Segundo Azizi *et al.* (2009), as ligas vitrificadas estão se consolidando rapidamente como o tipo mais popular entre os rebolos de CBN uma vez que os mesmos com ligante vitrificado evidenciam resultados satisfatórios, pois apresentam elevada vida útil, melhor acabamento superficial e manutenção de forma.

A fragilidade das ligas vitrificadas e as altas pressões necessárias no processo de retificação fizeram com que os fabricantes produzissem rebolos segmentados, de forma que a liga possa expandir e não trincar a altas velocidades. Esta opção tem como desvantagem o elevado custo de fabricação.

Adicionalmente, antes os rebolos de diamante sintético eram usados com ligante resinoide, mas foram substituídos pelos de ligante vitrificado, pois estes últimos são melhores, principalmente, em termos de dressagem (WEBSTER & TRICAR, 2004).

Xu *et al.* (2006) estudaram o uso dos rebolo de carbetto de silício com ligante vitrificado e grãos finos para retificação da zircônia e concluíram que podia-se abrir uma nova era de custo benefício.

### 2.3.7 Processo de dressagem do rebolo

A dressagem é uma operação de afiação gerando uma superfície particular na superfície de corte do rebolo, sendo que 10% do rebolo é gasto no processo de usinagem, em si, e os 90% restantes são gastos com a dressagem (JACKSON *et al.*, 2007).

Durante o processo de retificação, de um modo geral, ocorre o arredondamento das arestas cortantes das partículas abrasivas do rebolo. Além disso, observa-se também o empastamento da ferramenta abrasiva, ou seja, os poros do rebolo ficam impregnados dos cavacos do material que foi retificado. Com isso, altera-se a topografia da ferramenta abrasiva, tornando menor o poder de corte do rebolo e diminuindo a qualidade final da peça.

Segundo Saleh *et al.* (2009), as propriedades estáticas mais importantes da topografia do rebolo são os parâmetros relacionados à aresta de corte e sua distribuição. Tais parâmetros são: afiação, largura e densidade de arestas. Estas últimas remetem ao número de arestas de corte ativas por unidade de área da superfície do rebolo.

Durante o processo de desgaste do rebolo, o ideal seria as partículas abrasivas na superfície do rebolo sofrerem afiação automaticamente, mas elas se desprendem do rebolo ou se fraturam expondo novas partículas com novas arestas de corte.

Segundo Chen *et al.* (1990), a topografia do rebolo é geralmente caracterizada pelo número de arestas de corte. Essa topografia influencia na geometria do cavaco produzido e, conseqüentemente, no processo de retificação. Portanto, para recuperar uma boa topografia do rebolo realiza-se a operação de dressagem. De modo geral, essa operação refere-se ao processo de criação de uma topografia específica na superfície ativa do rebolo, para obter um desejado comportamento de retificação.

#### 2.3.7.1 Dressagem mecânica

A prática mais comum de dressagem nas indústrias é a mecânica, que usa um diamante de ponta única. Entretanto, as desvantagens encontradas são: desgaste do diamante, perda no tempo de operação e aumento de custo por parada do processo para várias afiações do rebolo (HARIMKAR & DAHOTRE, 2006).

Uma aplicação da dressagem mecânica diz respeito a rebolos com ligante vitrificado e resinoide. Já rebolos com ligantes metálicos são dressados pelo método eletrolítico (XI *et al.*, 2004). Assim, na dressagem mecânica, faz-se o perfilamento e a dressagem, propriamente.



Segundo Marinescu *et al.* (2007), a operação de perfilamento busca atingir uma forma específica para o rebolo, enquanto a dressagem tem como objetivo restaurar a eficiência de corte da ferramenta.

De acordo com Malkin (2008), o perfilamento é responsável pelo ajuste de forma da topografia do rebolo, por meio da remoção de material. Em rebolos superabrasivos, esta operação deve ser executada além da dressagem. No caso de rebolos convencionais, esse ajuste já é atingido no momento da dressagem.

O mesmo autor afirma que, durante as operações de dressagem mecânica, são geradas superfícies compostas de macro e micro-efeito definidas como:

- *Macro-efeito*: formado devido ao formato do dressador, de sua profundidade de penetração e do passo da dressagem. Este fenômeno determina a posição em que as arestas dos grãos abrasivos estão localizadas na superfície do rebolo;
- *Micro-efeito*: formado pelo arrancamento dos grãos desgastados (com baixa ancoragem na liga) e fratura dos grãos que não se desgastaram por completo, em que novas arestas de corte são geradas pelo dressador.

A Figura 2.7 ilustra o mecanismo de dressagem mecânica efetuado por dressador de ponta única.

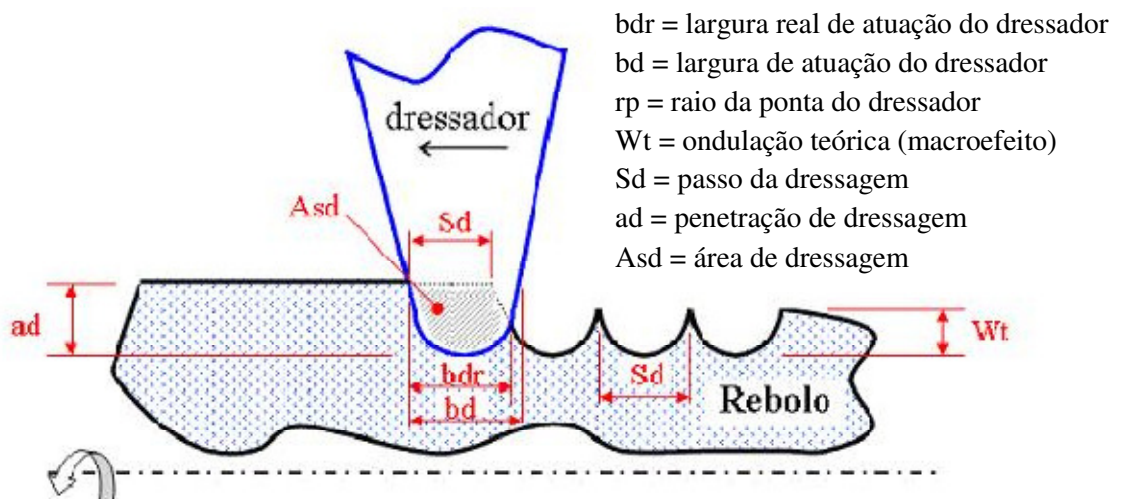


Figura 2.7 - Esquemática da operação de dressagem (HASSUI & DINIZ, 2003 – modificado).

### 2.3.7.2 Momento certo de realizar a dressagem

Segundo Oliveira *et al.* (1992), o ponto de dressagem determina o fim de vida de trabalho do rebolo, pois nesta etapa os grãos se encontram excessivamente gastos e impossibilitados de remover material de forma adequada. A operação de dressagem deve ser feita o mais próxima possível deste ponto, pois se esta operação for executada após o momento ideal, possibilita o surgimento de trincas, queimas superficiais ou ainda a fabricação de peças com elevados níveis de rugosidade. Caso executada previamente, propicia um desgaste desnecessário do rebolo, pois este ainda estaria apto a produzir peças dentro das especificações exigidas. Além disso, um maior número de dressagens é responsável por reduzir o tempo útil de produção, elevando o custo do produto final. O momento de execução da dressagem depende em grande escala da sensibilidade e experiência do operador.

Para detectar o momento certo de realizar a dressagem, Bianchi (1990) determinou alguns critérios para definir o fim da vida da ferramenta, sendo estes:

- **Aumento excessivo da força de corte.** Devido ao desgaste dos grãos abrasivos ampliando o número de áreas planas na superfície do rebolo. Este fato é agravado pela acomodação dos cavacos nas porosidades da ferramenta ocasionando um “empastamento”. O aumento da força de corte resulta em esforços adicionais do sistema que podem culminar em defeitos e panes;
- **Perda da integridade superficial da peça.** O desgaste dos grãos é responsável por aumentar os valores das forças de atrito responsáveis por elevar a temperatura na região de corte. Caso esta temperatura não seja eficientemente dissipada, pode proporcionar elevação dos níveis de tensões residuais, trincas e perdas das propriedades mecânicas. O empastamento e a perda de agressividade (ausência de macro e micro-efeitos) são responsáveis também por aumentar os níveis de rugosidade;
- **Erros de forma.** O aumento de temperatura na região de corte é responsável também pela ocorrência de deformações heterogêneas na peça, devido a variações microestruturais e de composição. Estas deformações, por sua vez, geram variações na profundidade de corte. Este fenômeno ocorre normalmente quando se utilizam

rebolos duros. Além disso, o desgaste desigual do material abrasivo é outro fator gerador de erros de forma. Tal ocorrência é característica de rebolos moles;

- **Vibração.** A vibração do sistema está associada principalmente a fenômenos de auto-excitação. Um rebolo desgastado ou empastado heterogeneamente, mesmo trabalhando a uma rotação constante, provoca alterações na força de corte, tornando-a oscilante. Tais oscilações resultam num acréscimo de rugosidade, ultrapassando os limites aceitáveis para o processo de retificação.

## 2.4 Fluidos de corte

Fluidos de corte podem ser caracterizados como qualquer espécie de fluido que é inserido em um processo de usinagem de modo a auxiliar nas operações de corte, tornando-se um elemento integrante do ciclo de produção (RUNGE & DUARTE, 1990).

A utilização de fluidos de corte implica em melhorias nas operações de usinagem. Algumas de suas principais características são (EBBRELL *et al.*, 2000; HRYNIEWICZ *et al.*, 2000):

- Refrigeração da peça e da ferramenta, diminuindo a temperatura de corte;
- Lubrificação, diminuindo o atrito entre a peça e a ferramenta, facilitando o arranque de cavaco e, assim, melhorando a qualidade superficial da peça;
- Transporte dos cavacos;
- Possibilidade de se usar maiores velocidade de corte e taxa de penetração.

Quando utilizados os fluidos corretos e de maneira adequada, estes agentes arrefecedores proporcionam uma maior vida útil à ferramenta, redução das forças de corte, proteção da máquina-ferramenta contra corrosão, implicando em uma maior produtividade (SOKOVIC & MIJANOVIC, 2001).

Por conciliar refrigeração e lubrificação, os fluidos de corte são capazes de propiciar uma retificação muito satisfatória, produzindo superfícies com boas qualidades superficiais e tolerâncias dimensionais e geométricas (BRINKMEIER *et al.*, 1999).

Contudo, a utilização de fluidos de corte vem se tornando complicada por estar relacionada a problemas econômicos, ambientais e de saúde. Há um elevado custo de manutenção e tratamentos, implicando em gastos que podem chegar até a 20% do preço total

de produção. Além disso, o descarte, manuseio e transporte incorretos podem causar sérios danos ecológicos. E, ainda, podem ocorrer problemas de saúde, seja pelo contato com a pele ou pela inalação e ingestão de gotículas dos fluidos, causando problemas nos aparelhos respiratório e digestivo (HOWELL *et al.*, 2006).

#### **2.4.1 Importância da aplicação dos fluidos de corte no processo de retificação**

Fluidos de corte são classificados como líquidos e gases aplicados na ferramenta e no material que está sendo usinado, a fim de facilitar a operação de corte, segundo Kutz *et al.* (1998). Marinescu *et al.* (2007) afirmam que os objetivos principais do fluido são minimizar os impactos mecânicos, térmicos e químicos entre as partes ativas no processo de abrasão.

De acordo com Mariani e Trebing (1998), as duas considerações mais importantes quando se trabalham com rebolos são a refrigeração e a lubrificação. Isso devido à grande geração de calor que prejudica a qualidade superficial e promove perdas dimensionais e geométricas na peça.

Os fluidos de corte também promovem propriedades anti-corrosivas à peça e à máquina-ferramenta. Além dessas funções, os fluidos transportam os cavacos gerados e promovem a limpeza do rebolo (TAWAKOLI *et al.*, 2011).

Guo *et al.* (2003) afirmam que, no processo de remoção do material, o calor irá gerar deformação térmica na máquina e na peça e, então, a precisão da usinagem fica limitada. Esse calor provém do atrito entre peça e rebolo. Se um lubri-refrigerante for aplicado, o calor pode ser reduzido pela diminuição do atrito e, com isso, as forças serão menores e a tensão residual também. Segundo Ramesh *et al.* (2001), uma boa aplicação de lubri-refrigerante evita tensão residual, pois reduz a tensão térmica e mecânica durante a formação do cavaco.

Por isso, é importante a utilização do fluido de corte. De acordo com Sokovic e Mijanovic (2001), além de todas as vantagens citadas, o fluido de corte aumenta a vida útil da ferramenta (maior produtividade), permite maiores velocidades, maior economia no processo e redução da rugosidade (melhor acabamento).

#### **2.4.2 Classificação dos fluidos de corte**

Segundo Marinescu *et al.* (2007), os fluidos de corte são comercialmente disponíveis em diferentes categorias para que atendam as exigências do processo de usinagem, são elas:

- Não miscíveis em água (óleos integrais);
- Solúveis ou miscíveis em água (a base de água);
- Gases (ar, dióxido de carbono, ou gases inertes).

Ainda segundo os mesmos autores, é possível fazer uma classificação dos fluidos de base líquida existentes, separando-os em classes, subclasses e grupos pertencentes de acordo com a Tabela 2.2.

Tabela 2.2 - Classificação dos fluidos para processamento de base líquida (MARINESCU *et al.*, 2007).

CLASSES	SUBCLASSES	GRUPOS
Óleos integrais (óleos não miscíveis em água)	Óleos naturais	Óleos animais, óleos vegetais óleos de peixe
	Óleos minerais	Óleos parafínicos, óleos olefínicos óleos aromáticos
	Óleos sintéticos	Óleos de hidrocarbonetos saturados, óleos de estrutura complexa
Fluidos a base de água	Soluções	Soluções de sal mineral, soluções sintéticas
	Emulsões	Emulsões de óleo (óleos emulsionáveis), emulsões sintéticas

Segundo Salmon (1992) e Minke *et al.* (1999), os fluidos a base de água são os melhores condutores de calor, possuindo maior efeito refrigerante, enquanto que os óleos são os piores. Entretanto, os fluidos a base de água não lubrificam o processo abrasivo muito bem e causam aumento das forças de usinagem, enquanto que os óleos integrais são excepcionais em questão de lubrificação.

Webster (1995) relaciona algumas características dos quatro principais tipos de fluidos de corte: óleo mineral, óleo emulsionável, fluidos semi-sintéticos e fluidos sintéticos, mostrados na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 - Caracterização dos principais tipos de fluidos (WEBSTER, 1995).

	Sintético	Semi-sintético	Óleo emulsionável	Óleo mineral
Calor removido	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim
Lubrificação	Ruim	Bom	Ótimo	Excelente
Manutenção	Ótimo	Bom	Ruim	Excelente
Filtrabilidade	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim
Danos – meio ambiente	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim
Custo	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim
Vida do rebolo	Ruim	Bom	Ótimo	Excelente

A escolha correta do tipo de fluido a utilizar dependerá dos parâmetros da máquina (tamanho de tanque, vazão, pressão, sistema de filtragem, tipos de elastômeros), do tipo de peça e das questões ao meio ambiente, ou seja, quanto maior for a durabilidade do fluido, mais tempo levará para o descarte e menor será o impacto na natureza.

#### 2.4.2.1 Fluidos a base de água

A água tem uma boa capacidade de refrigeração, melhor que o óleo, e pelo ponto de vista ambiental, é o mais ideal. Entretanto, devido a sua baixa viscosidade, baixa capacidade de lubrificação, de anti-corrosão, anti-ferrugem e propriedades anti-bactericidas, a água deixa de ser uma boa alternativa. Desse modo, vêm surgindo alternativas, como as emulsões, que dão ao fluido as características de ambos os componentes, do óleo e da água (MARINESCU *et al.*, 2004).

Segundo Novaski e Rios (2004), nesta categoria estão inclusos as emulsões de óleo em água (óleos emulsionáveis), os semi-sintéticos e os fluidos sintéticos, os quais não possuem qualquer proporção de óleo mineral.

### 2.4.2.1.1 Emulsões de óleo concentrado

Define-se emulsão como uma mistura entre dois líquidos imiscíveis em que um deles é a fase dispersa (óleo) e o outro a fase contínua (água); estas são obtidas com a adição de emulgadores, compostos orgânicos que diminuem a tensão superficial, promovendo a dispersão do óleo em água.

Esses emulgadores agem, conforme esquematizado na Figura 2.8 “quebrando” o óleo mineral em minúsculas partículas conferindo-as cargas repulsivas, impossibilitando uma nova união das mesmas. Eles devem ser usados uma vez que, segundo Novaski e Rios (2004), o óleo apresenta uma natureza apolar, enquanto a água tem natureza fortemente polar, fazendo com que a mistura destes componentes não ocorra sem a adição destes emulgadores.

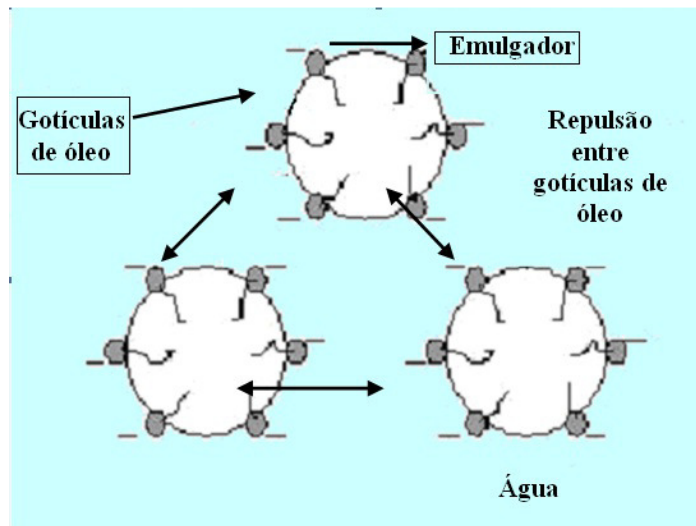


Figura 2.8 - Esquematização da ação de emulgadores em uma emulsão (RUNGE & DUARTE, 1990).

Possuem poder de refrigeração da água com as propriedades anti-corrosivas e lubrificantes dos óleos minerais promovendo, portanto, boas propriedades tanto de lubrificação quanto de refrigeração. Destacam-se nas operações de usinagem de alta velocidade, baixa pressão de corte e elevada geração de calor.

Segundo Novaski e Rios (2004), o grande problema relacionado às emulsões é o fato que emulgadores transformam-se em fonte de alimento para bactérias aeróbias e anaeróbias, as quais em grande quantidade degradam o fluido, destruindo suas propriedades de refrigeração e lubrificação, tornando-o inutilizável.

#### **2.4.2.1.2 Emulsões semi-sintéticas**

Este tipo de fluido é uma combinação de fluidos sintéticos e emulsões de óleo em água. A concentração de óleo é menor que 60%. Essa menor quantidade de óleo torna a atividade microbacteriana das emulsões semi-sintéticas mais fáceis de serem controladas.

Segundo Novaski e Rios (2004), o óleo contido nas emulsões semi-sintéticas está sendo parcialmente substituído por produtos sintéticos que são solúveis em água e complementado por óleos emulsionáveis numa proporção que varia entre 5 e 30% do total do fluido.

Os semi-sintéticos tendem a espumar facilmente. Além disso, apresentam lubrificação limitada. São utilizados em operações de usinagem de média/alta severidade.

#### **2.4.2.1.3 Emulsões sintéticas**

Possuem melhores propriedades lubrificantes que os outros fluidos à base de água, especialmente para a usinagem de peças duras ou a altas velocidades. As emulsões sintéticas contêm componentes orgânicos solúveis em água. Um exemplo são os ésteres que são adicionados com aditivos encontrados em complexas emulsões sintéticas (MARINESCU *et al.*, 2004).

### **2.4.3 Problemas causados pelos fluidos**

O fluido de corte, como discutido anteriormente, é de extrema importância para a usinagem dos materiais, principalmente nos processos em que há elevada geração de calor, como a retificação. Entretanto, alguns componentes dos fluidos de corte, como bactericidas e fungicidas, reagem com outros produtos inseridos no processo de corte, tornando os fluidos materiais que podem vir a causar doenças. Além disso, pode causar a contaminação do solo, da água e do ar decorrente de vazamentos e perdas (SMITH, 1996).

Portanto, ainda segundo o mesmo autor, ao lado das vantagens tecnológicas associadas com o uso dos fluidos de corte estão os enormes perigos atrelados a estes. Além disso, embora seja usado em grande escala pelos setores de usinagem, os fluidos de corte são vistos como um problema para as empresas no que diz respeito aos aspectos econômicos, tecnológicos e ecológicos, como será discutido nos tópicos seguintes.



#### 2.4.4 Custos dos fluidos de corte no processo

Os custos com o fluido de corte vão além da compra do produto. O tratamento, a manutenção e o descarte agregam elevados custos. Segundo Novaski e Dörr (1999), os custos com o fluido de corte chegam ao patamar de 17% do total de custos de fabricação por peça. Diniz *et al.* (2005) concluíram que os custos relacionados à introdução e ao tratamento dos fluidos podem atingir o dobro dos custos com ferramentas. E, para concluir, Sreejiith e Ngoi (2000) afirmaram que o custo dos fluidos de corte pode chegar a 20% do custo total do processo de usinagem.

A Figura 2.9 ilustra os principais custos oriundos do processo ao descarte do fluido de corte.

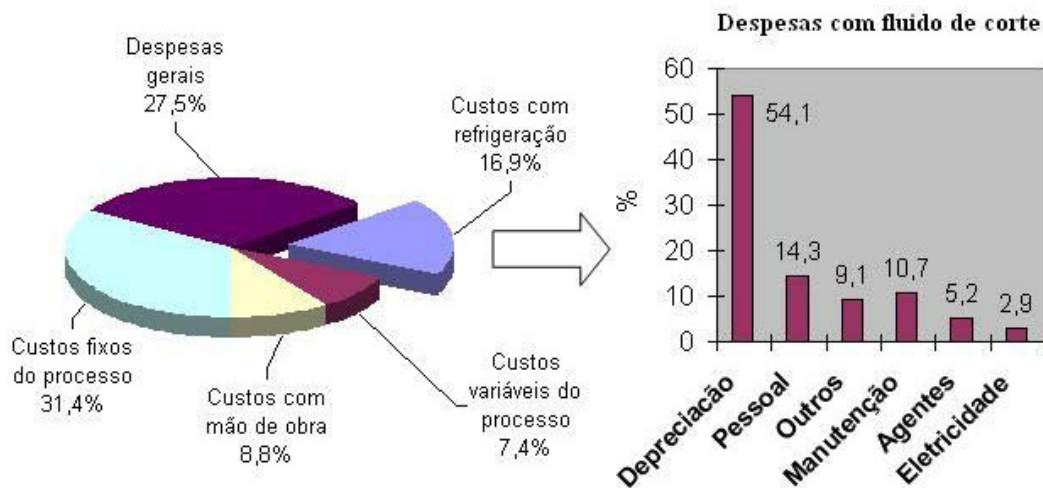


Figura 2.9 - Custos com fluido de corte (YOUNG *et al.*, 1997 - modificado)

#### 2.4.5 Danos à saúde causados pelos fluidos de corte

Segundo Pleifer *et al.* (1994), os fluidos de corte são formados por substâncias tóxicas que têm a função de garantir maior vida útil de operação aos mesmos. Entre elas, estão dispersantes, anti-corrosivos, biocidas e clorantes. Conforme Anon (2003), essas substâncias causam danos à saúde humana. Os operadores podem entrar em contato com tais substâncias por meio do contato pela pele, pela inalação da névoa de fluidos ou por engolir pequenas partículas. Em função disso, podem ocorrer problemas como irritação da pele, alergias e distúrbios respiratórios e digestivos. Tais distúrbios são devidos aos metais pesados existentes na composição.

Sadeghi *et al.* (2009) ainda relatam que os fluidos de corte em operação sempre produzem névoa, fumaça e outras partículas que prejudicam ainda mais a qualidade do ar. Além disso, Hoff *et al.* (2002) observaram que muitos fluidos de corte promovem um meio propício ao crescimento de bactérias, sendo perigoso ao operador da máquina, onde este, segundo Ge *et al.* (2003), pode contrair doenças infecciosas. Há também, o potencial risco dos metais pesados encontrados nos fluidos podendo agravar ainda mais a saúde do usuário da máquina.

#### **2.4.6 Manutenção e descarte dos fluidos**

De acordo com Blenkowski (1993), citado por Silva (1999), uma boa manutenção dos fluidos de corte compreende a observação das alterações que ocorrem no sistema de refrigeração, visando encontrar marcas que evidenciem a deterioração do mesmo e também procedimentos periódicos de manutenção, tais como medição do pH, da concentração e contagem de microorganismos.

Bianchi *et al.* (2004) afirmam que cuidados especiais de estocagem e manuseio devem ser tomados. A remoção da camada de óleo sobrenadante é importante, pois impede a proliferação de bactérias anaeróbicas, responsáveis pelo odor característico de emulsões contaminadas. É extremamente importante a remoção dos cavacos também, uma vez que impede a formação de pontos de estagnação no reservatório, contribuindo para a proliferação de microorganismos.

Segundo Irani *et al.* (2005), uma vez usado o fluido de corte, ele contém pequenas quantidades de materiais, como pedaços do rebolo, cavacos e materiais da peça. Em função disso, depois de certa quantidade de tempo todo fluido deve ser trocado e descartado em ordem a manter um nível consistente de produção. Entretanto, esse descarte feito de forma indevida é prejudicial ao meio ambiente.

Segundo Bartz (1998), o descarte indevido do fluido gera problemas ambientais. Tais problemas são ocasionados, principalmente, pelas substâncias componentes dos fluidos de corte como biocidas, anti-corrosivos, emulgadores, entre outros.

Tal fato tornou o descarte do fluido de corte, segundo Ge *et al.* (2003), um problema para as indústrias uma vez que compreende um processo trabalhoso e que deve obedecer a regras de proteção ambiental. Dessa forma, a eliminação dos fluidos de corte pode ser economicamente inviável, pois estes custam mais caro que as ferramentas utilizadas.

### 2.4.7 Otimizações na aplicação dos fluidos de corte

Devido a todos os problemas do uso do fluido de corte, intensificaram recentemente, as pesquisas para diminuir a quantidade volumétrica de fluido utilizado. Como alternativa, pesquisadores, universidades e indústrias começaram a buscar métodos de otimizar a aplicação do fluido de corte.

Ebbrell *et al.* (2000) relatam em seus estudos que otimizando o processo de refrigeração, aumenta-se a capacidade de lubri-refrigeração do fluido, o cavaco é removido mais facilmente da zona de corte e ocorrem menores dispersões do fluido na região de corte. Entretanto, o correto posicionamento dos bocais é imprescindível para que a aplicação do fluido de corte seja eficiente.

Monici *et al.* (2006) descrevem que o uso do fluido a altas velocidades oferece vantagens na melhora da capacidade de lubrificação e refrigeração na região de corte, reduzindo o carregamento mecânico no rebolo e melhorando os valores de rugosidade (parâmetro  $R_a$ ). Dessa forma, pode-se dizer que as variáveis de saída do processo (rugosidade, desgaste do rebolo, entre outras) alcançam consideráveis melhorias ao se utilizar o método otimizado em comparação com o método convencional.

Um exemplo de aplicação otimizada de fluido de corte pode ser verificado na Figura 9, onde segundo Campell (1995), um aperfeiçoamento eficaz foi alcançado pela elaboração de um dispositivo confeccionado em aço, que foi capaz de minimizar o efeito da barreira aerodinâmica gerada pelo rebolo. Esse dispositivo trata-se de uma chapa metálica, considerada um defletor metálico posicionado próximo a superfície do rebolo, como verificado na Figura 2.10.

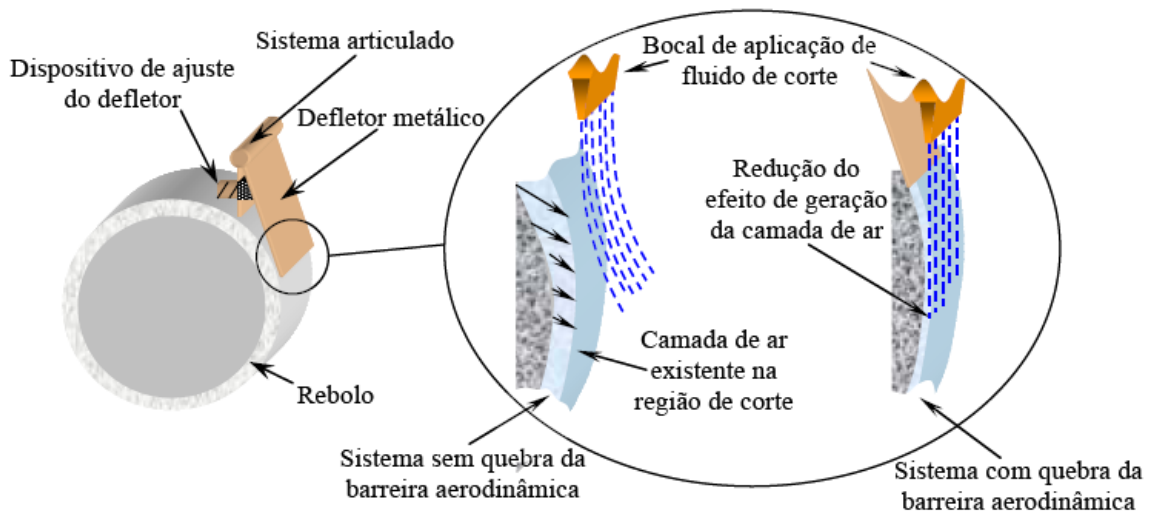


Figura 2.10 - Exemplo de dispositivo usado para diminuição da barreira aerodinâmica (MONICI, 2003).

Outra forma de melhoria do método de aplicação do fluido de corte consiste em um bocal otimizado construído por Webster *et al.* (1999). Os bocais aplicadores tradicionais permitem a entrada de ar, causando turbulências no fluido de corte e diminuindo a coerência do jato. Como consequência, a condutividade térmica do fluido é prejudicada, bem como a precisão do jato na região de corte. No entanto, esse novo bocal aplicador tem-se demonstrado desempenho superior em diversas condições de retificação (Figura 2.11).

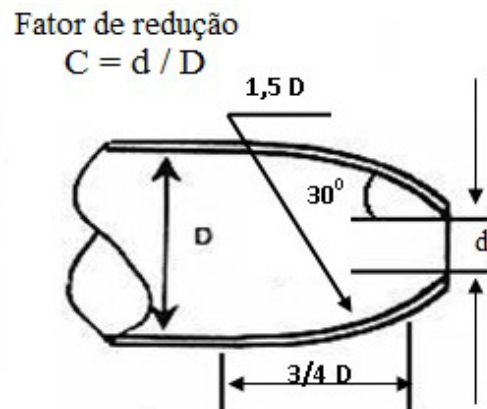


Figura 2.11 - Bocal otimizado proposto por Webster (WEBSTER *et al.* 1999).

Dessa forma, pode-se notar que o uso da refrigeração otimizada (fluido sob pressão e a altas velocidades) consiste em um método bastante promissor e, por isso, será estudado no processo de retificação por corte interrompido a fim de avaliar sua relação com as demais

variáveis de saída. Este método de refrigeração também é conhecido por método de Webster, uma vez que a ideia foi proposta inicialmente por Webster (ALVES, 2007).

Alberdi *et al.* (2011) realizaram um estudo sobre retificação utilizando um sistema de refrigeração otimizado por meio do uso de bocal de ponta constricta (Figura 2.12) com o objetivo de atingir a velocidade máxima do fluido na saída do bocal, garantindo, simultaneamente, uma uniformidade do jato a uma distância de 100mm a partir da saída do bocal. Segundo os autores não é necessário uma distância muito longa, pois o bico injetor pode ser colocado a alguns centímetros de distância entre a superfície de contato peça-ferramenta.

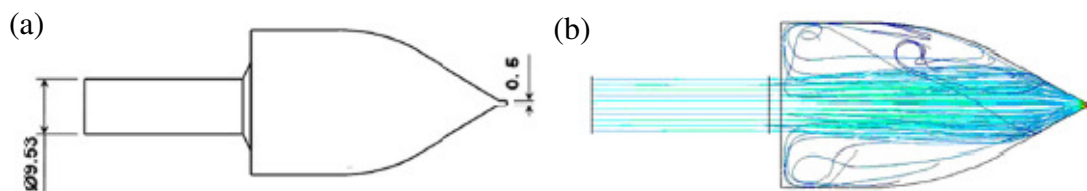


Figura 2.12 - Geometria do equipamento utilizado baseado no bocal de Webster (a) valores de medidas (b) dinâmica do fluxo do jato no interior do bocal (ALBERDI, 2011 - Adaptado).

O bocal utilizado pelos autores apresentava os seguintes parâmetros de medidas: diâmetro de entrada de 9,53mm e saída com espessura de 0,5mm com comprimento de 50mm. Com base na Figura 12b, os autores explicam a evolução das linhas do fluxo no interior do bocal e apontam que, apesar de existir uma irregularidade no fluxo, pode-se constatar uma convergente e grande velocidade em direção ao rebolo. Com base no estudo realizado, dentre outros itens, os autores concluíram que o equipamento utilizado favoreceu uma redução na variação de velocidade do fluxo em 82,6%, bem como uma melhoria significativa no tempo de vida útil do rebolo, em torno de 25%.

Outros pesquisadores também estudaram os efeitos do uso da aplicação otimizada do fluido de corte em operação de retificação com diferentes espessuras no bico de saída do bocal.

Lopez-Arraiza *et al.* (2013) também utilizaram, em uma operação de retificação, um novo tipo de bocal otimizado com o propósito de testar o seu desempenho no que se refere a pressão e distribuição do jato do fluido de corte. O objetivo deste trabalho foi maximizar a velocidade do fluxo de fluido na saída do bocal com uma taxa mínima de fluxo na saída da bomba, a fim de garantir a coerência do jato de fluido a uma distância de 100mm a partir da

saída do bocal. Os autores concluíram que a geometria constrita do bocal otimizado favoreceu a redução das perdas de energia, além da redução de desperdício do líquido de arrefecimento.

Já Busch *et al.* (2016) ao utilizarem a refrigeração otimizada pesquisaram os efeitos da variação de ângulos do bocal na direção da zona de corte em operação de usinagem do aço inconel 718, observaram que a aplicação do fluido em alta pressão provocou efeitos positivos na quebra e remoção de cavacos, bem como favoreceu a redução do consumo de energia durante a execução do processo. Um jato que incida de forma direta sobre a região de corte é capaz de reduzir de forma significativa a temperatura nessa região (DESTRO, 2010).

Dahlman e Escursell (2004) também obtiveram resultados positivos na operação de torneamento com refrigeração sob alta pressão ao observarem que o uso da aplicação do fluido de forma otimizada favoreceu a redução da rugosidade da peça em 80%, em relação a usinagem a seco.

Colaborando, os resultados experimentais de Debnath *et al.* (2016) obtidos durante a investigação de três diferentes velocidades de aplicação do fluido de corte em operação de torneamento, também apontam que a alta velocidade da aplicação do fluido contribuiu em 33,1% para a redução da rugosidade da superfície.

## 2.5 Corte interrompido

Nesta seção, serão apresentados alguns trabalhos na área da usinagem que estudam a influência da geometria interrompida dos corpos de prova nos resultados de controle de qualidade dos processos de usinagem. De acordo com Lakshmanan *et al.* (2014) um corte no qual uma ou mais arestas da ferramenta de corte não estão em constante contato com a superfície da peça usinada é denominada corte intermitente. Pode-se frisar que nas pesquisas científicas da área da usinagem, fresamento e torneamento, é comum que os corpos de prova possuam geometria interrompida, o que não ocorre comumente para o processo de retificação.

Caracterizam-se por corte interrompido as entradas e saídas da ferramenta no material, o que gera ciclos termo-mecânicos (PEKELHARING, 1980). A usinagem de peças com perfis descontínuos é muito comum, e é muito importante devido à mudança nas características da força de corte que ocorrem na ferramenta. A ferramenta perde o contato com a peça de trabalho por alguns períodos e está sujeita a impactos depois que percorre o espaço em vazio, o qual representa a ranhura (AL-ZAHARNAH, 2006). Ainda segundo Al-Zaharnah (2006), esses impactos sofridos pela ferramenta têm efeito significativo sobre a

dinâmica do processo, pois pode influenciar na qualidade superficial da peça usinada; seu estudo da rugosidade mostrou que o corte interrompido favoreceu a ocorrência de vibrações na peça de trabalho.

No tópico a seguir será evidenciado a intermitências em sua geometria quanto as ferramentas de corte (rebolos), e não os corpos de prova, como tratado no estudo. No entanto será trazido o embasamento desenvolvido para a realização deste estudo.

### **2.5.1 Fresamento**

Jiang *et al.* (2013) fizeram uma investigação experimental da temperatura da ferramenta e do corpo de prova, através de um modelamento analítico, para o corte interrompido do aço 1045, e citam que o processo de corte interrompido consiste em diversas características periódicas, como a força de corte e a variação do tempo da fonte de calor. Os autores ressaltam que a temperatura de corte afeta o desgaste da ferramenta, o mecanismo de formação do cavaco, a integridade da peça e a precisão da usinagem, especialmente em processos de usinagem de alta velocidade. No trabalho de Jiang *et al.* (2013), está claro que há muita diferença entre o corte interrompido e o contínuo, já que a temperatura de corte medida para o corte interrompido em comparação ao caso de corte contínuo, é menor. Os autores destacam que a temperatura da ferramenta e do corpo de prova induzida durante o corte interrompido dependem do fluxo de calor que flui na ferramenta e na peça, e da razão entre o tempo de corte e o tempo de não corte, denominado razão de tempo de calor por tempo de arrefecimento.

No estudo do desempenho de insertos revestidos e não revestidos durante o fresamento do aço AISI 1030, Lakshmanan e Xavier (2014) citam que a entrada e a saída da ferramenta são duas condições críticas que devem ser analisadas em detalhe durante o corte interrompido, já que ambas as condições possuem alto impacto, o que é a principal razão do desgaste da ferramenta. Além do mais, afirmam que o constante ciclo de engate e desengate das ferramentas durante o corte leva a uma temperatura instável entre a ferramenta e o cavaco, sendo este, outro ponto crítico a ser analisado.

Com o aumento da velocidade de corte em amostras detentoras de corte interrompido, a frequência de entrada e de saída da ferramenta do corpo de prova também aumenta. Devido a isto, altas cargas de impacto nas arestas de corte ocorrem, ocasionando um rápido desgaste da ferramenta. Desgaste por abrasão também foi encontrado nos insertos

utilizados no estudo do fresamento do aço AISI 1030 (LAKSHMANAN E XAVIOR, 2014). Os autores concluem, então, que as altas cargas de impacto durante o engate da ferramenta no corpo de prova durante a entrada e a saída gera quebra e falha da ferramenta.

### **2.5.2 Torneamento**

O torneamento de aços endurecidos com geometria contínua e interrompida foi estudado por De Godoy e Diniz (2011). Os autores disso afirmam que, quando superfícies endurecidas de geometria interrompida são torneadas, a ferramenta não requer somente alta dureza e estabilidade química com o ferro, mas também necessita de suficiente tenacidade para resistir aos impactos contra as interrupções do corpo de prova.

Ainda sobre o trabalho de Godoy e Diniz (2011), no corte interrompido, analisam que o principal mecanismo de desgaste da ferramenta de CBN foi a difusão e o atrito. Não ocorreu lascamento da borda da ferramenta de CBN, provando que esta é uma ferramenta adequada para ser usada em torneamento de corpos de prova de geometria interrompida. Devido a este mecanismo de desgaste, já que o flanco da ferramenta não sofreu grandes variações e somente na aresta de corte secundária, os valores de rugosidade permaneceram consistentemente baixos ao longo da vida útil da ferramenta.

No estudo do torneamento aços temperados (hard turning) com superfícies interrompidas utilizando duas categorias diferentes de ferramentas de CBN (CBN de categoria 7020, baixa quantidade de CBN, e categoria 7050, alta quantidade de CBN), Diniz e Oliveira (2008) demonstram através de uma análise de variância, utilizando um intervalo de confiança de 90%, que a geometria do corpo de prova bem como a categoria da ferramenta utilizada influenciou significativamente a vida da ferramenta. Neste estudo, os autores investigaram a influência de geometrias contínua, semi-interrompida e interrompida do corpo de prova no processo de torneamento, concluindo a partir de análise de variância que o corte interrompido resultou em uma maior vida útil da ferramenta em comparação tanto com a geometria semi-interrompida quanto com a contínua, independentemente da categoria da ferramenta e de sua microgeometria.



### 2.5.3 Retificação

O principal problema na retificação é controlar o calor transferido para a peça. Parte da energia utilizada para remoção do material é convertida em calor. A utilização de fluidos refrigerantes na retificação ajuda na prevenção de danos térmicos à peça, onde os fluidos reduzem a quantidade de calor da zona de retificação e lubrificam a área. Deste modo é considerável o interesse da indústria em desenvolver dispositivos ou melhorar o processo para que a quantidade de calor transferido para a peça seja o menor possível.

Nos últimos anos, é prática comum introduzir sequências de retificação intermitente, utilizando rebolos seccionados ou pela atuação direta no corpo de prova (PÉREZ *et al.*, 2008). A utilização de fluidos refrigerantes durante o processo de retificação é praticamente indispensável, já que o calor gerado durante a retificação é muito elevado. Porém, os fluidos refrigerantes trazem com sua utilização o aumento dos custos do processo, bem como prejuízos à natureza. Diante deste cenário, muitos estudos vêm sendo desenvolvidos para melhorar técnicas e/ou dispositivos a fim de diminuir a quantidade de fluido refrigerante neste processo. Shi *et al.* (2014) estudaram o design e o estudo experimental de micro cavidades no rebolo com o efeito do spray refrigerante, e afirmam que dois dos métodos que tem sido estudado neste sentido é o método da refrigeração interna, o qual permite fornecer o fluido diretamente na zona de contato, evitando a influência da camada de ar ao redor da zona de retificação. Além do mais, o método da refrigeração interna aplicada ao rebolo com canais para alcançar a retificação intermitente provou ser mais efetivo.

Neste trabalho, Shi *et al.* (2014) demonstram que utilizando o rebolo comum com refrigeração interna, a temperatura pode ser controlada para um mínimo de 340°C no caso de arrefecimento suficiente, enquanto que utilizando o rebolo com micro cavidades a temperatura de retificação pode ser controlada para um mínimo de 200 °C. Ambos os casos atingiram bom efeito de arrefecimento, comparado à refrigeração externa (convencional), já que a temperatura de retificação sob refrigeração externa é maior que 600 °C. Os autores ainda acrescentam que utilizando o rebolo com micro cavidades, é necessário apenas 1,8 L/min de fluido de corte para atingir bom efeito de refrigeração nas condições de retificação utilizadas neste trabalho. Esta taxa é de apenas 5,4% da vazão da bomba, já que a vazão da bomba utilizada neste experimento foi de 33,3 L/min. Isto indica que o rebolo com micro cavidades melhorou a eficiência da transferência de calor e a densidade de fluxo de calor do fluido arrefecedor.

A Figura 2.13 ilustra o rebolo com refrigeração interna conforme mencionado no texto.

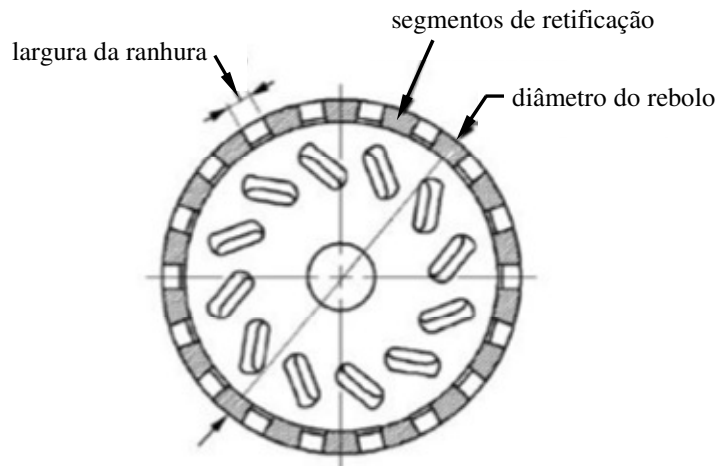


Figura 2.13 - Detalhes do rebolo com micro cavidades (SHI *et al.*, 2014 - modificado)

Análises da topografia dos rebolos tem demonstrado que somente uma porção pequena das arestas de corte estática está envolvida na ação de corte, enquanto a maioria das arestas estão envolvidas no regime de fricção. Reduzindo as arestas de corte estáticas segmentando o rebolo automaticamente leva à redução momentânea das arestas de corte inativas para o corte. Assim, isto resulta em uma diminuição da fricção e também da energia específica de retificação. Outros aspectos importantes da retificação intermitente é que este processo tem reduzida potência, desgaste da ferramenta, danos térmicos e tensões térmicas, bem como uma melhora do acabamento superficial (TAWAKOLI E AZARHOUSHANG, 2011).

Tawakoli e Azarhoushang (2011) estudaram a retificação intermitente de compósitos de matrizes cerâmicas utilizando um rebolo segmentado e demonstram que em todos os experimentos realizados, as forças normais de retificação foram maiores que as forças tangenciais, e ambas estas forças foram reduzidas pelo processo de retificação intermitente. A dispersão das medições de rugosidade e forças de retificação obtida através do processo convencional de retificação foram levemente menor do que o processo de retificação intermitente. Isto pode ser devido aos choques mecânicos gerados pela retificação intermitente.

Ao contrário do corte contínuo, o corte interrompido proporciona menores temperaturas devidas aos períodos intercalados de aquecimento e arrefecimento (KOUNTANYA, 2008). Estes intervalos de arrefecimento se referem ao momento em que o rebolo não está em contato com a peça e, portanto, não há remoção de material, permitindo uma refrigeração que não se deve ao fluido de corte. Segundo Armendia (2010), um pequeno aumento no tempo de refrigeração implica em uma grande redução da temperatura; assim, devido à diminuição da temperatura, a ferramenta pode ter sua vida útil aumentada (KOUNTANYA, 2008).

## **2.6 Variáveis de saída no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho**

Diversas variáveis podem ser analisadas a fim de verificar as características do processo de retificação. Tais variáveis são especificadas em função dos diferentes tipos de materiais que apresentam diferentes mecanismos de remoção de cavacos (KRAMER, 2007). As variáveis de saída são analisadas para melhor compreensão dos resultados, pois a interação singular entre o grão abrasivo e a peça possui uma influência direta na modelagem de tais variáveis (HECKER *et al.* 2007).

### **2.6.1 Rugosidade**

A qualidade da superfície gerada na retificação de qualquer material determina muitas características da peça trabalhada como a mínima tolerância, a eficiência na lubrificação, a vida útil, propriedades funcionais, resistência à fadiga e a corrosão, entre outras. Dessa forma, um parâmetro típico que tem sido utilizado para quantificar a qualidade topográfica da superfície é a rugosidade (HECKER & LIANG, 2003).

Assim, Marinescu *et al.* (1998) apontam a rugosidade como o conjunto de irregularidades (erros microgeométricos) encontradas nas superfícies usinadas. Um dos parâmetros de rugosidade utilizado é a rugosidade média (*Ra*) que é definida como a média aritmética do desvio do perfil de rugosidade em relação à linha média (MAYER & FANG, 1993).

Weck *et al.* (2001) dizem que a qualidade superficial depende principalmente dos aspectos tecnológicos como o rebolo, parâmetros de dressagem, taxa de remoção de material e o uso de lubri-refrigerantes que reduzem as forças e energia. Bigerelle *et al.* (2008) relatam

que a redução da rugosidade está diretamente relacionada com o tamanho e a forma dos grãos abrasivo do rebolo, onde quanto mais arestas de corte em contato com a superfície melhor a rugosidade. A natureza do ligante também influencia nessa variável, segundo Demirci *et al.*(2008).

Já para Hecker & Liang (2003), a rugosidade é função das condições cinemáticas do processo (profundidade de corte, velocidade de corte e da peça) e também do material usinado. Assim, uma maior velocidade melhora a qualidade superficial, pois haverá uma maior quantidade de grãos em contato com a peça.

Além disso, Ramesh & Huang (2003) dizem que o tempo de centelhamento, e o tipo de dressagem melhoram a qualidade superficial porque há uma fragmentação nos cavacos.

### **2.6.2 Desvios de Circularidade**

Oikawa *et al.* (2011) definem a circularidade de uma peça como a condição na qual qualquer círculo da peça deve estar dentro de uma faixa definida por dois círculos teóricos perfeitos e concêntricos, distantes de um valor especificado pela tolerância. O cálculo deste desvio é dado pela diferença dos raios entre os diâmetros dos dois círculos concêntricos. A circularidade é medida mais adequadamente por aparelhos especiais utilizados em metrologia e sua tolerância é definida em função da aplicação da peça.

Se uma peça é submetida ao processo de retificação, isso indica que é necessário um certo grau de precisão para ela. Por essa razão é que a análise de tal desvio deve ser realizada, a fim de mostrar se a precisão que se espera foi alcançada.

Segundo Neto *et al.* (2011), o controle dos desvios de circularidade contínua ainda é um dos principais objetos de estudo em pesquisas relativas ao processo de usinagem por retificação. Ainda que os parâmetros de usinagem tenham sido ajustados adequadamente, fenômenos que causam perturbação no sistema podem influenciar o processo de retificação, gerando os indesejados erros de forma geométrica na peça, em que está incluso o desvio de circularidade, ficando muitas vezes acima das tolerâncias especificadas. Uma fonte adicional deste problema pode ser provocada pela vibração da máquina durante o processo de retificação.

Já Füsse *et al.* (2004) afirmam que este erro está diretamente relacionado com os parâmetros de retificação, danos térmicos, pressão, solicitações mecânicas e vazão de fluido de corte utilizados. Como o erro de circularidade representa a diferença de forma da peça final

obtida em relação a peça desejada, essa é uma característica muito importante a ser considerada em processos de retificação de precisão.

O desvio de círculo pode ser originado por diversos fatores, como falta de rigidez da máquina-operatriz, desgaste da ferramenta, fixação inadequada da peça/ferramenta, vibrações, entre outros (HOLESOVSKY & HRALA, 2004; MOERLIN *et al.*, 2008). Além disso, pode resultar da dilatação e/ou deformação térmicas da peça, devido às elevadas temperaturas de corte do processo de retificação (DEMETER & HOCKENBERGER, 1997). Assim, uma forma de evitar o erro é a utilização de fluidos de arrefecimento.

### 2.6.3 Desgaste diametral do rebolo

Durante a retificação de uma peça existem três formas de desgaste da ferramenta abrasiva: pelo atrito entre o grão abrasivo e a peça; pela fratura do grão; pela fratura do ligante. Essas formas de desgaste são decorrentes das solicitações mecânicas à que o rebolo é submetido e também da deterioração térmica do próprio ligante (LIAO *et al.* 2000).

A eficiência do rebolo em contraposição ao desgaste pode ser medida por meio da relação “G”. Esta relação é um parâmetro importante porque mantém certa ligação com os custos do rebolo em muitas operações. Por esse motivo, rebolos que apresentam relação “G” alta produzem mais e desgastam-se menos (KRUEGER *et al.* 2000).

Assim, de acordo com Marinescu *et al.* (2004), a relação “G” é uma medida do volume de material removido da peça por unidade de volume de rebolo gasto. A equação 5 exemplifica sua aplicação.

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} = \frac{a \cdot V_w \cdot t}{\pi \cdot D_s \cdot \delta} \quad (5)$$

Onde:  $t$  é o tempo de retificação;  $\delta$  é o desgaste radial do rebolo;  $V_w$  é o volume de material removido;  $D_s$  é o diâmetro do rebolo;  $Z_w$  é o volume de metal removido e  $Z_s$  é o volume de rebolo gasto.

Segundo Choi *et al.* (2008), as mudanças nas arestas de corte da superfície de corte da ferramenta abrasiva afetam o desempenho da retificação. Com isso, Marinescu *et al.* (2004) relatam que o desgaste do rebolo durante a retificação influencia, entre outros, nos seguintes aspectos do processo:

- Erro na profundidade de corte;
- Erro na dimensão final da peça;
- Aumento das forças características do processo;
- Aumento ou decréscimo da rugosidade;
- Mudança no número de arestas de corte efetivas;
- Nova dressagem do rebolo, ocasionando perdas na superfície da ferramenta, desgaste da ferramenta de dressagem e também desperdício de tempo.

Entretanto, alguns fatores que influenciam o desgaste da ferramenta abrasiva são citados em alguns trabalhos. Choi *et al.* (2008) redigem em seu artigo que a relação  $G$  está primariamente relacionada com a espessura equivalente de corte, onde o aumento dessa espessura promove diminuição do parâmetro  $G$ . Além do mais, a maior eficiência do grão abrasivo é conseguida por meio de uma maior velocidade de corte e também pela aplicação de lubri-refrigeração.

#### 2.6.4 Microdureza

Os danos térmicos são um dos principais fatores que afetam a qualidade superficial e a produtividade. Pelo fato da retificação gerar muito calor na zona de corte e, conseqüentemente, promover o aumento drástico da temperatura, podem ocorrer algumas alterações na superfície da peça usinada como, por exemplo, trincas, queimas e amolecimento superficial (MALKIN & GUO, 2007). Estes danos térmicos são capazes de causar avarias na superfície usinada e, por isso, é necessária uma análise microestrutural, tendo como intuito avaliar a qualidade e a integridade superficiais (AURICH *et al.*, 2008).

A microdureza é uma variável que reforça as afirmações que podem ser feitas a partir da análise microscópica do material usinado. A retificação dos aços geralmente ocorre após o tratamento térmico. Durante a retificação, dependendo da temperatura do processo, pode ocorrer revenimento na peça, causando amolecimento do material próximo à superfície. A perda de dureza superficial é um fenômeno complexo, relacionado com o revenimento da estrutura martensítica, e com a difusão de átomos de carbono, sendo dependente da temperatura e do tempo de corte (MALKIN, 2008).

Alves (2007) conseguiu os melhores valores para as condições otimizadas quando utilizou a velocidade de fluido de corte de 30m/s, a qual apresentou uma microdureza apenas

1,7 % menor que a dureza inicial da peça (antes de ser retificada), tendo desempenho superior ao método convencional. Isso porque o calor gerado no processo de retificação fez com que a dureza fosse diminuída, sendo que o método otimizado apresentou microdureza maior (mais próxima da microdureza da peça sem retificação) que o método convencional, o que mostra a melhor capacidade de refrigeração do método otimizado (maior quantidade de fluido na zona de corte).

Dessa forma, é importante para avaliar as possíveis transformações microestruturais que a peça possa apresentar durante sua produção e com isso consegue-se uma melhor análise da integridade da peça.

### **2.6.5 Análises metalográficas**

A finalidade da microscopia é obter imagens ampliadas em uma determinada superfície, permitindo assim visualizar e distinguir detalhes e componentes microestruturais não visíveis a olho nu. Embora se imagine que o fator mais importante durante a análise microscópica seja a ampliação, esta é extremamente dependente da resolução do aparelho, e por sua vez depende de limitações físicas que determinam o tipo de radiação a ser utilizada para formação da imagem e também a menor distância em que é possível distinguir dois pontos separadamente (PADILHA, 2004).

As principais fontes de radiação utilizadas na microscopia são: a luz ou feixes de elétrons de alta energia, distinguindo-se assim duas grandes categorias de microscopia; a microscopia óptica e a microscopia eletrônica.

Ainda que a microscopia eletrônica seja muito mais poderosa comparando-se à ótica, o seu uso ainda é limitado pelas empresas, devido ao alto custo dos equipamentos, complexidade de preparação das amostras em algumas técnicas e necessidade de uma série de acessórios de acordo com a análise a ser realizada.

Adicionalmente Padilha (2004) cita que a análise dos componentes microestruturais de um material metálico com o auxílio de microscopia recebe o nome de metalografia. A fim de facilitar a realização das metalografias são utilizados elementos denominados reagentes, normalmente ácidos, que têm por objetivo criar micro-corrosões e assim distinguir mais facilmente os diferentes microconstituintes da amostra.

Outro ponto extremamente importante é a preparação da superfície a ser analisada; esta deve estar polida e isenta de qualquer contaminação. O excesso de rugosidade compromete a resolução da imagem e a presença de partículas estranhas à peça pode ocasionar conclusões errôneas.

Realizando-se a metalografia das peças retificadas é possível observar a ocorrência de danos térmicos, a retêmpera caracteriza-se como uma fase diferente do restante do material, e a região de perda de dureza normalmente é evidenciada por uma alteração da coloração.

### **2.6.6 Emissão acústica**

No que diz respeito ao processo de retificação, há uma tendência de que o processo seja cada vez mais controlado através de softwares capazes de monitorar as condições de usinagem, bem como os parâmetros do processo. Neste sentido, Aguiar *et al.* (2009) e Yang *et al.* (2014) afirmam que um dos sistemas de monitoramento mais estudados no processo de retificação nos últimos anos é a análise dos sinais de emissão acústica. A emissão acústica (EA) é um tipo de energia elástica que surge devido ao estresse de ondas geradas por deformação mecânica do material (HOLFORD, 2000).

Segundo Malkin (2008), a retificação gera uma grande quantidade de energia. Essa liberação de energia resulta em uma onda de tensão que se propaga através do material. Com isso, define-se a emissão acústica como sendo uma onda elástica transiente gerada por uma rápida liberação de energia de uma fonte localizada no material, quando submetido a um estado de tensão (RAVINDRA *et al.*, 1997).

A emissão acústica é um fenômeno que ocorre quando uma descontinuidade é submetida à solicitação térmica ou mecânica. Se uma determinada área é portadora de defeitos, haverá uma concentração de tensão nessa região e, quando estimulada, origina uma redistribuição da tensão acumulada, ocorrendo uma liberação de ondas de tensões na forma de ondas mecânicas transientes (RAVINDRA *et al.* 1997).

Dessa forma, é possível avaliar a integridade da peça e/ou ferramenta, localizando as áreas que apresentam descontinuidades. Mesmo sendo um meio indireto de sensoriamento, o sensor de emissão acústica é confiável e adequado para o uso em ambientes industriais, permitindo a obtenção de dados instantaneamente.



Liu *et al.* (2005) afirmam que a emissão acústica produz ondas elásticas que podem se propagar no material, sendo possível a detecção destas ondas por sensores de emissão acústica. Segundo Babel *et al.* (2013), a emissão acústica na retificação compreende fenômenos induzidos pela formação do cavaco, atrito, fratura do grão/ligantes e transições de fases ativadas termomecanicamente. O autor atenta ainda para o fato de que, o estudo da emissão acústica no processo de retificação, comparado com outros processos de usinagem é mais desafiador, já que neste tipo de processo a orientação e a distribuição dos grãos abrasivos são irregulares, diferentemente do que ocorre em processos de usinagem com utilização de ferramentas de geometria definida.

Diversos são os objetivos e perspectivas para a utilização deste tipo de sistema de monitoramento para o processo de retificação. Aguiar *et al.* (2009) por exemplo, estudam o monitoramento do processo de dressagem de rebolos, a fim de buscar soluções e caracterizar o momento e as condições de dressagem corretas, através de sinais de emissão acústica. Diferentemente deste autor, Liu *et al.* (2005) e Yang *et al.* (2014) estudaram a captação do sinal de emissão acústica na queima superficial da peça durante o processo de retificação, demonstrando assim um grande potencial deste recurso para o monitoramento de processos de usinagem.

Inasaki (1990) caracteriza ainda a EA como uma energia resultante da interação entre o grão abrasivo e a peça, que se propaga através da estrutura do material. Desse modo, ela pode ser relacionada com a energia específica de retificação, a qual também é uma forma de energia associada ao processo.

A análise da energia é muito importante para a retificação. Através dela, é possível fazer uma série de análises, como: avaliação da dressagem, mapeamento topográfico, avaliação do rebolo, entre outras. Com isso, é possível caracterizar a atividade de remoção de material e obter a condição da ferramenta e da qualidade da peça (STEPHENSON *et al.*, 2006). Aguiar (1997) afirma ainda que a técnica de emissão acústica pode ser usada para detectar o desgaste, queima e colisão do rebolo.

A EA é uma função da velocidade e da profundidade de corte. Além disso, dependendo da dureza do material usinado, torna-se difícil a remoção e morfologia de formação do cavaco, o que implica na maior emissão dos sinais acústicos. A vantagem dessa técnica é que o processo pode ser monitorado instantaneamente. Segundo Lee *et al.* (2001), o problema em utilizar a EA para monitoramento do processo está na sensibilidade associada à localização do sensor, uma vez que quanto mais próximo o sensor da região de corte, melhor

a leitura dos dados. Entretanto, ainda segundo o autor, a deformação plástica, a fratura e o atrito são fortes fontes de energia de emissão acústica, o que gera um grande potencial de monitoramento. Além disso, embora a EA seja um meio indireto de sensoriamento, seu sensor é bastante robusto, sendo adequado para o uso em ambientes industriais. Isso faz com que, apesar de haver outras técnicas para monitoramento da usinagem, a emissão acústica é o mais usado e o mais conveniente.

Para a um melhor desempenho, é preciso que o sensor esteja posicionado o mais próximo possível da região de retificação, pois, assim, são proporcionadas melhores sensibilidade e leitura dos dados (LEE *et al.*, 2001). Para Alves (2007) a variação da velocidade de aplicação do fluido de corte mostrou que as menores emissões acústicas foram obtidas para as velocidades de saída do fluido de 30 m/s e 27 m/s, visto que o fluido penetrou de forma mais eficiente na região de corte com a utilização destas velocidades, facilitando o arranque do cavaco.

A Figura 2.14 apresenta os resultados obtidos por Monici *et al.* (2006) para emissão acústica.

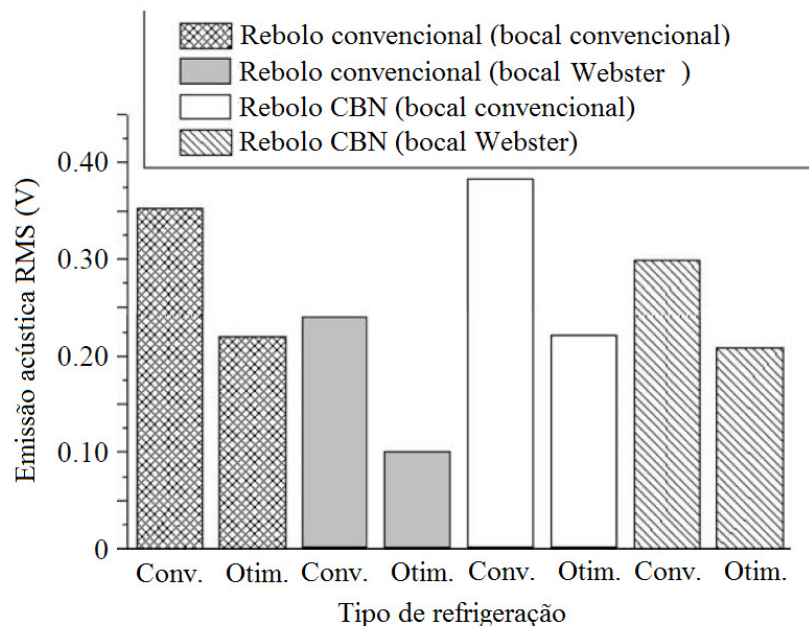


Figura 2.14 - Emissão acústica em função do tipo de refrigeração (MONICI *et al.*, 2006 - adaptado)

De acordo com a figura 2.14, os valores de EA foram substancialmente menores para o método otimizado, o qual levou a uma significativa redução dos valores de EA em todas as situações pelo fato deste método permitir que o fluido penetrasse de modo mais eficaz na zona de corte, uma vez que ajuda a superar a barreira de ar que se forma ao redor do rebolo devido ao seu movimento rotacional (MONICI *et al.*, 2006).

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Os fundamentos teóricos relevantes para a realização deste trabalho, bem como para descrição dos equipamentos e materiais empregados nos experimentos e procedimentos executados a fim de indicar os parâmetros de entrada adotados no desenvolvimento do mesmo e seus respectivos parâmetros de saída são descritos neste tópico. Logo, também são apresentadas as medições e análise de variáveis que visam descrever os efeitos das demais grandezas estudadas. As variáveis de saída consideradas foram: emissão acústica, potência elétrica consumida pelo motor principal da máquina-ferramenta, rugosidade, desvios de circularidade e desgaste diametral do rebolo. A verificação da integridade das superfícies retificadas através de medições de microdureza e exame metalográfico, utilizando microscopia ótica, fizeram parte deste estudo que objetivou caracterizar de melhor forma os fenômenos decorrentes do processo. Os ensaios de retificação foram realizados no Laboratório de Usinagem por Abrasão – LUA, do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Bauru – UNESP.

#### 3.1 Material dos corpos de prova

Para o corpo de prova (CP) foi utilizado o aço ABNT 4340, na condição temperado e revenido. Na escolha deste material, foi levada em consideração sua alta temperabilidade e boa resposta a ação de tensões dinâmicas, propriedades consideradas essenciais para fabricação de componentes mecânicos empregados na indústria automotiva, petrolífera, aeronáutica e construção naval. Comumente indicado para eixos virabrequins, cuja aplicação destina-se a grandes esforços oriundos de alta potência, como tratores, caminhões e automóveis de alto rendimento; bielas, engrenagens, trens de aterrissagem, peças diversas de segurança e eixos em geral, também costumam utilizar desse material visando à relação custo benefício decorrente de sua resistência e aplicação sujeita a grandes esforços.

Zhirafar *et al.* (2007) falam da capacidade que este material apresenta em variar as suas propriedades mecânicas por realização de tratamento térmico, fato que faz deste um dos aços mais popularmente usados para aplicações mais exigentes.

Com elevada temperabilidade, alta tenacidade, baixa usinabilidade e baixa soldabilidade, ligado ao cromo-níquel-molibdênio, o aço ABNT 4340 é amplamente utilizado na fabricação de diferentes componentes mecânicos, inclusive com seções espessas, quando

se deseja uma combinação de resistência mecânica média e resistência à fratura. Também possui elevada resistência à fadiga. Bhattacharya *et al.* (2011) descrevem o aço 4340 como um aço médio carbono, que pode receber tratamento térmico, que é usado em aplicações estruturais críticas, como componentes de construção, componentes automobilísticos, vasos de alta pressão para usinas nucleares e componentes de aeronaves. Toda esta gama de aplicações se deve a sua dureza, alta resistência e por ter uma alta resistência à fadiga e a temperaturas elevadas.

O aço utilizado neste trabalho foi obtido conforme as normas AMS6414 e AMS6415, fornecido pela empresa VILLARES METALS. A composição química do material é apresentada na Tabela 3.1, os valores compreendem as faixas aceitas pela norma ASTM E350, composição fornecida pelo fabricante. A Tabela 3.2 traz as diferentes nomenclaturas de acordo com cada norma.

A geometria dos corpos de prova foi proposta de maneira que pudesse representar as diversas condições de usinagem em corte interrompido encontrado em peças utilizadas atualmente na indústria, como rotores de freios, engrenagens de transmissão, pinhão de direção, assentos de válvulas, pistões, camisas do cilindro, alojamento da embreagem, entre outras.

Tabela 3.1 - Composição química do aço ABNT 4340 (% em peso).

Elemento	Valores encontrados (%)	Valores especificados (%)
Carbono	0,41	0,38 – 0,43
Cromo	0,82	0,70 – 0,90
Enxofre	0,004	0,040 máx
Fósforo	0,010	0,030 máx
Manganês	0,77	0,60 – 0,80
Molibdênio	0,23	0,20 – 0,30
Níquel	1,74	1,65 – 2,00
Silício	0,19	0,15 – 0,35

Fonte: Villares Metals S.A.

Tabela 3.2 - Normas de equivalência do aço ABNT 4340.

ABNT / SAE / AISI	DIN	JIS	BS	AFNOR
4340	~ 40 Cr Ni Mo 6	~ SNCM 8	~ 817M40	~ 35 NCD 6

A confecção dos corpos de prova ocorreu no Laboratório de Tecnologia da Usinagem – LATUS, Faculdade de Engenharia – UNESP – campus de Bauru. O material foi serrado em discos de diâmetro 70 mm e 6 mm de comprimento. As peças foram usinadas em torno convencional e fresadora universal de forma que atingissem as dimensões finais. As dimensões principais dos componentes podem ser observadas na Figura 3.1, acrescentando-se que todos possuíam espessura de  $4,7 \pm 0,05$  mm.

Posteriormente, os elementos foram submetidos a tratamentos térmicos para elevar sua dureza. A técnica foi realizada pela empresa JSC Tratamento Térmico em Metais Ltda. Os elementos passaram por tratamento térmico de têmpera a  $845^{\circ}\text{C}$  por 60 minutos, de maneira a obter uma austenitização total da estrutura seguido de resfriamento em óleo à temperatura ambiente, resultando numa estrutura final martensítica. Logo em seguida, foram realizados tratamentos de revenimento na temperatura de  $350^{\circ}\text{C}$  por mais 120 minutos, com resfriamento em atmosfera ambiente, obtendo a estrutura final martensítica revenida.

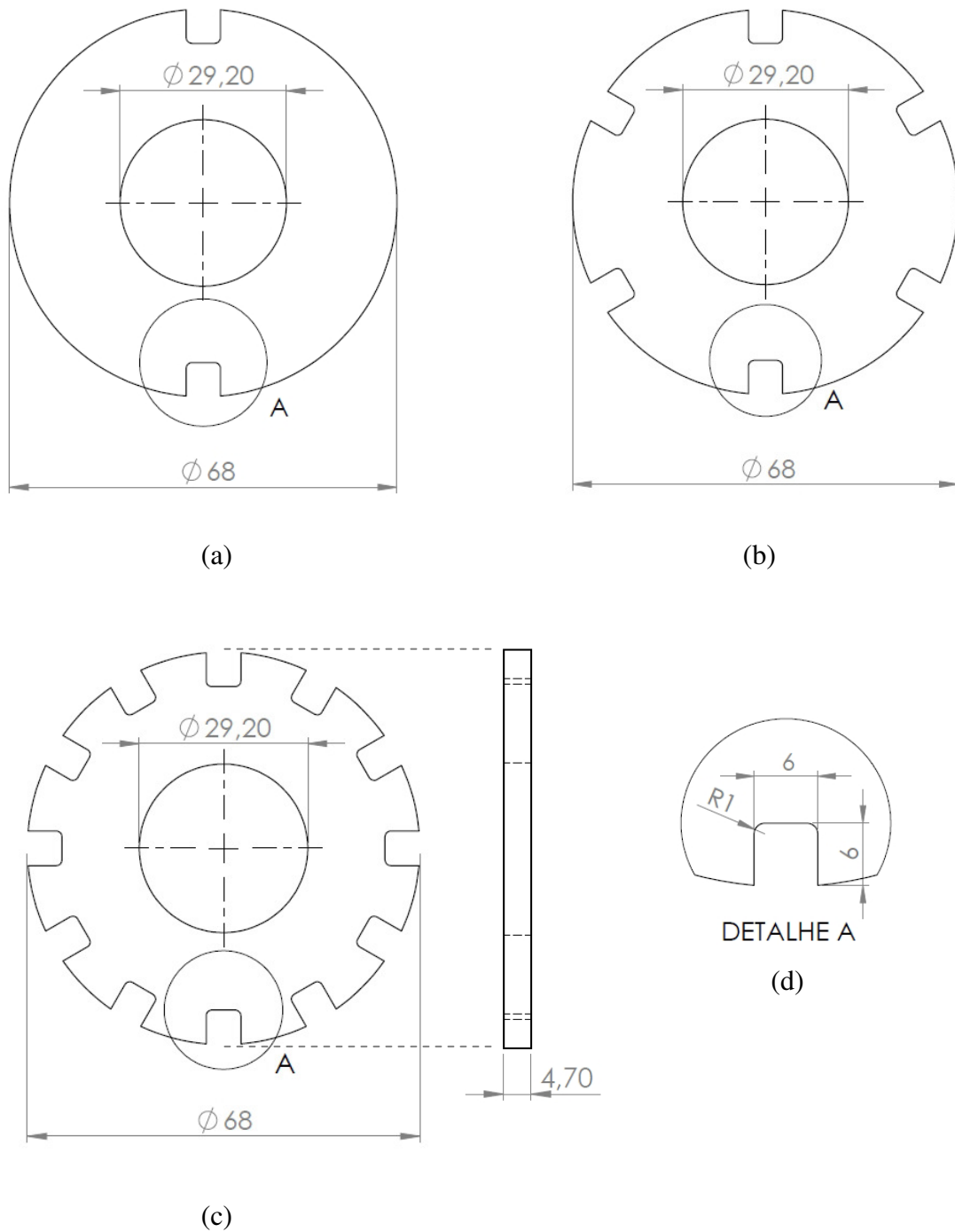


Figura 3.1 - Desenho dos corpos de prova, (a) com 2 ranhuras, (b) com 6 ranhuras, (c) com 12 ranhuras, e (d) detalhe das ranhuras; dimensões em milímetros.

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Após os tratamentos térmicos, de maneira a complementar a caracterização, foram realizados experimentos no material, recebido e tratado termicamente. Deste modo, foi

utilizado um durômetro Officine Galileo para a determinação da dureza Rockwell C ( $HR_C$ ) de cada amostra, seguindo como padrão de ensaio a norma ASTM E18 – 08b (ASTM A 321 – 90). Para a obtenção de um valor confiável de dureza para cada condição, foram realizadas cinco medições em cada amostra. A Tabela 6 apresenta os valores médios de dureza antes e após o processo de têmpera e revenimento.

Tabela 3.3 - Valores de dureza dos corpos de prova antes e após tratamentos térmicos.

Material	Dureza
Aço ABNT 4340 sem tratamento	21 $HR_C$ (243 HV)
Aço ABNT 4340 endurecido	54 $HR_C$ (577 HV)

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

## 3.2 Tipos de ferramentas utilizadas

### 3.2.1 Retificadora cilíndrica

Os experimentos foram realizados em uma retificadora cilíndrica fabricada pela empresa SULMECANICA, modelo RUAP515H, equipada com comando numérico computadorizado (CNC) da empresa Fagor, para o acionamento do eixo “X”. A máquina ferramenta possui vedação com cortinas plásticas e placa de policarbonato para minimizar a perda de fluido para o ambiente. Utilizaram-se três programas CNC, apresentados no Anexo A, com as seguintes finalidades: regularização do diâmetro externo dos corpos de prova, ensaios de usinagem dos corpos de prova, e para impressão do perfil do rebolo desgastado.

### 3.2.2 Rebolos, dressador e parâmetros de dressagem

Os ensaios foram realizados utilizando-se dois tipos de rebolos convencionais de óxido de alumínio branco ( $Al_2O_3$ ), um com ligante vitrificado (AA 100 L6 VS) da Norton Abrasivos; e um com ligante resinoide (AA 100 O6 BRC) da Sivat Abrasivos, ambos recomendados para afiação e retificação de diversos tipos de materiais. As dimensões das ferramentas abrasivas foram: 355,6 mm de diâmetro externo inicial; 25,4 mm de largura e 127 mm de diâmetro do furo. A calibração da rotação do rebolo foi feita utilizando-se de um tacômetro digital da marca LUTRON, modelo DT-2235B. Para manter a velocidade de corte



constante e igual a 30 m/s compensou-se o desgaste do rebolo através do aumento da sua rotação por intermédio de um inversor de frequência da marca WEG, modelo CFW 08.

As operações de dressagem dos rebolos foram mantidas constantes para todos os ensaios. O procedimento foi realizado com um dressador multigranular, tipo conglomerado, fabricado pela empresa Master Diamond. Trata-se de um afiador cuja ponta é composta por diamantes em uma matriz metálica. As dimensões da pastilha são: 15 x 8 x 10 mm. As condições de dressagem foram: velocidade de corte ( $v_s$ ) = 30 m/s, velocidade de dressagem ( $V_d$ ) = 100 mm/min, profundidade de dressagem por passada ( $a_d$ ) = 4  $\mu$ m e profundidade de dressagem total = 80  $\mu$ m.

### **3.3 Sistemas de refrigeração convencional e otimizado**

O conjunto de refrigeração consiste essencialmente de um reservatório de fluido (80 litros), bomba centrífuga, mangueiras, bocais aplicadores e o fluido de corte. O controle da vazão de fluido de corte nos métodos convencional e otimizado foi realizado através de um sistema de medição de vazão inserido após a bomba centrífuga responsável por injetar fluido de corte. Neste sistema, o controle de vazão foi acertado através de válvulas de esfera posicionadas na entrada do medidor de vazão e antes do bico de saída do fluido de corte. Ao passo que se abria ou fechava os registros, o valor da vazão era aferido e mostrado no display do aparelho medidor de vazão da marca Contech, modelo SVTG DMY-2030. Inicialmente, tomou-se o cuidado de colocar o medidor tipo turbina afastado 40 centímetros (cm) da válvula de esfera presente antes do medidor e 30 cm afastado da outra válvula de esfera, antes do bico de refrigeração, em vista dos argumentos apresentados pelo fabricante, esse cuidado deve ser tomado para que os valores indicados no display sejam confiáveis, dessa forma, evitam-se fluxos turbulentos. O medidor de vazão do tipo turbina fornece uma leitura direta da vazão em litros por minuto (l/min) e seu funcionamento ocorre por meio de um campo magnético que é gerado de acordo com a rotação da turbina.

O fluido de corte utilizado foi o óleo emulsionável semi-sintético ME-I concentrado, fabricado pela empresa Quimatic Tapmatic do Brasil Ltda., que foi diluído em 30 partes de água, para aplicações em retificação. A emulsão branca-leitosa utilizada nos ensaios teve pH (potencial hidrogeniônico) e concentração pré-definidos pelo fabricante. Tais variáveis foram mantidas constantes ao longo do processo, não influenciando nos valores obtidos para as variáveis de saída.

As medições da concentração da emulsão foram verificadas periodicamente através de um refratômetro portátil do fabricante ATAGO modelo N-1E, na concentração de 3,5 %. Para correção da concentração, mediu-se no refratômetro a quantidade de óleo através da refração da luz incidente na lente de medição, onde pode ser aferido 0% Brix para a água, por meio de uma coluna branca que aparece no seu visor, e 30% Brix, escala máxima, quando adicionado óleo puro à lente. O mesmo possui um mecanismo de calibração acionado através de um parafuso em sua lateral, utilizado exclusivamente quando ao adicionar água em sua lente o mesmo não consiga atingir o valor zero na escala de medição. Deste modo, após a calibração do equipamento, basta adicionar uma amostra da emulsão sobre a lente e fechar sua tampa, podendo assim verificar se a concentração está nos níveis pré-estabelecidos (para este estudo 3,5%) do contrário, faz necessário a adição de óleo emulsificante a fim de completar a proporção.

Sendo de suma importância o valor do potencial hidrogeniônico para uma total eficácia do fluido a ser utilizado no sistema lubrificante-refrigerante, manteve-se o pH no valor aproximado de 9 (alcalino). Assim, verificou-se a grandeza através de um peagâmetro da marca HANNA, modelo Checker, equipamento composto basicamente por um eletrodo conectado a um potenciômetro, que possibilita a conversão do valor de potencial do eletrodo em unidades de pH. Quando o eletrodo é submerso na amostra, ele produz milivolts que são transformados para uma escala de pH. Antes de iniciar as medidas do fluido de corte, foi preciso calibrar o aparelho, onde fez-se a lavagem do eletrodo com água destilada e em seguida imerso em solução tampão de pH=7, aguardando o tempo para equilíbrio químico e visualização do resultado. Logo após, lavou-se novamente com água destilada e o eletrodo foi novamente imerso em outra solução tampão, agora de pH=4. Aguardou-se o tempo para o equilíbrio químico e novamente fez-se a lavagem do eletrodo com água destilada deixando-o preparado para o uso. A escala de pH padronizada e utilizada varia de 0 a 14. Sendo que substâncias que possuem variação do pH na faixa de 0 a 6 são consideradas ácidas, substâncias com pH em torno de 7 são neutras ou fisiológicas e acima de 7 chegando a 14 são consideradas básicas/alcalinas.

Quanto à proliferação de bactérias, ressalta-se que seu controle não foi necessário devido à rápida utilização do fluido de corte após a emulsão ter sido adicionada juntamente com a água no reservatório previamente limpo, impedindo assim a contaminação do mesmo.

O sistema de refrigeração convencional é o mesmo utilizado em várias empresas atualmente, caracterizado pela aplicação do fluido de corte à baixa pressão e com alta vazão.

De forma que o bocal utilizado neste sistema foi o original da retificadora CNC, composto por dois bicos difusores tipo fixoflex, cada qual com 6,3 mm de diâmetro para a saída do fluido, cuja vazão utilizada para os ensaios foi de 17 l/min e pressão de 0,2 Pa.

Para a utilização do método de refrigeração otimizado, foi empregado um bocal com saída em formato retangular para que o jato do fluido refrigerante tenha uma menor dispersão. O bocal foi construído em aço ABNT 1010 galvanizado e é apresentado no Apêndice B. Devido à perda de carga gerada e à limitação de vazão da bomba centrífuga da máquina retificadora (11.000 l/h), a construção do bocal foi feita de forma a se atingir a maior velocidade de saída de fluido de corte usada nesta pesquisa ( $v_j=30$  m/s). As dimensões internas do tubo retangular necessárias para se conseguir tal velocidade foram: 13 mm de largura; 1,1 mm de espessura e 3 mm de comprimento. Nesta condição, trabalhou-se com vazão de 17 l/min, pressão de 0,6 MPa.

O bocal foi posicionado de modo a atingir precisamente a região de contato (zona de corte) entre o rebolo e a peça, sendo 50 mm a distância vertical entre a saída do bocal e a interface rebolo/peça. Dessa forma, conseguiu-se que a velocidade do fluido ( $v_{fr}$ ) fosse igual à velocidade de corte do rebolo ( $v_c$ ), isto é,  $v_{fr} = v_c = 30$  m/s. Em virtude disso, promoveu-se o rompimento da barreira aerodinâmica ao redor do rebolo.

### 3.4 Equipamentos do sistema de aquisição de dados

A máquina-ferramenta foi equipada com sensor para medição de emissão acústica e circuitos condicionadores de sinais para a medição das variáveis de saída. A aquisição dos dados foi realizada através de um notebook com placa de aquisição de dados A/D, onde o sensor é conectado ao hardware e seus sinais tratados pelo software LabView<sup>®</sup> 7.1 (*Laboratory Virtual Instrument*), da empresa National Instruments. Essa versão do programa se trata de um ambiente de desenvolvimento baseado em programação com linguagem gráfica. Oferece ferramentas e tem boa interface com o usuário na criação de *Virtual Instruments* (VIs). Os parâmetros que foram coletados são: emissão acústica e potência elétrica ( $P_{elet}$ ) consumida pelo motor que acionava a ferramenta abrasiva. Os valores foram armazenados através do software na forma de tensão (V) para posterior manipulação dos dados através do Software MATLAB (*MATrix LABoratory*), da empresa MathWorks<sup>®</sup>.

O MATLAB se trata de um software interativo de alta performance voltado para o cálculo numérico, integrando análise numérica, cálculo com matrizes, processamento de

sinais e construção de gráficos em ambiente fácil de usar onde problemas e soluções são expressos somente como eles são escritos matematicamente, ao contrário da programação tradicional.

### **3.4.1 Emissão Acústica**

Para medição da emissão acústica foi utilizado um sensor piezoelétrico conectado a uma unidade de tratamento de sinais, modelo DM 42, ambos fabricados pela empresa SENSIS. Estes equipamentos são capazes de monitorar em tempo real o sinal de emissão acústica por meio do seu valor quadrático médio – RMS (Root Mean Square). A captação do sinal foi feita da seguinte forma: o sensor de EA capta as variações das tensões de deformação provenientes da retificação e as envia em seguida para o módulo de EA, que as converte em tensões elétricas. O módulo envia o sinal destas tensões elétricas até a placa de aquisição instalada no notebook de maneira direta, sem a necessidade de nenhuma manipulação de dados. Optou-se pelo posicionamento do sensor fixo de EA o mais próximo possível da peça, minimizando o surgimento de interferências. Para a aquisição dos sinais, o detector foi colocado no cabeçote móvel da retificadora, próximo ao contraponto, a fim de detectar as possíveis variações do sinal de emissão acústica e sua relação com as demais variáveis de saída. Foram realizados diversos ensaios preliminares para determinar a melhor regulação do sistema de medição da EA e obter boa resposta do nível do sinal RMS sem que este saturasse. Durante os ensaios de retificação, utilizaram-se os seguintes parâmetros: ganho de sinal = 5; redução de ruído = 0; filtro passa alta frequência de corte = 10 K e constante de tempo = 1 ms.

### **3.4.2 Potência elétrica do motor**

O sinal de potência elétrica é obtido através da corrente elétrica do inversor de frequência da máquina. O inversor de frequência da marca WEG, modelo CFW 08, possui uma saída de 10V, através da qual pode-se obter a variação da corrente elétrica durante o processo de retificação. Essa corrente elétrica é proporcional à potência elétrica consumida, permitindo assim obter o sinal de potência do processo. Para isso, um circuito eletrônico, denominado Curvopower 3, foi projetado e construído no Laboratório de Aquisição de Dados e Processamento de Sinais – LADAPS – FE – Unesp - Bauru, coordenado pelo Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar. O dispositivo foi utilizado para transformação dos valores de

corrente elétrica e tensão (provenientes do motor) em sinais de tensões compatíveis para serem enviados a uma placa de aquisição de dados e manipulados pelo programa de aquisição de dados.

### **3.4.3 Desgaste diametral do rebolo**

Para medir o desgaste radial do rebolo utilizou-se o método da impressão do perfil desgastado em um corpo de prova devidamente preparado para tal finalidade, onde os desníveis existentes entre as regiões gastas e não gastas do rebolo foram repassados ao corpo retificado. Neste método, após cada ensaio, foi realizada a impressão do perfil do rebolo em um cilindro de aço ABNT 1020, de dimensões: diâmetro = 38 mm e comprimento = 90 mm.

O cilindro foi fixado entre pontas na retificadora, de modo que a ferramenta abrasiva então retificava um determinado volume de material, penetrando uma profundidade de corte igual a 0,5 mm. Como durante o processo de retificação, apenas uma parte da largura do rebolo é desgastada, a outra serve de referência para a medição do desgaste radial  $\Delta r$ , a ser verificado.

Ao final dos ensaios, os cilindros com o desgaste do rebolo foram caracterizados utilizando um perfilômetro de contato da marca Taylor Hobson, modelo Form Talysurf Intra i60, com raio do apalpador de  $2\mu\text{m}$  e programa computacional Taylor Hobson  $\mu\text{ltra}$ . As análises superficiais utilizaram o programa Talymap Gold, adquirido junto com o perfilômetro Talysurf Intra i60. Os parâmetros adotados foram cut-off e comprimento da amostra de rugosidade ( $l_r$ ) de 0,025 mm, comprimento de amostragem ( $L_c$ ) de 1,25 mm e filtro tipo Gaussiano, para separar rugosidade, ondulação e erro de forma das amostras. Todas as superfícies foram medidas três vezes e, então, calculado o valor médio e o desvio-padrão do perfil.

### **3.4.4 Rugosidade**

A rugosidade da superfície retificada foi medida em um rugosímetro portátil, modelo Surtronic 3<sup>+</sup> e um software TalyProfile, versão Lite 3.1.4, ambos da marca Taylor Hobson. Este instrumento possui agulha do apalpador de diamante com raio de ponta de  $5\mu\text{m}$ , resolução de  $0,01\mu\text{m}$  e trabalha com carga de 150 a 300 gf. O conjunto é anexado a um microcomputador mediante a interface de transmissão para coleta de dados RS232. Este

equipamento é capaz de fazer medições de rugosidade nos parâmetros Ra, Ry, Rz, Rq. Tem-se a possibilidade de configurar o comprimento de amostragem (cut-off), assim como o número de cut-offs de uma medição. Para selecionar os parâmetros das medições, empregou-se a norma ASME B46.1-1996 [1996]. De acordo com essa norma, a distância percorrida pelo apalpador deve ser igual a 5 vezes o cut-off ( $\lambda_c$ ), mais as distâncias ( $l_v$  e  $l_m$ ) para atingir a velocidade de medição e para a parada do apalpador, respectivamente.

No experimento, foi utilizado o parâmetro Ra (rugosidade média aritmética). O equipamento foi aferido e calibrado antes das medições, sendo configurado com cut-off de 0,25 mm e o filtro 2CR-fase corrigida. O apalpador do equipamento foi posicionado de forma que a mensuração fosse praticada no sentido axial da peça. Os CPs foram limpos utilizando uma seqüência de banhos, respeitando a ordem crescente de volatilidade dos líquidos, a seguir: querosene, thinner, álcool etílico P. A., álcool metílico P. A., éter etílico P. A. e tetracloreto de carbono P. A.

Para a realização das medições, fixou-se o CP em um eixo, o qual por sua vez foi preso em um bloco em “V”. Executou-se 3 medições em cada peça, sendo estas feitas em regiões distintas e equidistantes. Com estes valores foi possível obter uma média aritmética e também o desvio-padrão das amostras.

### **3.4.5 Desvios de Circularidade**

Para a medição dos desvios de circularidade, utilizou-se o equipamento Talyrond 31C, do fabricante Taylor Hobson, aferido e calibrado antes do início das medições. A precisão deste equipamento é de 0,03  $\mu\text{m}$  e sua capacidade máxima de medição é de 370 mm de diâmetro e 225 mm de altura. O equipamento é dotado de um conjunto braço/coluna, que possibilita o movimento em dois eixos (vertical e horizontal). A mesa giratória do dispositivo é alimentada através de um sistema de ar comprimido para que o movimento de rotação seja constante e suave. Antes da entrada no circularímetro, o ar comprimido passa por um registro e um filtro de ar que permitem regular a pressão no sistema.

A peça foi fixada em uma placa de três castanhas, verificando-se a melhor fixação. A linha de centro de giro é perpendicular à face da peça e passa pelo centro determinado por dois diâmetros perpendiculares da peça (considerada no seu plano da face). Na ponta do braço do equipamento encontra-se a parte mais sensível da máquina, o apalpador com uma ponta de rubi, elemento que efetua o contato com a peça para a obtenção dos desvios de circularidade.

Antes das medições, as amostras foram submetidas a banhos de limpeza como nas medições de rugosidade, para impedir que pequenas partículas abrasivas influenciassem na medição desta grandeza. Deste modo, foram executadas três medições em posições distintas, defasadas a 120° da posição anterior. A largura total da peça para cada passe de retificação foi de 4,75 mm. Portanto, foi realizado um deslocamento axial na máquina (vertical) de 0,75 mm entre cada medição.

Por se tratarem de amostras com superfícies interrompidas, configurou-se o equipamento para que o apalpador do mesmo tivesse um deslocamento máximo de 500  $\mu\text{m}$ , garantindo assim sua integridade no decorrer das medições. Após cada avaliação, os valores obtidos eram filtrados, através de um software específico adquirido junto com o circularímetro, sendo desconsideradas as regiões descontínuas. Ao final das três medições, os valores médios dos desvios de cada peça foram calculados.

### **3.5 Preparação das amostras para análise metalográfica e microdureza**

Após os ensaios para a determinação dos desvios de circularidade e de rugosidade, os corpos de prova foram seccionados em três partes distintas. A avaliação e caracterização microestrutural e mecânica das amostras nas condições: como recebida, tratadas termicamente e após os ensaios de retificação foi realizada com o auxílio de várias técnicas complementares de análise, a saber: macrografias da superfície, microscopia óptica e ensaios de microdureza Vickers. Tais processos de preparação metalográfica são normatizados pela ASTM E 3-01 (2007). A preparação das amostras foi realizada no Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia – Unesp - Bauru.

Inicialmente, as amostras foram retiradas dos corpos de prova utilizando uma máquina de corte metalográfico da marca Struers, na sequência, empregou-se uma máquina de micro corte de precisão da marca Presi, modelo Mecatome 180 para a finalização do dimensionamento das amostras. Em ambos os equipamentos, foram utilizados discos de corte abrasivo de carbetto de silício (SiC), assistidos por refrigeração a fim de evitar alterações microestruturais.

Por consequência do dimensionamento das amostras (10 x 10 x 4,7 mm), foi necessário utilizar a técnica de embutimento à quente utilizando resina fenólica (baquelite), com reforço metálico no contorno das unidades. Esta condição facilitou a manipulação das amostras e suas observações no microscópio, pois conseguiu-se um maior paralelismo entre a

superfície polida a ser analisada e o plano focal da lente objetiva, resultado em foco em toda a superfície. As amostras foram embutidas individualmente em um equipamento da marca Teclago, modelo EM30D, utilizando-se uma temperatura de 180 °C, pressão mínima de 9,81 MPa, com resfriamento de 10 minutos. Empregando-se um gravador/vibrador com ponta de aço temperado, as amostras foram identificadas de acordo com o número de entalhes e quanto à seção das quais foram obtidas.

A preparação da superfície iniciou-se com o lixamento em lixadeira manual da marca Struers, utilizando lixas de carbetto de silício (SiC) de granulometrias 120, 220, 320, 400, 500, 600, 1000, 1200, 1500 e 2000 mesh. Em todas as etapas do processo foi utilizada água filtrada como lubrificante e refrigerante. Utilizou-se o líquido para que ocorresse maior rendimento possível dos consumíveis e para que as partículas abrasivas que se soltam do papel e partículas do material desgastado sejam lavadas pelo fluido, impedindo impregnações. Cada vez que se mudou para uma granulometria menor, deu-se um giro de 90 graus na amostra em relação aos riscos deixados pela lixa anterior. Esta seqüência fez com que os riscos deixados pelo papel abrasivo anterior fossem removidos. Procedeu-se também lavar a amostra com água nas trocas das lixas para evitar que houvesse contaminação com grãos maiores do que os utilizados pelo processo de lixamento posterior. Antes de iniciar o polimento, foi importante lavar as amostras com detergente neutro e álcool hidratado 92,8 °INPM, secando posteriormente com jatos de ar quente oriundos de um soprador térmico da marca Dewalt, modelo D26414.

O polimento foi efetivado em quatro etapas, utilizando pastas à base de diamante de 6 e 3 µm, e posteriormente com óxido de alumínio (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, alumina) em suspensão de 1 e 0,3 µm. Entre cada etapa, as amostras eram lavadas com água e detergente neutro para evitar contaminação dos panos de polimento. Para as atividades com pastas de diamante utilizou-se uma politriz metalográfica rotativa da marca Arotec, modelo APL-4, e para as aluminas, uma politriz da marca Buehler, modelo AP 2, ambas com uma rotação do prato de 500 rpm (rotações por minuto), durante 3 minutos por amostra. Utilizou-se panos de polimento da marca Arotec, modelo DBM para o óxido de alumínio e GOLD para o diamante. No polimento, foram eliminados todos os riscos do lixamento e a amostra ficou totalmente espelhada, com alta refletividade.

Concluindo o processo de polimento, utilizou-se uma cuba de ultrassom digital microprocessada para limpeza (*Clear Machine*) da marca Yaxun, modelo 3560. As amostras



foram imersas em álcool isopropílico na temperatura de 25 °C e agitadas por 10 minutos, depois secas em soprador térmico.

Durante o procedimento de preparação e caracterização das amostras, a temperatura do laboratório foi mantida em 25 °C e a umidade do ambiente em 45%, as medições dessas grandezas foram feitas empregando um termohigrômetro digital da marca Icel Manaus, modelo HT – 208.

### **3.5.1 Microscopia ótica**

Deu-se especial atenção à microscopia óptica por ser uma técnica relativamente acessível e que traz uma grande quantidade de informações úteis. A princípio, investigou-se o material observando-se as amostras polidas sem ataque, com ampliação de 800x. Na seqüência, para observar as microestruturas, atacou-se quimicamente a superfície a ser estudada pelo método de imersão, utilizando uma solução de Nital 2% (álcool etílico P.A. com 2% de ácido nítrico P.A.) na temperatura de 25 °C por cerca de cinco segundos. Para neutralizar a ação do reagente químico, as amostras foram lavadas com água, detergente neutro e álcool etílico.

As observações e documentação fotomicrográfica das amostras foi feita em microscópio óptico da marca Olympus, modelo BX 51, acoplado a uma câmera digital da marca Leica, modelo EC-3 e o aplicativo de registro fotográfico Leica Application Suite EZ – versão 2.0, pertencentes ao Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia – Unesp - Bauru.

A calibração do equipamento ótico foi de suma atenção, pois muitas vezes um microscópio está configurado para um determinado aumento com uma certa combinação de ocular e objetiva, mas após a obtenção e gravação da imagem, em filme fotográfico ou câmera digital, essa imagem passa por ampliações ou reduções, alterando o aumento inicial. Para manter de forma fiel a informação sobre o tamanho do objeto observado, utilizou-se uma linha de dimensão conhecida, chamada de “barra de micra”, a colocação dessa barra é considerada mais correta do que a simples indicação do aumento. Por outro lado, tomou-se o cuidado de citar as ampliações utilizadas, pois assim se mostra de forma clara o aumento necessário para visualizar as estruturas estudadas.

Para verificação da microestrutura resultante das diferentes condições de usinagem, utilizou-se aumentos variando de 500 a 1000x. Além de iluminação de campo claro, o modo

mais comum em MO, usou-se também contraste por interferência diferencial (differential interference contrast – DIC) e iluminação de campo escuro.

### 3.5.2 Microdureza

Após a análise por microscopia óptica, as amostras foram submetidas novamente a um polimento metalográfico com alumina de 1  $\mu\text{m}$  e direcionadas à medição de dureza Vickers em microdurometro digital da marca Mitutoyo, modelo HM-211. Os testes de microdureza basearam-se na impressão produzida por um indentedor Vickers padrão com ponta de diamante em forma da pirâmide de base quadrada, com ângulo de 136 graus entre as faces. Poderiam ser aplicadas cargas diversas, entre 1 gf e 1000 gf, com tempo de aplicação de 10 a 15 segundos, depois de atingido o valor total da carga. A medição da dureza superficial baseou-se na norma ASTM E 384-07 – Método de ensaio padrão para dureza de micro-penetração dos materiais.

Nesta pesquisa, os ensaios de microdureza foram realizados de duas maneiras: sob a superfície retificada e ao longo das faces perpendiculares a superfície retificada. Para tanto, foi preparado outro conjunto de amostras, estas embutidas em baquelite de forma que a parte convexa da amostra proporcionasse condições de executar o lixamento até obter-se um comprimento (l) de aproximadamente 5 mm, o que resultaria em uma profundidade abaixo da superfície de aproximadamente 160  $\mu\text{m}$ . A forma como foram seccionadas as amostras e a descrição do cálculo geométrico para obtenção de uma ampliação da região a ser estudada é apresentada no Apêndice B, página 132.

A carga utilizada nos ensaios de todas as amostras foi de 30 gf com tempo de aplicação de 15 segundos. O equipamento em questão dispõe de software que efetua os cálculos para determinação dos valores de microdureza, bastando apenas ao operador informar as dimensões das diagonais, utilizando-se de uma mesa graduada nas direções eixos “X” e “Y”; e um par de lentes objetivas que proporcionam ampliações de 10 e 50x. Entretanto, para melhorar o detalhamento do contorno das indentações, utilizou-se o microscópio óptico acoplado a um sistema de análise e processamento de imagem, já mencionado no item “3.5.1 Microscopia Óptica”, o qual proporcionou ampliações de até 1000x. Logo, a dureza Vickers foi obtida medindo-se as diagonais produzidas pelo indentedor, através da expressão:

$$HV = \frac{2F \left( \frac{\sin \alpha}{2} \right)}{d^2} = 1,854 \frac{F}{d^2} \quad (6)$$

Onde: F é a carga aplicada; d é a média aritmética das diagonais da moosa;  $\alpha$  é o ângulo entre as faces do penetrador (136°).

Em cada amostra foram realizadas cinco medições em doze posições diferentes, respeitando a distância mínima de 2,5 vezes o comprimento da maior diagonal encontrada. Os resultados apresentados são as médias dos valores obtidos, juntamente com seus respectivos desvios-padrão, sendo utilizados para verificação do perfil de microdureza em função da taxa de avanço e do número de entalhes de cada corpo de prova retificado.

### 3.6 Planejamento dos experimentos

Os ensaios consistiram de operações de retificação cilíndrica externa de mergulho (movimentação de avanço do rebolo apenas na direção radial), onde componentes com geometria interrompida foram retificados, variando-se os ligantes da ferramenta abrasiva, o número de ranhuras na superfície a ser retificada, as condições de avanço radial e de refrigeração. Os programas CNC utilizados para realizar os ensaios de retificação estão descritos no Apêndice A, página 129.

Os corpos de prova foram posicionados e apertados pelo diâmetro interno em um eixo tipo mandril e fixados na máquina ferramenta entre pontas. Verificava-se então as condições de concentração e pH do fluido de corte, caso o mesmo não estivesse nas condições desejadas, procedimentos de correção eram tomados até que as condições ideais fossem alcançadas.

Inicialmente, o rebolo foi aproximado à peça até tocá-la, posição na qual era corrigida até se regularizar a dimensão do diâmetro inicial. Sequencialmente, o rebolo foi afastado a uma distância de 0,1 mm na direção radial. Feito isso, era acionada a retificadora com a velocidade de mergulho e refrigeração desejada e a aquisição de dados era acionada. Os ensaios tiveram duração de 50 ciclos e entre cada ciclo, um tempo de centelhamento de 1,78 segundos. Cada ciclo, ou mergulho, teve profundidade radial de corte de 0,1 mm. Em todos os ensaios, o fim da aquisição ocorria quando os corpos de prova apresentavam uma redução de 10 mm em seu diâmetro. Em função da relevância do condicionamento dos rebolos nos resultados, cada novo ensaio foi precedido da correção do perfil da ferramenta

abrasiva e exposição dos grãos, seguindo um procedimento padrão, cujo objetivo era manter a qualidade constante.

As condições em que os ensaios foram realizados são apresentadas nos itens 3.1 à 3.3; e a matriz experimental dos ensaios é exposta em fluxograma (Figura 3.2), respeitando a Tabela 3.4, apontada a seguir:

Tabela 3.4 - Itens da matriz de experimentos.

Sigla	Significado
RV	Rebolo de óxido de alumínio vitrificado
RR	Rebolo de óxido de alumínio resinoide
RC	Refrigeração convencional
RO	Refrigeração otimizada
V1	Velocidade de avanço do rebolo ( $v_f = 0,25$ mm/min)
V2	Velocidade de avanço do rebolo ( $v_f = 0,50$ mm/min)
V3	Velocidade de avanço do rebolo ( $v_f = 0,75$ mm/min)
2E	Corpo de prova com dois entalhes
6E	Corpo de prova com seis entalhes
12E	Corpo de prova com doze entalhes

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Para analisar as variáveis de saída foram realizadas três repetições em cada ensaio. Após a conclusão dos ensaios de usinagem, foram efetuadas as medições do desvio de circularidade, rugosidade e desgaste diametral do rebolo, seguida da preparação metalográfica para as práticas de microscopia ótica e microdureza Vickers.

A Tabela 3.5 apresenta as condições de usinagem utilizadas constantes em todos os ensaios.

Tabela 3.5 - Condições de usinagem utilizadas constantes em todos os ensaios

velocidade de corte (vs)	30 m/s
rotação da peça (nw)	204 RPM (vw = 0,58 m/s)
sobremetal removido a cada ciclo	0,10 mm
tempo de centelhamento (tso)	1,78 s
largura de retificação (bw)	4,70 mm
profundidade de dressagem (ad)	0,04 mm
profundidade de dressagem total	0,80 mm
velocidade de dressagem (vd)	100 mm/min

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

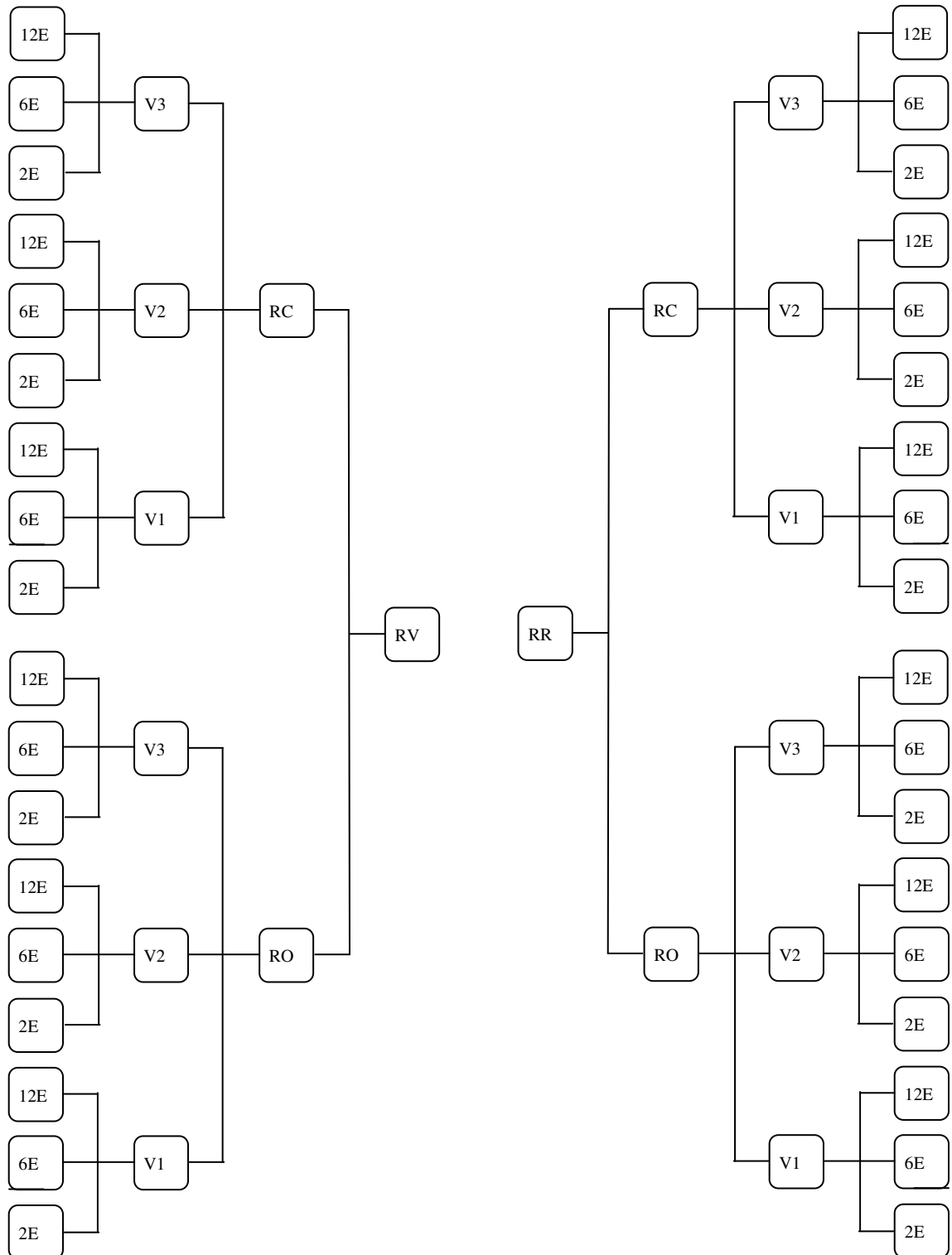


Figura 3.2 - Matriz de experimentos.

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos e as respectivas discussões para cada condição de retificação realizada, através das variáveis: rugosidade, desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, análise microestrutural e medição de microdureza para verificação da integridade das superfícies retificadas. Os sinais de emissão acústica e os adquiridos através da potência elétrica do motor principal da retificadora cilíndrica também são analisados.

Conforme descrito nos procedimentos experimentais, foram estudados dois ligantes da ferramenta abrasiva, a variação do número de ranhuras na superfície a ser retificada, as condições de avanço radial e de refrigeração. O volume de cavaco removido em cada ensaio foi aproximadamente  $4651 \text{ mm}^3$ . Para cada ensaio foram realizadas duas repetições.

Os resultados para as variáveis analisadas estão dispostos na forma de gráficos de barras e de dispersão para a microdureza, contendo a média das medições com seus respectivos desvios-padrão.

### 4.1 Rugosidade

Na forma de amplo conhecimento estudado, tem-se que o acabamento superficial pode afetar significativamente a resistência dos componentes quando submetidos a ciclos de fadiga. Em geral, pode-se dizer que a rugosidade da peça retificada é influenciada principalmente pelo tamanho de grão abrasivo do rebolo, centelhamento, dressagem, taxa de remoção do material e condições de lubrificação-refrigeração. O fluido de corte tipo emulsão, utilizado nesta pesquisa, apresenta como característica marcante a refrigeração e baixa lubrificação da peça, afetando assim a rugosidade. Os valores de rugosidade apresentados são médias de três medições em diferentes posições, com seus respectivos desvios-padrão.

A Fig. 4.1.1 apresenta o gráfico com os resultados obtidos da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) dos corpos de prova (CP's) referentes à comparação entre as condições de lubrificação-refrigeração em função das velocidades de mergulho, quando se utilizou rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado.

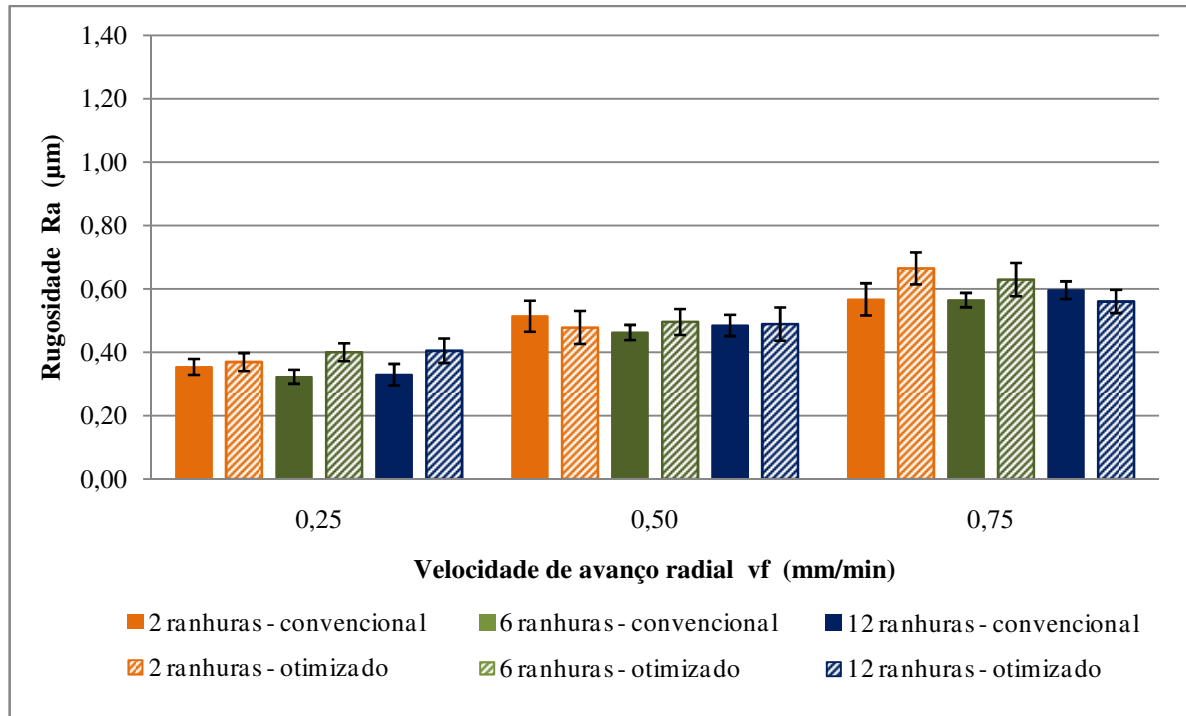


Figura 4.1.1 – Rugosidade média (Ra) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração.

Da Fig. 4.1.1 é possível observar que houve tendência de maiores valores de rugosidade com o aumento da velocidade de mergulho para a maioria dos ensaios realizados. Nota-se que os maiores valores de rugosidade foram encontrados para os corpos de prova com maior número de ranhuras. Quando se utiliza rebolo com ligante vitrificado, percebe-se que a refrigeração convencional foi mais eficiente que o método a elevada pressão (otimizado). Para o menor avanço a diminuição na rugosidade foi de 16,8%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 7,3%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, pode-se constatar uma diminuição de 39,2 % nos valores de rugosidade a favor da menor velocidade de avanço.

Quando usina-se os corpos de prova com ranhuras, observam-se melhor penetração e distribuição do fluido refrigerante pela região de corte, o que facilita a redução da temperatura e, principalmente, a redução do atrito, logo este que influencia fortemente a rugosidade superficial. Pérez *et. al* (2008) concluíram em seu trabalho (estudo com ranhuras presentes no rebolo) que a temperatura de corte sofre uma redução conforme aumenta o número de rasgos no rebolo abrasivo.



Além disso, segundo Kountanya (2008), a temperatura para o processo de corte intermitente (no caso do torneamento) é menor que para o corte contínuo, uma vez que os períodos de aquecimento (remoção de material) e de resfriamento (não remoção de material) são intercalados. No caso dos corpos de prova de doze ranhuras os valores de rugosidade encontrados superam os valores de rugosidade dos corpos de prova de seis ranhuras. Por possuir um maior número de ranhuras, seria conveniente encontrar valores mais baixos de rugosidade do que aqueles encontrados para os corpos de prova de seis ranhuras, já que permitiria melhor distribuição do fluido de corte por apresentar o dobro de ranhuras. No entanto, um grande número de ranhuras faz com que o rebolo seja mais frequentemente submetido aos choques que ocorrem no instante que o rebolo para de “cortar em vazio” (rebolo passa pela ranhura, portanto não há contato peça-rebolo) e começa a usinar a peça (inicia-se o contato peça-rebolo). Como o rebolo continua seu movimento de penetração ao passar pela ranhura, já apresenta uma profundidade de corte em relação à superfície a ser usinada na iminência do contato com a peça, o que é suficiente para provocar choques mecânicos no rebolo que podem soltar os seus grãos ou fraturar o seu ligante, diminuindo a eficiência do corte e ocasionando menor qualidade superficial do corpo de prova quando comparado à qualidade superficial do corpo de prova de seis ranhuras.

Em geral, para todas as condições ensaiadas de corpos de prova com ranhuras, os resultados obtidos especificamente para cada condição de velocidade de mergulho foram estatisticamente similares, isto é, não foi verificada diferença estatística. No entanto, ao se comparar as três velocidades de mergulho simultaneamente, observa-se que entre estas há diferença estatística, ou seja, a severidade do processo, que ocorre pela elevação da espessura do cavaco (aumento de  $v_f$ ), é mais significativa do que a presença e o número de ranhuras.

A Fig. 4.1.2 apresenta o gráfico com os resultados obtidos da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) dos corpos de prova referentes à comparação entre as condições de lubrificação em função das velocidades de mergulho, quando se utilizou rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide.

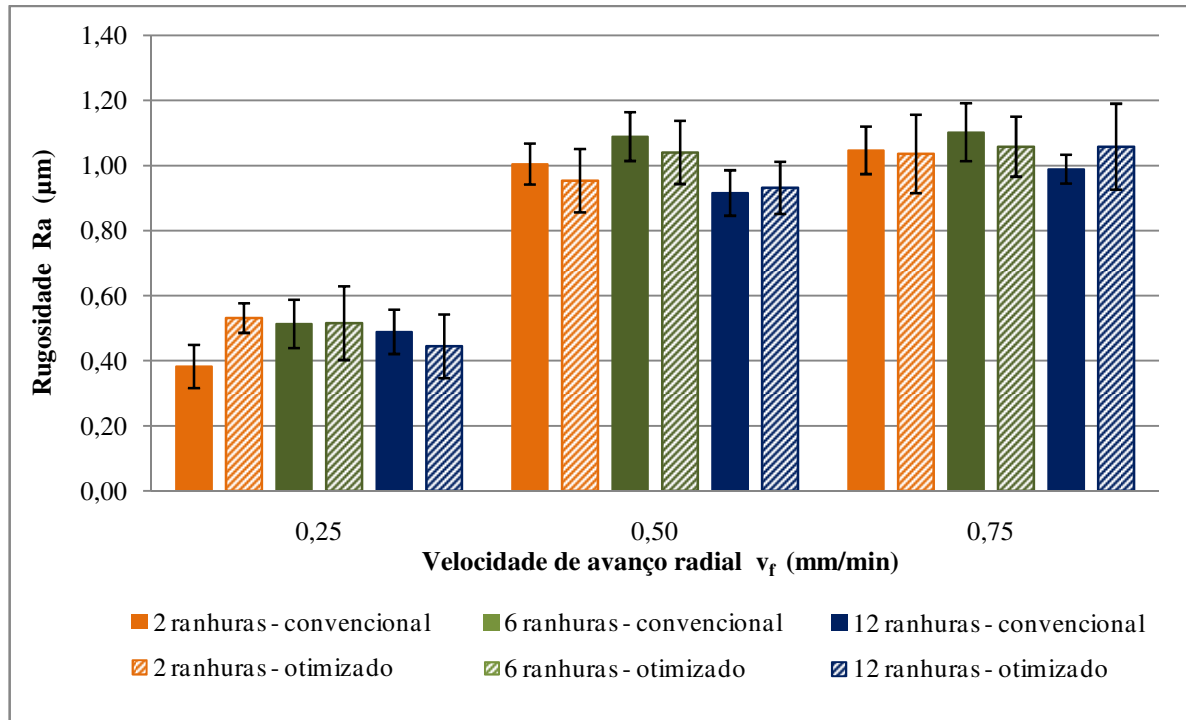


Figura 4.1.2 – Rugosidade média (Ra) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração.

De acordo com a Fig. 4.1.2, verifica-se que a rugosidade teve tendência de aumento conforme a  $v_f$  aumentou, considerando um mesmo número de ranhuras. Com a penetração do rebolo na peça e consequente compressão da superfície da mesma, ocorre aumento da severidade do corte de acordo com o aumento de  $v_f$ . Dessa forma, os impactos ocasionados durante o processo de retificação se tornam mais intensos com o aumento da  $v_f$ , e de acordo com Al-Zaharnah (2006), a ocorrência de acoplamentos e desacoplamentos entre a peça e o rebolo (corte interrompido) ocasiona o desprendimento de grãos do rebolo e/ou fratura do ligante e, assim, alterações na rugosidade da peça.

Percebe-se que os maiores valores de rugosidade foram encontrados para os CP's com 6 ranhuras, para todas as velocidades de mergulho analisadas. Ao analisar uma mesma  $v_f$  para os diferentes CP's, verifica-se que, no geral, houve tendência de aumento da rugosidade do CP de 2 ranhuras para o CP de 6 ranhuras, seguido de posterior redução para o CP de 12 ranhuras. Quando se utiliza rebolo com ligante resinoide, percebe-se que a refrigeração otimizada foi mais eficiente que o método convencional. Para o menor avanço a diminuição na rugosidade foi de 7,7%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 0,4%. Em

geral, quando se estuda a influências das velocidades de avanço, verifica-se uma diminuição de 54,3% nos valores de rugosidade a favor da menor velocidade de avanço.

Do ponto de vista estatístico, para uma mesma  $v_f$ , pode-se dizer que os resultados não apresentaram diferenças significativas, tendo em vista os desvios-padrão (dispersão) dos resultados obtidos. Isso porque os resultados apresentaram variação irrelevante. Como exemplo, analisando a  $v_f$  de 0,75 mm/min, é possível dizer que todos os CP's apresentam mesmo valor quando se interseccionam em pontos comuns em seus campos de desvio padrão, ou ainda, que a tendência não se altera, pois as barras representam apenas valores médios.

A Fig. 4.1.3 apresenta o gráfico com os resultados obtidos da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) dos corpos de prova referentes à comparação entre os diferentes ligantes utilizados na ferramenta de corte em função das velocidades de mergulho ensaiadas, quando se utilizou refrigeração convencional.

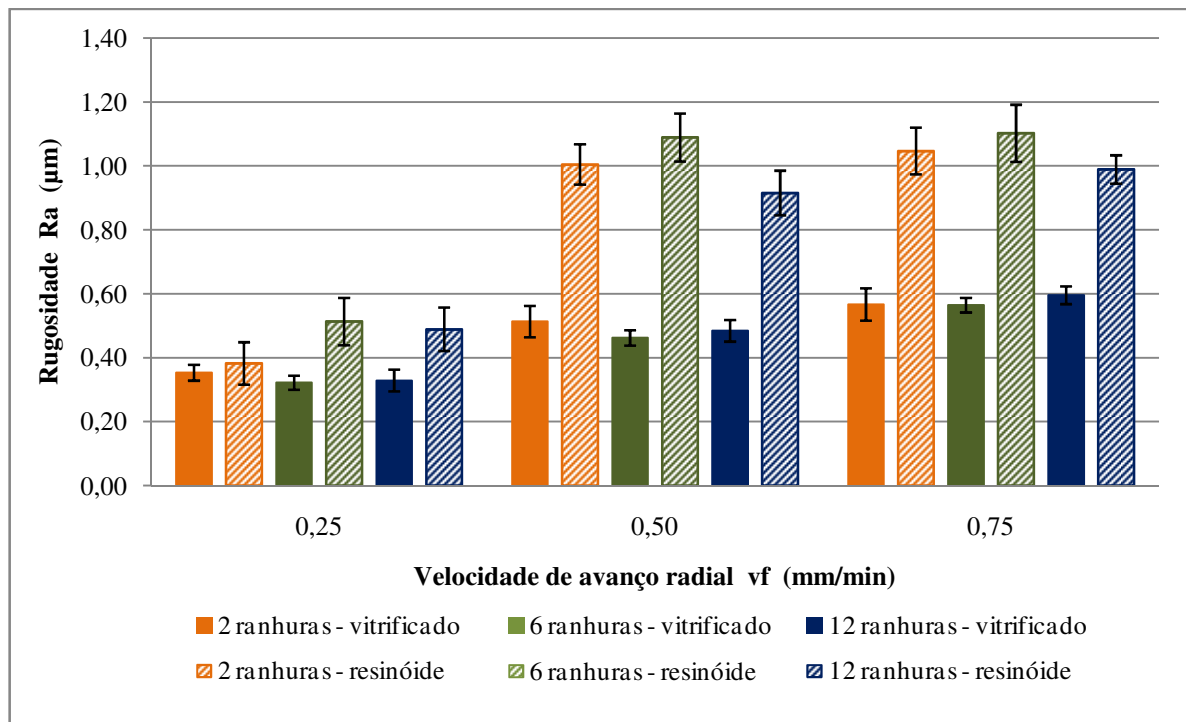


Figura 4.1.3 – Rugosidade média ( $R_a$ ) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional.

Da Fig. 4.1.3 é possível observar que para todas as condições ensaiadas houve tendência de aumento da rugosidade com o crescimento da velocidade de mergulho para um mesmo corpo de prova.

Nos ensaios do rebolo com ligante resinoide verifica-se que, no geral, houve tendência de aumento da rugosidade do CP de 2 ranhuras para o CP de 6 ranhuras, seguido de posterior redução para o CP de 12 ranhuras.

Quando se analisa apenas o processo de refrigeração convencional, percebe-se que o rebolo com ligante vitrificado foi mais eficiente que o ligante resinoide. Para o menor avanço a diminuição na rugosidade foi de 37,8%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 81,7%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 50,9% nos valores de rugosidade a favor da menor velocidade de avanço.

A Fig. 4.1.4 apresenta o gráfico com os resultados obtidos da rugosidade média aritmética (Ra) dos corpos de prova referentes à comparação entre os diferentes ligantes utilizados na ferramenta de corte em função das velocidades de mergulho ensaiadas, quando se utilizou refrigeração otimizada.

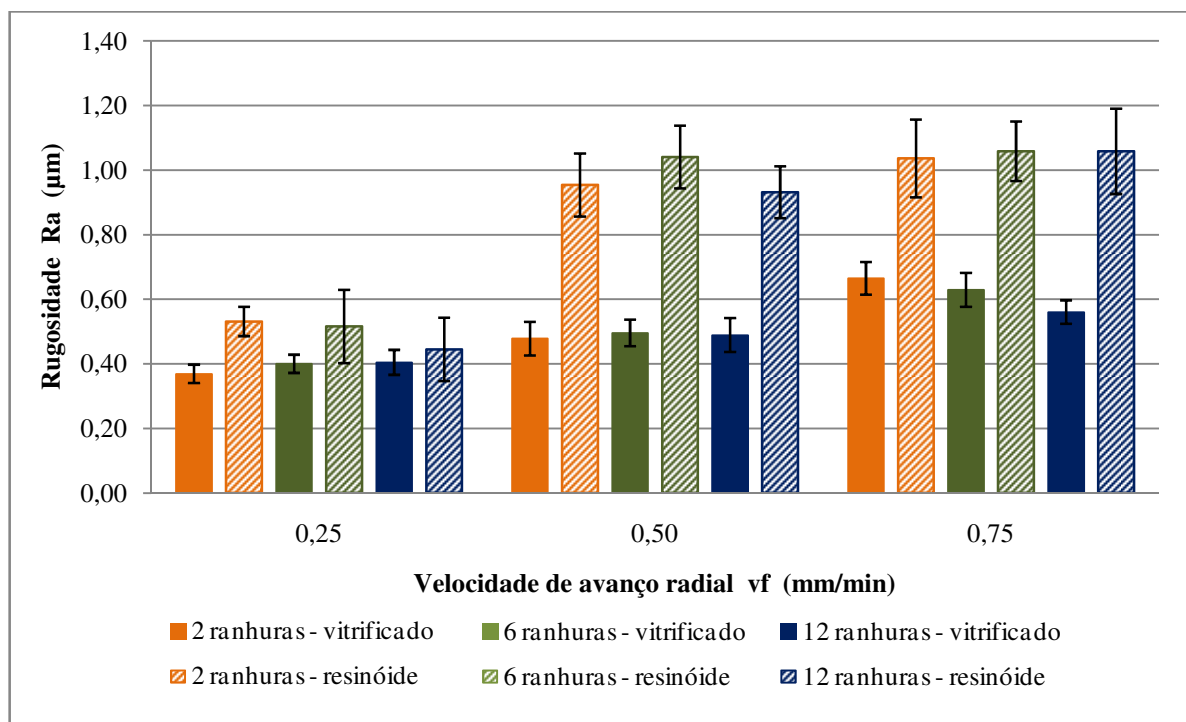


Figura 4.1.4 – Rugosidade média (Ra) em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão.

De acordo com a Figura 4.1.4 verifica-se que os valores de rugosidade média ( $R_a$ ) aumentaram com o aumento do avanço radial, como esperado, independente do ligante empregado. Isso ocorre pelo fato de que quanto maior o avanço radial, maior e mais rápido será o avanço do rebolo contra a peça, o que resulta em uma maior quantidade de material sendo removida da superfície da peça em uma mesma unidade de tempo (maior  $Q_w'$  e  $h_{eq}$ ). A rugosidade também aumenta pelas maiores forças de corte produzidas pelo avanço mais rápido que fazem com que ocorram vibrações, que por sua vez prejudicam o acabamento superficial (SOHAL; SANDHU; PANDA, 2014).

Quando se analisa apenas o processo refrigeração otimizado, percebe-se que o rebolo com ligante vitrificado foi mais eficiente que o ligante resinoide. Para o menor avanço a diminuição na rugosidade foi de 27,1%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 70%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 46,8% nos valores de rugosidade a favor da menor velocidade de avanço.

## **4.2 Desvios de circularidade**

Os resultados para os desvios de circularidade foram obtidos para todas as condições de usinagem realizadas, sendo que para cada condição foram feitas três medições em posições diferentes da peça. A análise dos valores foi feita relacionando as quatro principais variáveis de entrada utilizadas nos experimentos: rebolos de óxido de alumínio com ligantes vitrificado e resinoide e os métodos de lubrificação convencional e otimizada em função das diferentes velocidades radiais da ferramenta de corte.

A Figura 4.2.1 apresenta os resultados dos desvios de circularidade obtidos para o rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado nos casos de refrigeração convencional e otimizada para as diferentes velocidades de avanço radial.

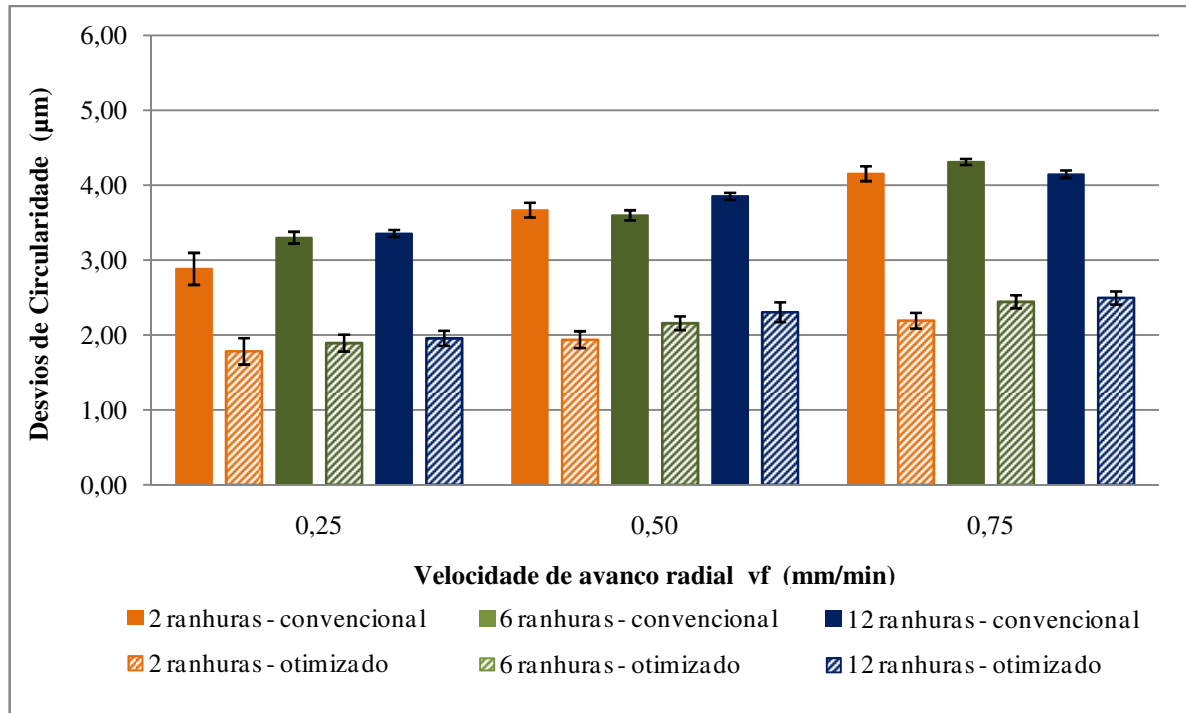


Figura 4.2.1 – Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração.

A análise da Figura 4.2.1 permite verificar que houve tendência de aumento dos desvios de circularidade com o crescimento da velocidade de avanço radial ( $v_f$ ), para todos os tipos de corpos de prova (CP's). Isso se deve ao fato de que, quanto maior é a  $v_f$ , maiores serão os esforços compressivos entre o rebolo e a peça, uma vez que o crescimento da  $v_f$  implica em uma maior penetração do rebolo na peça, para um mesmo intervalo de tempo. Deste modo, os CP's terão suas superfícies sendo comprimidas pela ferramenta de corte abrasiva durante a usinagem (uma vez que a retificação trabalha por compressão da superfície em usinagem), fato que facilita que ocorra o desvio do perfil ideal (circular) e resulta em uma deterioração do acabamento superficial (SHAW, 1996).

Do ponto de vista estatístico observa-se que, para uma mesma  $v_f$ , não há diferenças significativas entre CP's, visto que as barras de desvio padrão permitem que os valores obtidos para os diferentes CP's estejam dentro de um mesmo intervalo. Isso permite concluir que a circularidade sofre maior influência da variação da  $v_f$ .

Quando se utiliza rebolo com ligante vitrificado, percebe-se que a refrigeração otimizada foi mais eficiente que o método convencional. Para o menor avanço, a diminuição dos desvios de circularidade foi de 41%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de

43,5%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 23,2 % nos valores dos desvios a favor da menor velocidade de avanço.

A Figura 4.2.2 apresenta os resultados de desvio de circularidade obtidos para rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide nos casos de refrigeração convencional e otimizada.

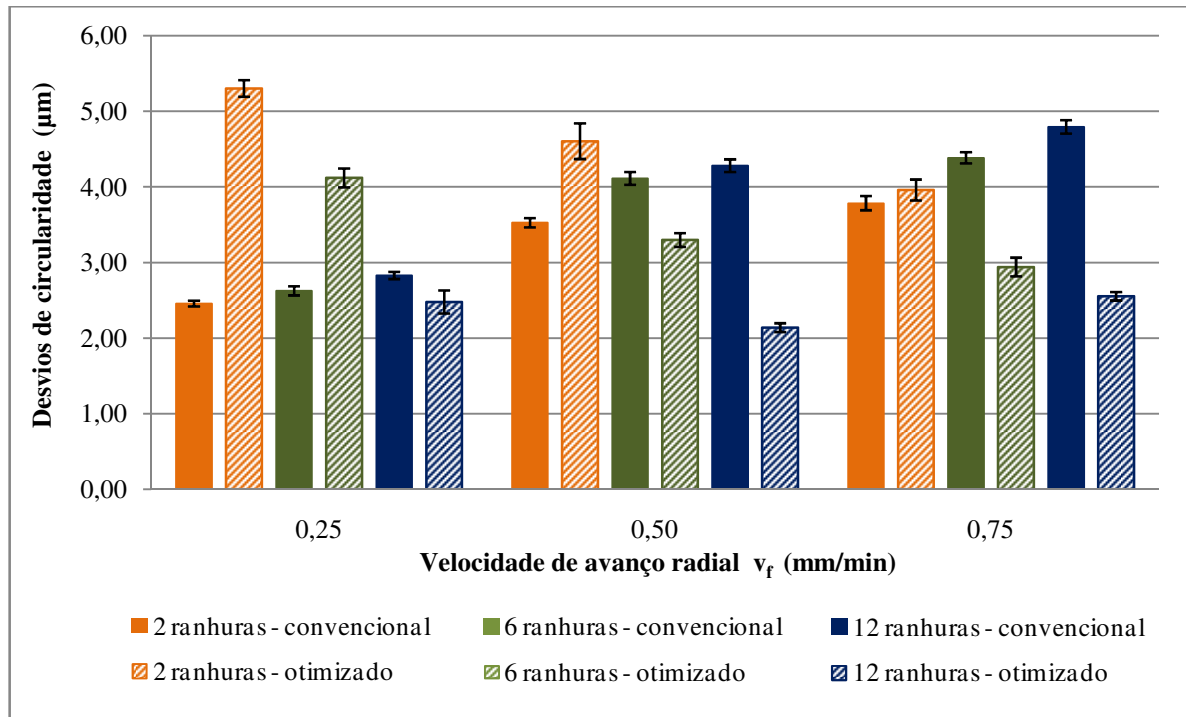


Figura 4.2.2 – Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração.

Na análise da Figura 4.2.2, investigando apenas os ensaios com refrigeração convencional, percebe-se o mesmo comportamento da figura anterior, quando houve tendência de aumento dos desvios de circularidade com o crescimento da  $v_f$ , analisando um mesmo CP. Quando são considerados CP's com diferentes números de entalhes para uma mesma  $v_f$ , depreende-se que há uma tendência de aumento dos desvios de circularidade conforme aumenta o número de ranhuras. No entanto, quando se examina os ensaios com refrigeração otimizada, evidencia-se uma tendência contrária dos resultados. Contudo, os valores dos desvios decrescem a medida que se aumenta a velocidade de avanço do rebolo para CP's com o mesmo número de ranhuras e quando se compara os diferentes CP's na mesma velocidade de avanço, também se verifica uma diminuição na amplitude dos desvios.

Esperava-se que os resultados dos CP's com refrigeração otimizada estivessem abaixo dos resultados para CP's com refrigeração convencional. Entretanto, tais resultados foram diferentes devido ao ligante do rebolo, que é resinoide, já que foi o único parâmetro modificado para esta figura em relação a figura anterior.

Quando se utiliza rebolo com ligante resinoide, percebe-se que a refrigeração convencional foi mais eficiente que o método otimizado na menor velocidade de avanço, momento que a diminuição nos desvios foi de 50,5%. Para o maior avanço, destacou-se o método otimizado de refrigeração, onde o decréscimo foi de 27,1%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 11,6% nos valores dos desvios a favor da menor velocidade de avanço.

A comparação entre os rebolos com ligantes resinoide e vitrificado e refrigeração convencional pode ser vista na Figura 4.2.3.

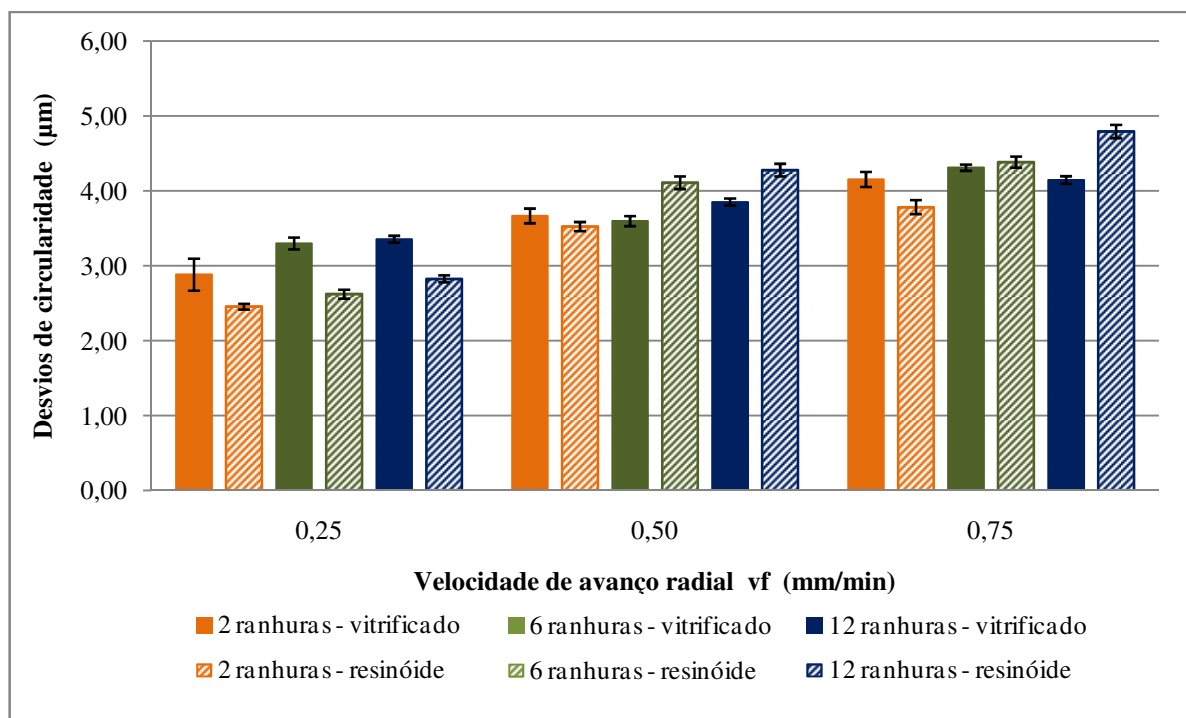


Figura 4.2.3 – Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional.

Na Figura 4.2.3 se repete a tendência de aumento dos desvios de circularidade com o crescimento da velocidade de avanço radial ( $v_f$ ), para todos os tipos de corpos de prova. Quando se analisa a influência dos ligantes para uma mesma velocidade de avanço, tem-se



que na menor  $v_f$  o ligante resinoide apresenta os menores desvios, enquanto que para a maior  $v_f$  o comportamento se inverte para os corpos de prova com maior número de entalhes.

Deste modo, uma explicação à diferença obtida entre os rebolos com os ligantes vitrificado e resinoide, observado na Figura 4.2.3, é que o rebolo com ligante vitrificado possui melhor capacidade de manutenção da forma geométrica, e, deste modo, não sofre tanto com os impactos decorrentes das ranhuras quanto o rebolo com ligante resinoide, o qual por sua vez, com o aumento do número de ranhuras, pode gerar uma modificação na forma geométrica original do rebolo e causar maiores desvios geométricos na peça, entre eles o de circularidade.

Quando se utiliza apenas o processo de refrigeração convencional, percebe-se que o rebolo com ligante resinoide foi mais eficiente que o ligante vitrificado na menor velocidade de avanço, momento que a diminuição nos desvios foi de 17,1%. Para o maior avanço, destacou-se o ligante vitrificado, onde o decréscimo foi de 2,8%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 31,8 % nos valores dos desvios a favor da menor velocidade de avanço.

A Figura 4.2.4 apresenta os resultados dos desvios de circularidade em função das velocidades de mergulho do rebolo, obtidos nos ensaios para os rebolos de óxido de alumínio com ligantes vitrificado e resinoide na situação de refrigeração otimizada.

Com base na Figura 4.2.4, observa-se que houve tendência de aumento do desvio de circularidade com o aumento de  $v_f$  ao se analisar um mesmo número de ranhuras para o rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado. A explicação é análoga às dadas anteriormente. Quando analisada uma mesma  $v_f$ , a tendência foi de aumento do desvio de circularidade com o aumento do número de ranhuras. O aumento do número de ranhuras resulta em menor perfil externo da peça (superfície a ser retificada) e aumento do número de impactos entre a peça e o rebolo, o que, combinado com a compressão inerente do processo de retificação, promove compressão intermitente na superfície da peça, degradando o perfil circular. Notou-se que os CP's com mais ranhuras proporcionam melhor penetração do fluido de corte na interface, promovendo, nesse caso, refrigeração mais eficaz, quando comparada a refrigeração otimizada. De acordo com Belentani *et al.* (2014), a melhor capacidade de refrigeração provida pela técnica convencional proporciona temperaturas menores na zona de corte, o que minimiza as distorções térmicas, melhorando a precisão dimensional e geométrica, e conseqüentemente diminuindo os desvios de circularidade.

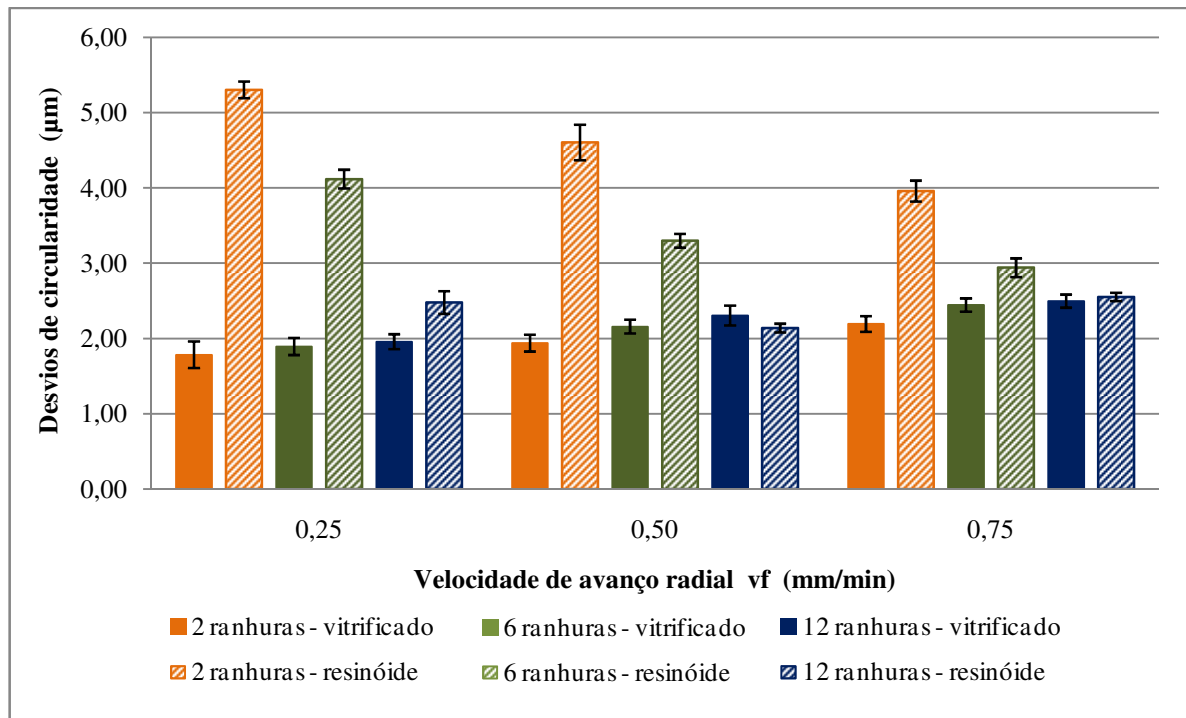


Figura 4.2.4 – Desvios de circularidade em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão.

Notadamente, quando se verifica os resultados dos ensaios com o ligante resinoide, novamente os valores dos desvios decrescem a medida que se aumenta a velocidade de avanço do rebolo para CP's com o mesmo número de ranhuras e quando se compara os diferentes CP's na mesma velocidade de avanço, também se verifica uma diminuição na amplitude dos desvios.

Na condição de refrigeração otimizada, percebe-se que o rebolo com ligante vitrificado foi mais eficiente que o ligante resinoide. Para o menor avanço a diminuição dos desvios de circularidade foi de 111,2%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 32,5%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 5,7 % nos valores dos desvios a favor da maior velocidade de avanço.

Kwak and Ha (2001) também estudaram a influência do corte interrompido (ranhuras no rebolo) no desvio de circularidade para o processo de retificação. Estes pesquisadores verificaram que o aumento do número de ranhuras leva à diminuição do desvio de circularidade, pois o fluido de arrefecimento é fornecido em quantidade suficiente na zona de corte por meio das ranhuras do rebolo, diminuindo assim a temperatura na zona de corte.

### 4.3 Desgaste diametral do rebolo

Para facilitar a leitura e o entendimento dos resultados do desgaste diametral do rebolo, reuniram-se as informações das 36 diferentes condições de corte em quatro gráficos distintos, onde analisou-se a influência dos ligantes e dos métodos de refrigeração separadamente.

As Fig. 4.3.1 e 4.3.2 apresentam os dados referentes às medições do desgaste diametral do rebolo dos corpos de prova (CP's) referentes à comparação entre as condições de lubrificação em função das velocidades de mergulho utilizadas, quando se empregou rebolo de óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ) com ligante vitrificado e outro com ligante resinoide, respectivamente. Nas Fig. 4.3.3 e 4.3.4 são apresentados os gráficos com os resultados obtidos do desgaste diametral do rebolo dos CP's referentes à comparação entre os diferentes ligantes utilizados na ferramenta de corte em função das velocidades de mergulho utilizadas, quando se empregou o método de refrigeração convencional e o otimizado, respectivamente.

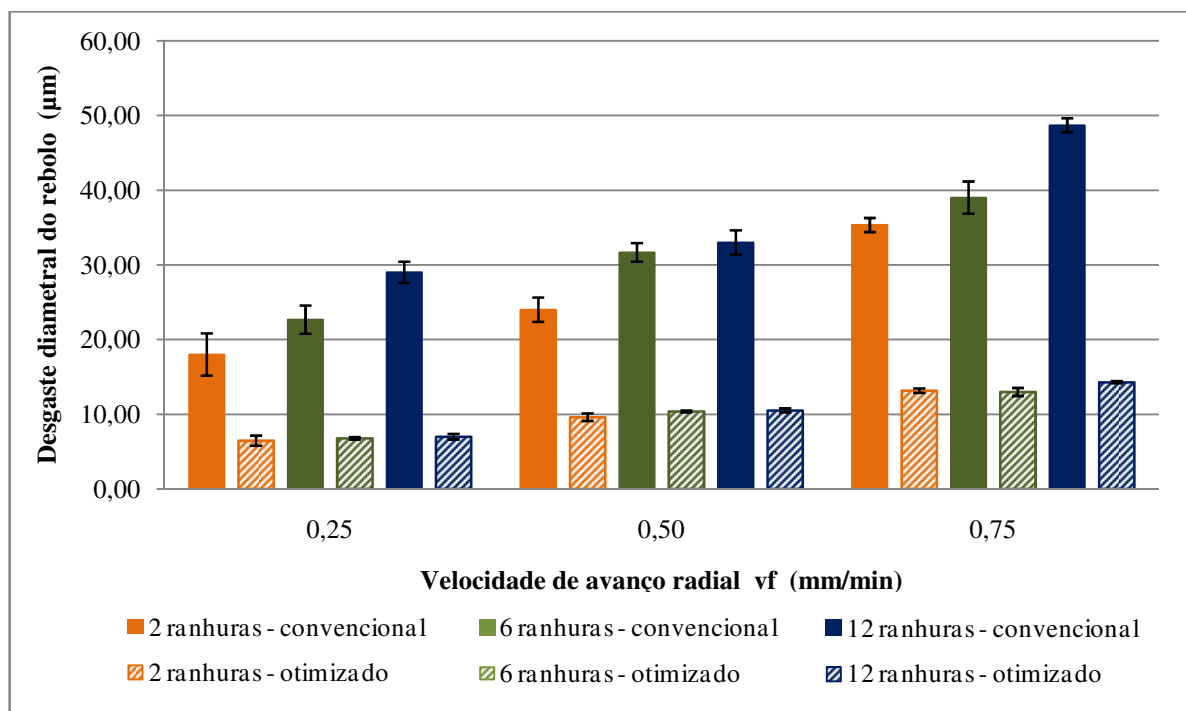


Figura 4.3.1 – Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração.

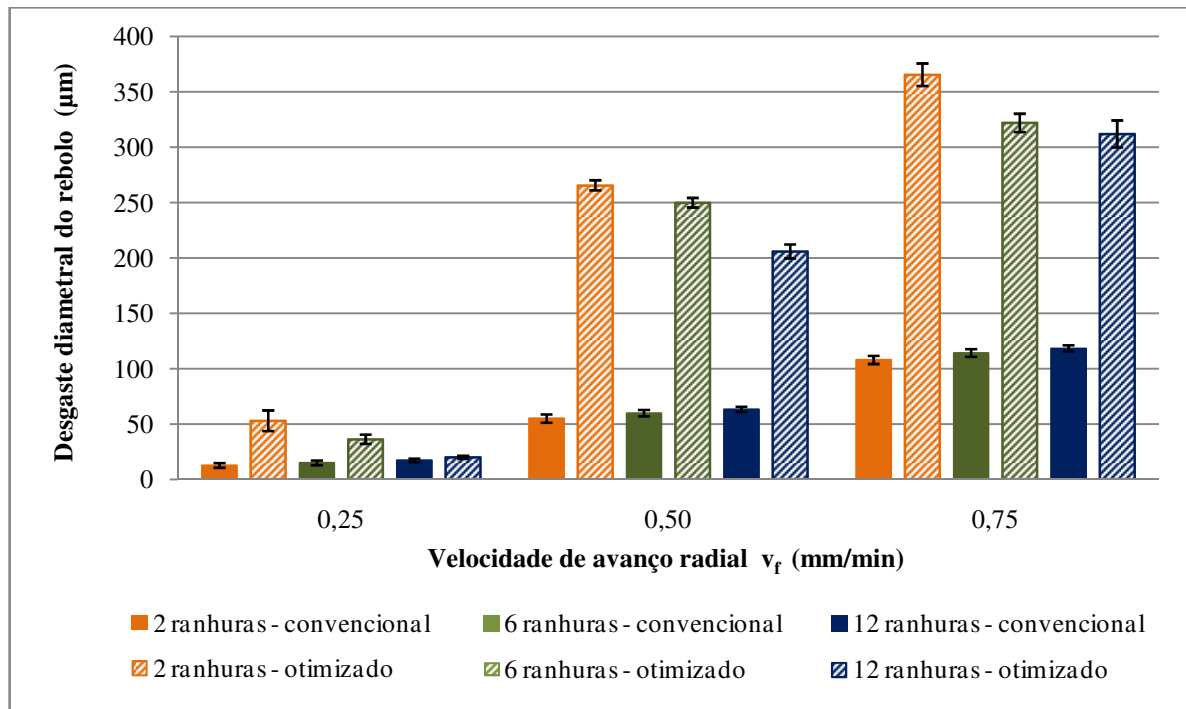


Figura 4.3.2 – Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração.

Através da análise das Figuras 4.3.1 a 4.3.4 é possível verificar a tendência de aumento do desgaste do rebolo conforme foi aumentada a velocidade de avanço radial ( $v_f$ ) para todas as condições ensaiadas. Isso se deve ao fato de que o aumento da  $v_f$  faz com que a remoção de cavacos pelo rebolo seja mais intensa, aumentando a severidade da retificação, pois a compressão da superfície a ser usinada se torna cada vez maior, tendo em vista que o rebolo fica sujeito aos choques proporcionados pelas ranhuras. Percebe-se ainda, aumento do desgaste com o acréscimo de ranhuras, independentemente da situação utilizada. Segundo Tawakoli e Azarhoushang (2011), ao aumentar o número de ranhuras, cresce também o número de impactos contra o rebolo devido aos acoplamentos e desacoplamentos entre a ferramenta e a peça, tornando a retificação mais austera. Mediante isso, os impactos causam fratura do ligante e desprendimento de grãos, explicando os maiores valores obtidos para o desgaste do rebolo. Assim, Liao et. al (2000) esclarecem que o desgaste que ocorre com o rebolo está relacionado à quebra dos grãos abrasivos e à fratura do ligante, ambos decorrentes da deterioração térmica ou das intensas solicitações mecânicas às quais o rebolo é submetido.

Na Fig. 4.3.1, quando se utiliza rebolo com ligante vitrificado, percebe-se que a refrigeração otimizada foi mais eficiente que o método convencional. Para o menor avanço a diminuição do desgaste diametral do rebolo foi de 70,1%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 67,1%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 45% nos valores do desgaste diametral a favor da menor velocidade de avanço.

Na Figura 4.3.2, quando se utiliza rebolo com ligante resinoide, percebe-se que a refrigeração convencional foi mais eficiente que o método otimizado. Para o menor avanço a diminuição do desgaste diametral do rebolo foi de 143,8%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 193,5%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 88% nos valores do desgaste diametral a favor da menor velocidade de avanço.

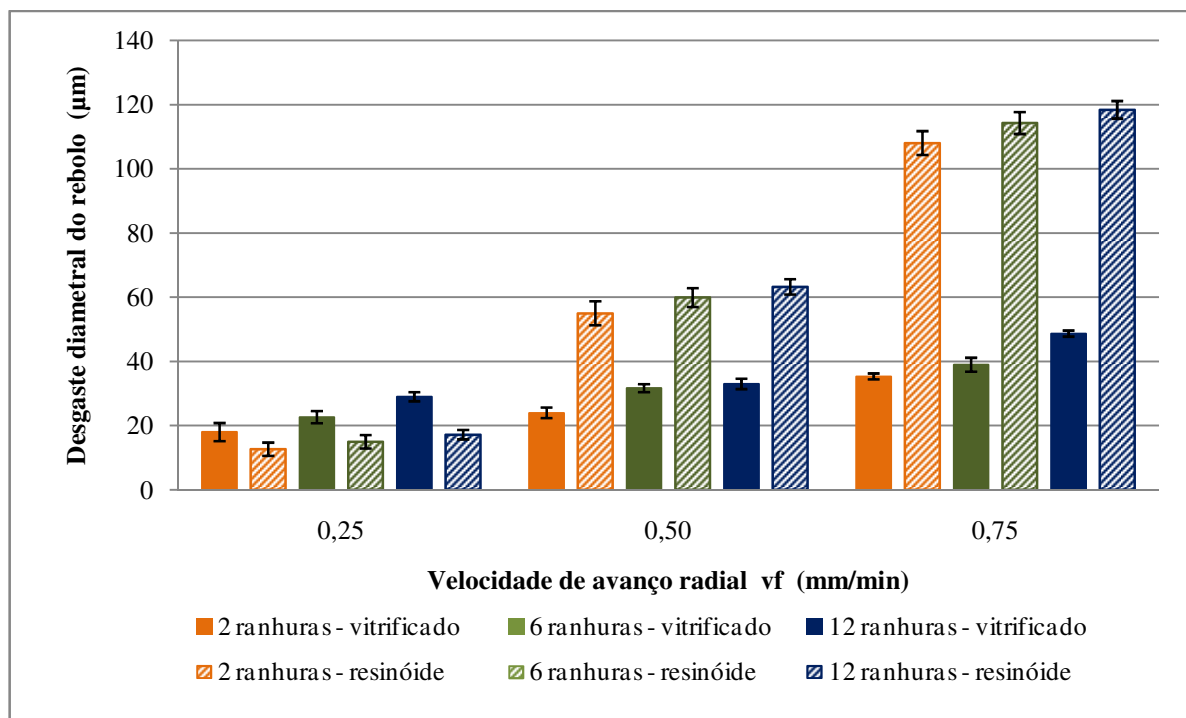


Figura 4.3.3 – Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional.

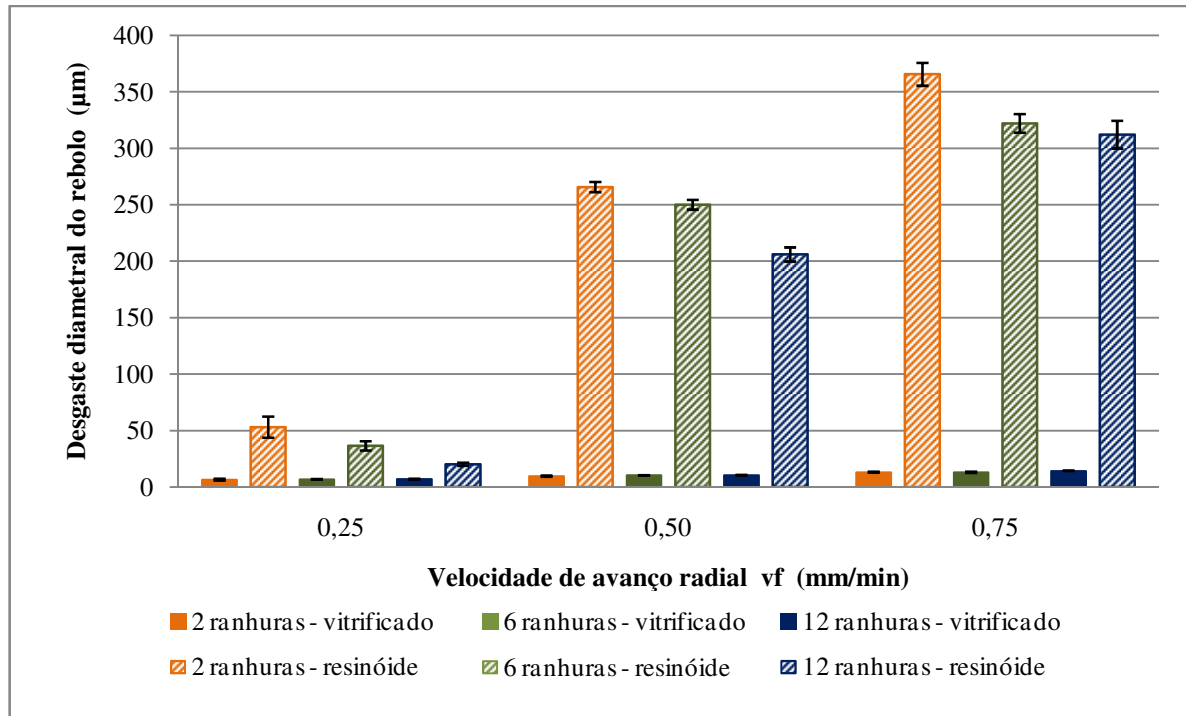


Figura 4.3.4 – Desgaste diametral do rebolo em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão.

Na Figura 4.3.3, quando se utiliza apenas o processo de refrigeração convencional, percebe-se que o rebolo com ligante resinoide foi mais eficiente que o ligante vitrificado na menor velocidade de avanço, momento que a diminuição no desgaste diametral foi de 35,6%. Para o maior avanço, destacou-se o ligante vitrificado, onde o decréscimo foi de 176,9%. Em geral, quando se estuda a influências das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 75,3% nos valores do desgaste diametral a favor da menor velocidade de avanço.

Na Figura 4.3.4, quando se analisa apenas o processo de refrigeração otimizado, percebe-se que o rebolo com ligante vitrificado foi mais eficiente que o ligante resinoide. Para o menor avanço a diminuição do desgaste diametral foi de 441,2 %, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 2372%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 87,5% nos valores do desgaste diametral a favor da menor velocidade de avanço.

#### 4.4 Emissão acústica

A emissão acústica (EA) é caracterizada como uma energia resultante da interação entre o grão abrasivo e a peça, que se propaga através da estrutura do material e da máquina ferramenta. De acordo com Babel *et al.* (2013), a EA engloba características referentes a fenômenos como a formação de cavacos, atrito, fratura de ligante e a transição de fase termomecânica ativa. Ela também pode ser definida como ondas de tensão elásticas, geradas pela liberação de energia de deformação dentro do material (LIU, 1991).

Nesta pesquisa os gráficos da emissão acústica (RMS) estão expressos em Volts (V) e são apresentados os valores para todas as condições de ensaio em função da velocidade de avanço radial. Para facilitar a leitura e o entendimento dos resultados de EA, reuniu-se as informações das 36 diferentes condições de corte em 4 gráficos distintos, onde analisou-se a influência dos ligantes e dos métodos de refrigeração separadamente.

As Fig. 4.4.1 e 4.4.2 apresentam os gráficos com os resultados obtidos da EA dos corpos de prova referentes à comparação entre as condições de lubrificação em função das velocidades de mergulho utilizadas, quando se empregou rebolo de óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ) com ligantes vitrificado e resinoide, respectivamente. As Fig. 4.4.3 e 4.4.4 apresentam os gráficos com os resultados obtidos da EA dos CP's referentes à comparação entre os diferentes ligantes utilizados na ferramenta de corte em função das velocidades de mergulho utilizadas, quando se empregou o método de refrigeração convencional e o método otimizado, respectivamente.

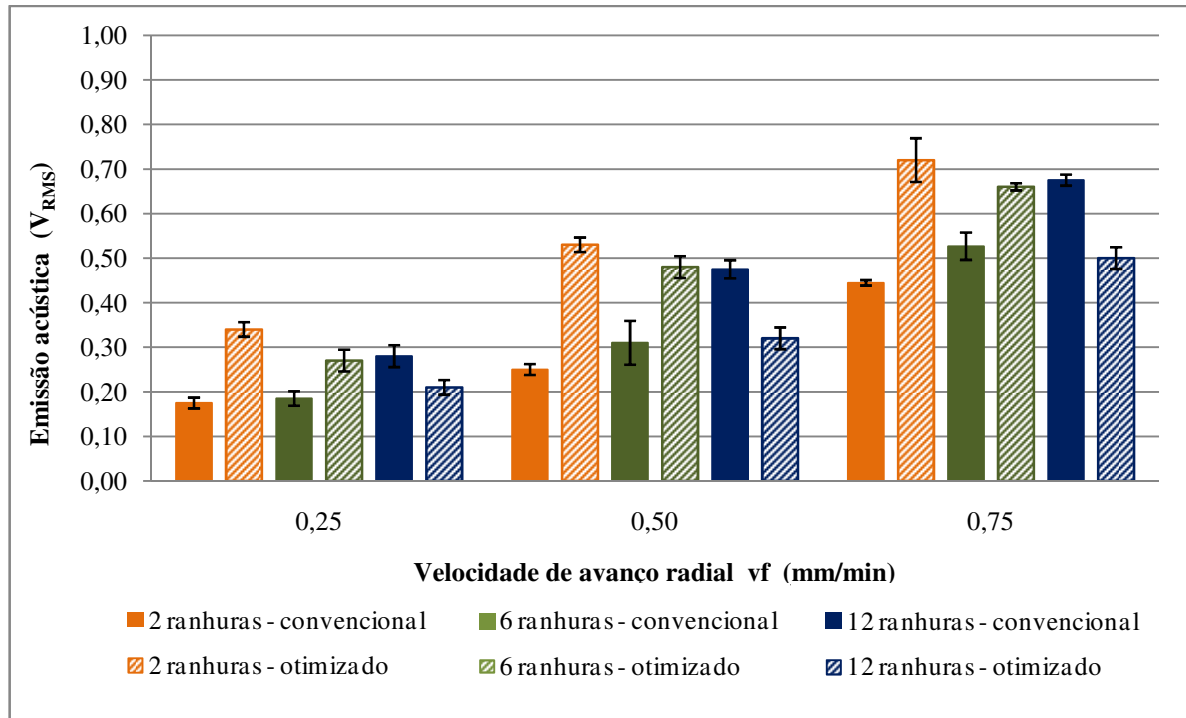


Figura 4.4.1 – Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração.

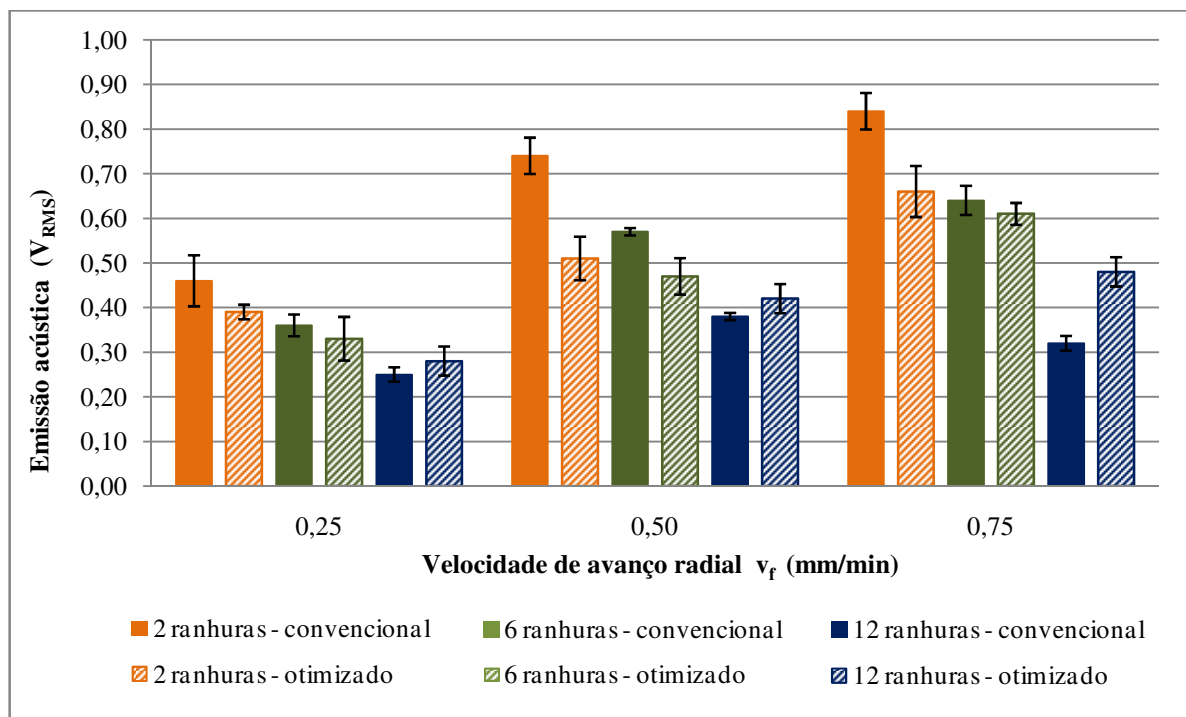


Figura 4.4.2 – Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração.



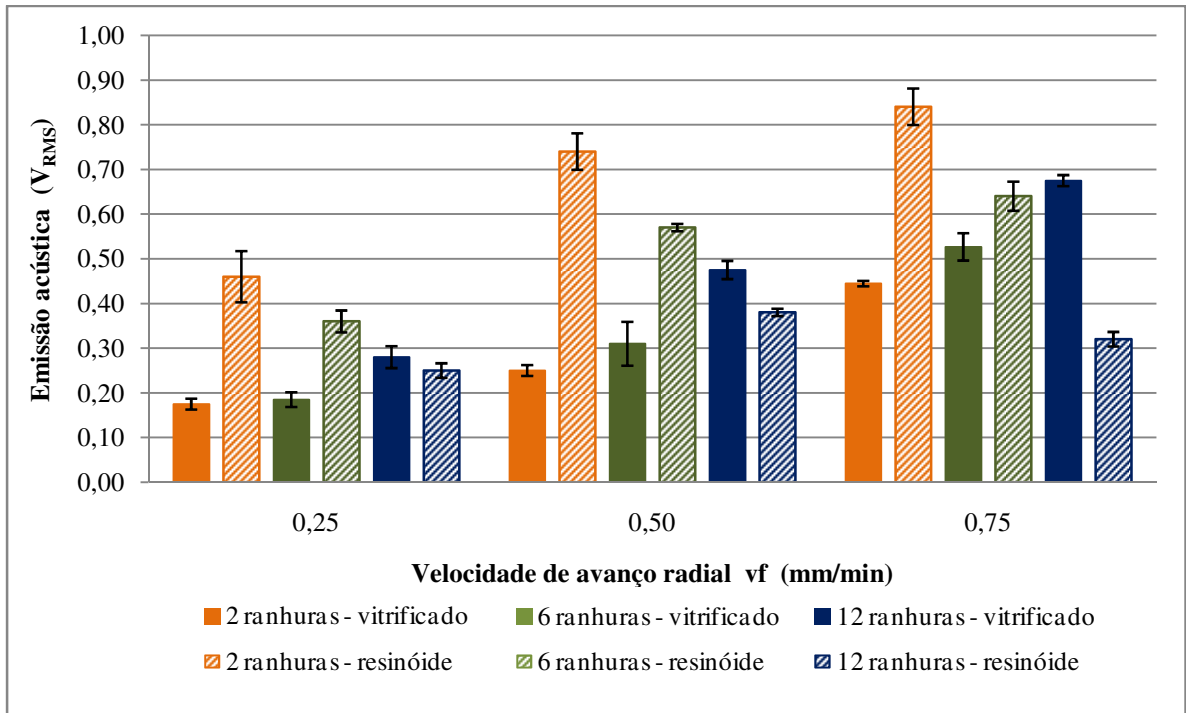


Figura 4.4.3 – Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional.

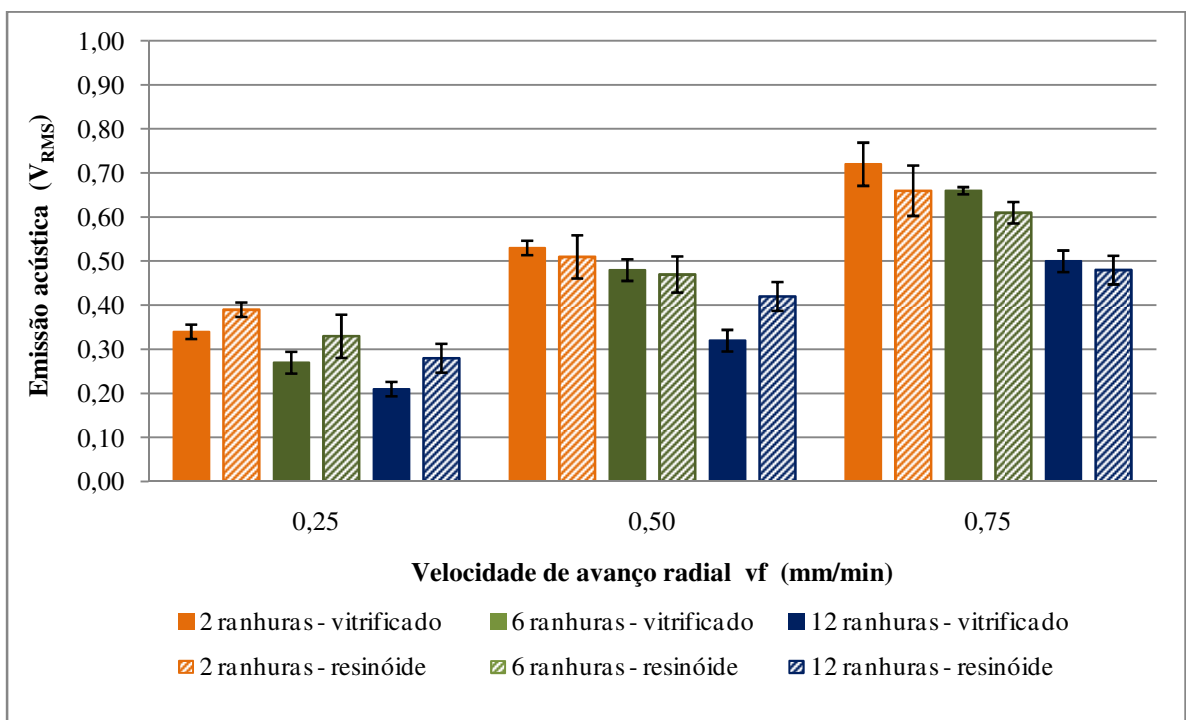


Figura 4.4.4 – Emissão acústica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão.

As Figuras 4.4.1 a 4.4.4 apresentam uma intensificação no sinal de emissão acústica com o aumento da velocidade de mergulho em todos os casos. Isto acontece devido à maior intensidade destes fenômenos relacionados à geração do sinal de EA quando se dá o aumento da velocidade de avanço. De acordo com König *et al.* (1995), uma alta taxa de remoção de material significa um aumento da taxa de cisalhamento do material da peça, isso eleva os níveis de EA.

Quando se utiliza rebolo com ligante vitrificado, percebe-se que em geral a refrigeração convencional foi mais eficiente que o método otimizado. Para o menor avanço a diminuição dos valores médios da emissão acústica (EA) foi de 28,1%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 14,2%. Em geral, quando se estuda a influência dos valores de EA, nota-se uma diminuição de 59% nos valores desse parâmetro a favor da menor velocidade de avanço. De acordo com Funes Junior *et al.* (2011), no método convencional, a grande quantidade de água na composição do fluido reduz a quantidade de cavacos na zona de corte, pois não há formação da pasta de fluido com cavaco. Dessa maneira, quanto mais cavacos são retirados dos poros do rebolo, menor o atrito com a peça sendo retificada, bem como o ruído gerado.

Quando se utiliza rebolo com ligante resinoide, percebe-se que a refrigeração otimizada foi mais eficiente que o método convencional. Para o menor avanço a diminuição dos valores médios da emissão acústica (EA) foi de 6,5%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 2,8%. Em geral, quando se estuda a influência dos valores de EA, nota-se uma diminuição de 42% nos valores desse parâmetro a favor da menor velocidade de avanço. Para Rowe (2014), os ligantes resinoides tendem a ser mais elásticos que os ligantes vitrificados, sendo mais tolerantes a choques. Por se tratar de um rebolo com ligante resinoide, os choques causados pelas intermitências, nas peças com mais ranhuras, não foram tão severos como quando se utilizou o ligante vitrificado. Isso porque o ligante resinoide apresenta uma maior capacidade de absorção de choques, suavizando o impacto e com isso reduzindo a influência dos choques no sinal de emissão acústica.

Os ligantes vitrificados são demasiadamente mais duros que os resinoides e consideravelmente mais macios que os metálicos (Rowe, 2014). A intermitência do processo de corte causado pelo número de ranhuras provoca choques mecânicos durante o processo, esses choques são intensificados pela rigidez do rebolo, causando maior geração de emissão acústica, dessa forma explica-se a tendência do aumento da emissão acústica com o número de ranhuras, quando se utilizou a técnica de refrigeração convencional.

Quando se analisa apenas o processo de refrigeração convencional, percebe-se que o rebolo com ligante vitrificado foi mais eficiente que o ligante resinoide. Para o menor avanço a diminuição dos valores de EA foi de 67,2 %, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 9,3%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 50,4 % nos valores de EA a favor da menor velocidade de avanço.

Quando se utiliza apenas o processo de refrigeração otimizada, percebe-se que o rebolo com ligante vitrificado foi mais eficiente que o ligante resinoide na menor velocidade de avanço, momento que a diminuição nos valores de EA foi de 21,9%. Para o maior avanço, destacou-se o ligante resinoide, onde o decréscimo foi de 6,9%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 49,9% nos valores de EA a favor da menor velocidade de avanço.

Ao empregar a refrigeração otimizada observou-se ainda uma tendência de decréscimo dos sinais de EA com o aumento do número de ranhuras quando foram analisados os corpos de prova para uma mesma velocidade de avanço. O aumento do número de ranhuras representa diminuição do perfil externo da peça. Assim, quanto maior o número de ranhuras, menor será o perfil externo e, conseqüentemente, menor será o tempo de contato entre a peça e o rebolo durante o processo de retificação, proporcionando menores valores de EA. Ressalta-se ainda que, na refrigeração otimizada tem-se maior pressão de aplicação do fluido de corte, proporcionando uma melhor penetração na zona de contato, refrigerando eficientemente o processo e conseqüentemente suavizando os esforços de corte. Com uma remoção mais eficiente e com menores taxas de cisalhamento, os níveis de emissão acústica diminuem.

#### **4.5 Potência elétrica**

Para facilitar a leitura e o entendimento dos resultados de Potência elétrica, reuniram-se as informações das 36 diferentes condições de corte em quatro gráficos distintos, onde se analisou a influência dos ligantes e dos métodos de refrigeração separadamente.

As Fig. 4.5.1 e 4.5.2 apresentam os gráficos com os resultados obtidos da Potência elétrica requerida pelo motor da máquina-ferramenta referentes à comparação entre as condições de lubrificação-refrigeração em função das velocidades de mergulho utilizadas, quando se

empregou rebolo de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) com ligante vitrificado e outro com ligante resinoide, respectivamente.

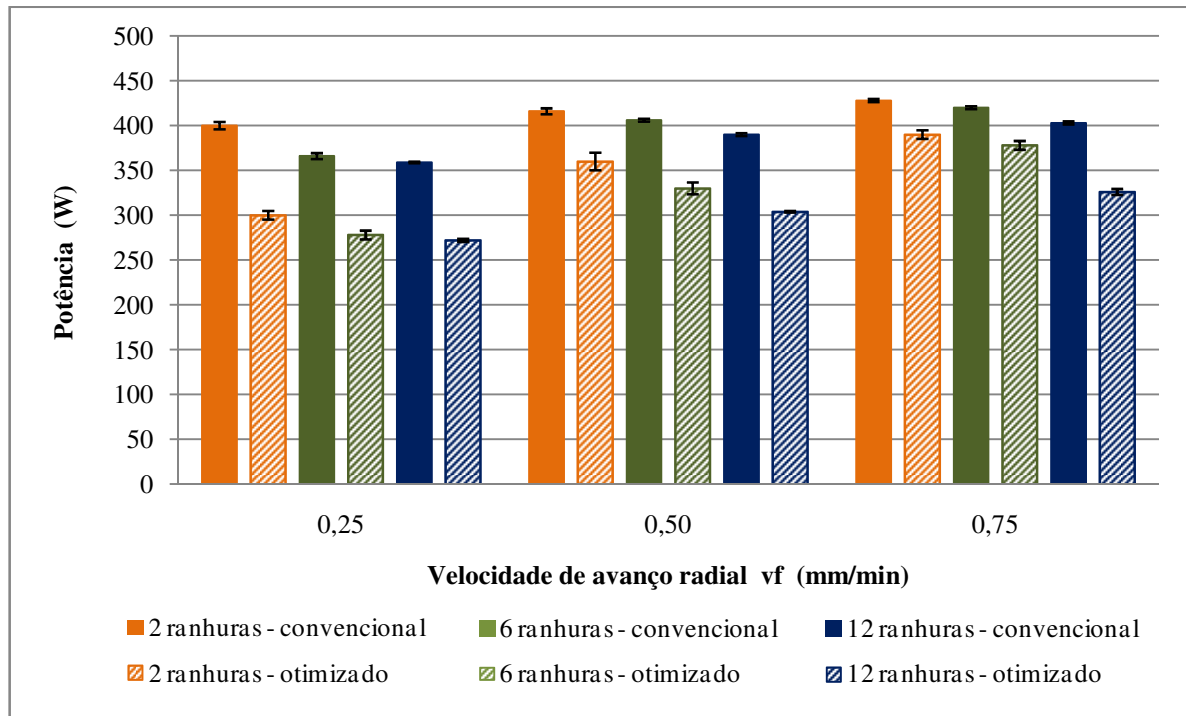


Figura 4.5.1 – Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e diferentes condições de refrigeração.

A Figura 4.5.1 possibilita verificar os efeitos decorrentes da retificação com rebolo de ligante vitrificado com diferentes condições de refrigeração, onde constatou-se que para os CP's com mesmo número de ranhuras, a tendência foi de aumento para a potência consumida conforme aumentou a velocidade de mergulho da ferramenta. Pelo fato de maiores taxas de remoção resultarem de maiores esforços na região de corte, além de maior atrito, exige-se uma potência maior da máquina para execução da usinagem.

A maior potência encontra-se aos CP's com menores quantidades de ranhuras, pois a promoção de atrito tende a aumentar durante todo o processo de retificação. Dessa forma, tal atrito age como uma restrição ao movimento de corte do rebolo e, quanto maior é essa restrição, maior é o esforço de corte, logo maior será a potência consumida pela retificadora para efetivar a usinagem. Deste modo notou-se que os CP's com duas ranhuras consumiram maior potência devido às poucas regiões de desacoplamento peça-rebolo durante a usinagem,

regiões estas em que o rebolo perde contato com a peça e, portanto, não há atrito nesses curtos espaços, o que contribui para diminuir o atrito (restrição). Além disso, o acesso do fluido de corte na interface rebolo-peça é facilitado pela presença das ranhuras, o que contribui ainda mais para diminuir o atrito e a temperatura do contato. Ao passo que se aumentou o número de ranhuras, aumenta-se também o número de desacoplamentos durante a retificação e melhora-se a distribuição do fluido de corte, implicando em cada vez menos esforço de corte na operação de retificação.

Quando se utiliza rebolo com ligante vitrificado, percebe-se que a refrigeração otimizada foi mais eficiente que o método convencional. Para o menor avanço a diminuição dos valores médios da potência elétrica consumida pela máquina-ferramenta foi de 24,4%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 12,5%. Em geral, quando se estuda a influência dos valores de potência elétrica, nota-se uma diminuição de 16% nos valores desse parâmetro a favor da menor velocidade de avanço.

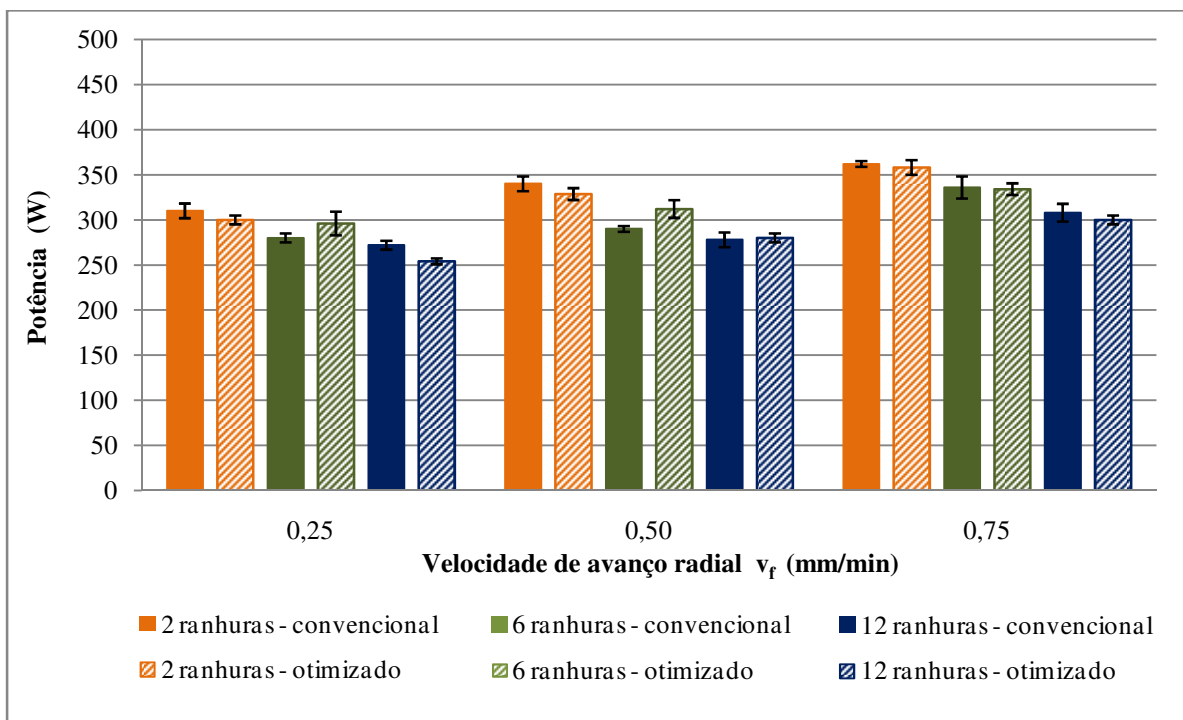


Figura 4.5.2 – Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e diferentes condições de refrigeração.

A Figura 4.5.2 permite verificar que de maneira geral a potência requerida pela retificadora tende a aumentar conforme aumenta a velocidade de mergulho do rebolo, independentemente da condição de refrigeração empregada. Quando se utiliza rebolo com ligante resinoide, percebe-se que a refrigeração otimizada foi mais eficiente que o método convencional. Para o menor avanço a diminuição dos valores médios de potência elétrica foi de 1,4%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 1,4%. Em geral, quando se estuda a influência dos valores de potência elétrica, nota-se uma diminuição de 14% nos valores desse parâmetro a favor da menor velocidade de avanço.

Nakayama *et al.* (1977) atribuiu esta redução na potência aos cavacos mais espessos e à maior folga para o fluxo de cavacos, concluindo que a redução da potência requerida e o melhor acesso do fluido de corte levam a uma redução dos danos térmicos na região usinada. Além disso, Fan (2006) explicou em seu trabalho que um benefício comumente encontrado na retificação intermitente (rebolo com ranhuras) é a redução da potência, o que significa que este rebolo pode trabalhar com altas taxas de remoção de material sem que a potência limite da retificadora seja atingida. De suma importância, ressalta-se que os impactos causados pelos desacoplamentos e acoplamentos peça-rebolo influenciaram nos valores de potência, visto que as menores potências foram obtidas para os CP's de doze ranhuras, os quais apresentam maior frequência de choques durante o processo.

As Fig. 4.5.3 e 4.5.4 apresentam os gráficos com os resultados obtidos da Potência elétrica requerida pelo motor da máquina-ferramenta referentes à comparação entre os diferentes ligantes utilizados na ferramenta de corte em função das velocidades de mergulho utilizadas, quando se empregou o método de refrigeração convencional e o de elevada pressão, respectivamente.

Na Figura 4.5.3 constata-se as relações entre os diferentes ligantes utilizados para a refrigeração convencional. Quando se analisa apenas o processo refrigeração convencional, percebe-se que o rebolo com ligante resinoide foi mais eficiente que o ligante vitrificado. Para o menor avanço a diminuição dos valores de potência elétrica foi de 23,4%, enquanto que no maior avanço o decréscimo foi de 19,6%. Em geral, quando se estuda a influência das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 12% nos valores de potência elétrica a favor da maior velocidade de avanço.

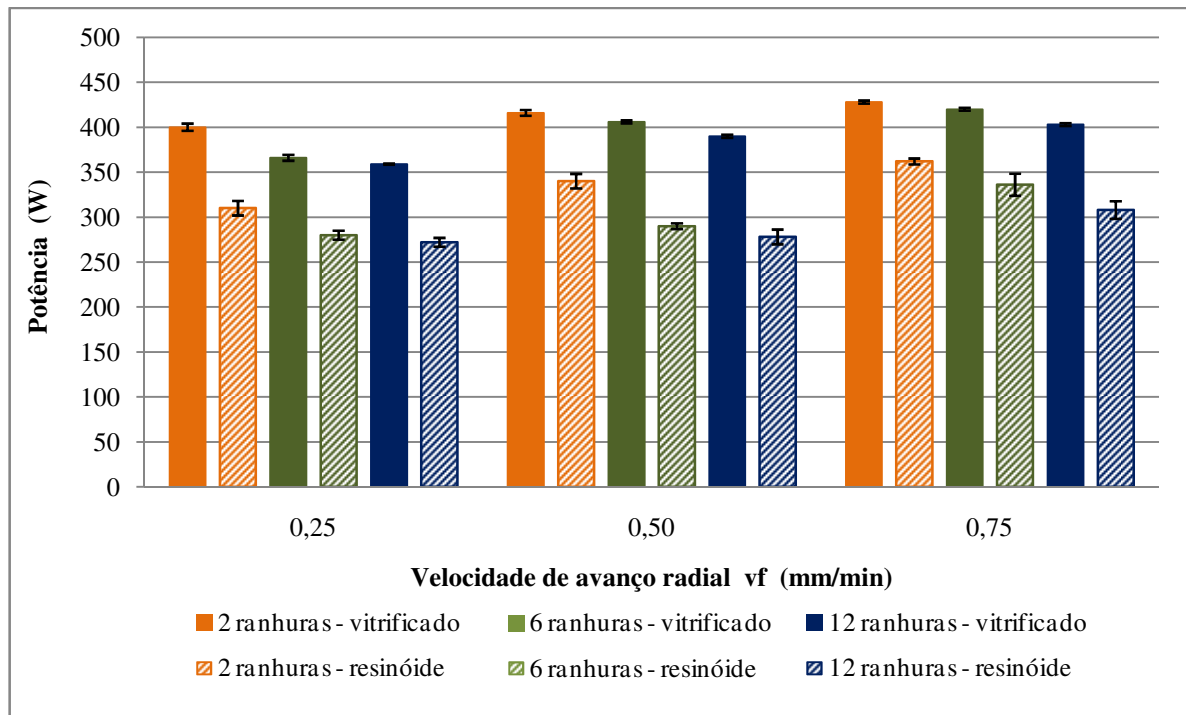


Figura 4.5.3 – Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração convencional.

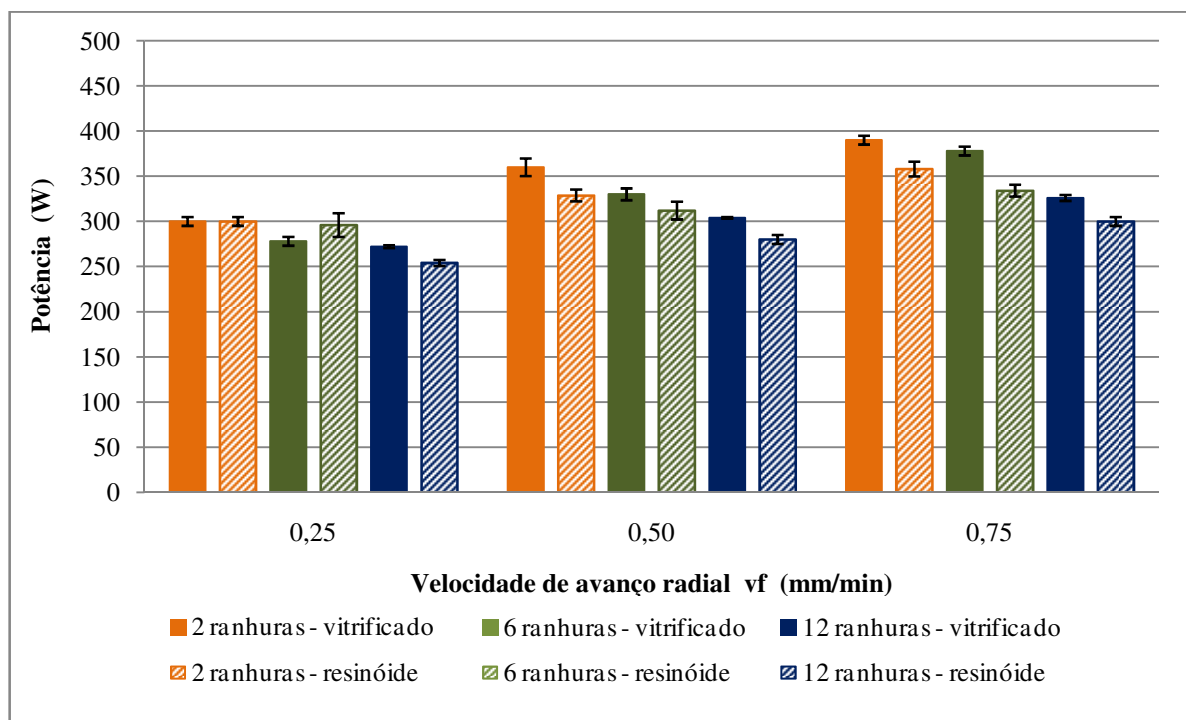


Figura 4.5.4 – Potência elétrica requerida pela retificadora cilíndrica em função da velocidade de avanço radial para os corpos de prova com diferentes números de ranhuras, utilizando rebolos com diferentes ligantes e refrigeração com alta pressão.

A potência consumida durante a operação de retificação foi menor para os corpos de prova sob refrigeração otimizada, o que pode ser constatado na Figura 4.5.4, e esta tendência foi observada para as três diferentes velocidades de mergulho utilizadas durante os ensaios. Este efeito pode ser explicado devido ao atrito constante entre o rebolo e a ferramenta. Efeito este que se soma ao ocorrido para os corpos de prova com geometria interrompida, onde se observa que existe uma tendência de redução da potência consumida na medida em que se aumenta a quantidade de ranhuras das peças e a influência da refrigeração sob alta pressão, faz com que haja uma melhor inserção do fluido de corte na interface rebolo-peça. Deste modo, tem-se súbitas reduções de potência consumida mediante inserção de refrigeração otimizada e ficando menos discrepantes as diferenças entre os ligantes resinoides e vitrificado.

Quando se utiliza apenas o processo refrigeração otimizada, percebe-se que não existem diferenças significativas entre o rebolo com ligante resinoide e o com ligante vitrificado na menor velocidade de avanço. Para o maior avanço, destacou-se o ligante resinoide, onde o decréscimo dos valores médios de potência elétrica foi de 9,3%. Em geral, quando se estuda a influências das velocidades de avanço, nota-se uma diminuição de 18,5% nos valores de potência elétrica a favor da menor velocidade de avanço.

Fan e Miller (2006) revelam que um benefício encontrado na retificação interrompida (rebolo com ranhuras) é justamente a redução da potência. Em convergência com os resultados obtidos por este trabalho, tem-se as análises de Fan e Miller (2006) e Mello *et al.* (2015), que afirmam que um benefício usualmente encontrado na retificação de corpos com geometria interrompida é a redução da potência, o que significa que esta ferramenta abrasiva pode trabalhar com altas taxas de remoção de material sem que se exceda a potência limite da retificadora.

#### **4.6 Microestrutura do material usinado**

A importância dos estudos da morfologia e estrutura dos metais, conhecida como metalografia, cresceu de maneira acelerada nestes últimos 20 anos, tendo-se tornado um dos fatores mais importantes para o controle de qualidade metalúrgico, principalmente para peças que demandam grandes solicitações. Quanto ao tipo de observação, neste trabalho utilizaram-se técnicas de microscopia óptica com ampliações de 1000X, a fim de comparar as microestruturas e verificar a ocorrência de danos térmicos, fraturas e outros tipos de falhas no



corpo de prova utilizado, no caso o aço ABNT 4340. Zhirafar *et al.* (2007) falam da capacidade que este material apresenta em variar as suas propriedades mecânicas por realização de tratamento térmico, fato que faz deste um dos aços mais utilizados para aplicações mecânicas com grandes esforços.

A Figura 4.6.1 apresenta a imagem da lateral do corpo de prova, destacando a subsuperfície do mesmo, na condição: como recebido (a) e temperado e revenido (b), antes do processo de retificação.

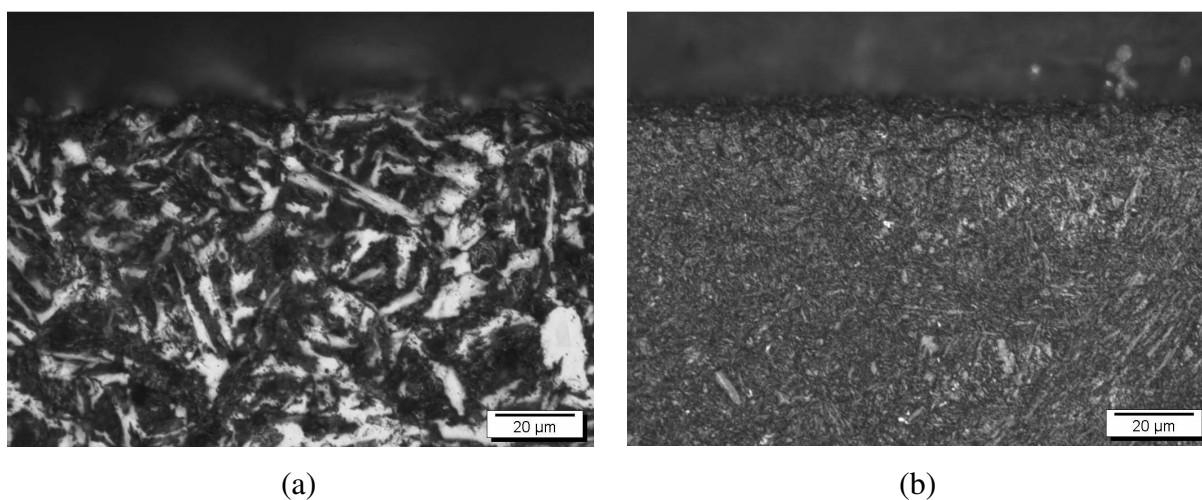


Figura 4.6.1 – Fotomicrografias do corpo de prova nos estados: (a) laminado e normalizado e (b) temperado e revenido.

A análise metalográfica realizada no aço ABNT 4340 como recebido evidenciou uma estrutura de perlita e ferrita proeutetóide, conforme mostra a figura 4.6.1 (a). Na imagem fica evidente a distinção das fases, sendo a fase lamelar perlita (fases de ferrita e cementita) enquanto que a fase escura a ferrita próeutetóide. Este resultado está de acordo com Callister (2007), pois como este é um aço hipoeutetóide e foi resfriado lentamente em seu processo de fabricação, esta é a estrutura resultante.

Na Figura 4.6.1 (b) é apresentada a microestrutura do mesmo aço na condição temperado e revenido a 350°C. Destaca-se nessa imagem, uma estrutura martensítica revenida, conforme esperado após os tratamentos térmicos. Efetuando a operação de revenimento a 350°C, tem-se um maior refinamento da estrutura final, apresentando uma maior homogeneidade da estrutura, ou seja, mais próxima da estrutura metaestável martensita. Isto pode ser explicado pelo fato de que quanto menor a temperatura de revenimento, menor se torna a difusão do carbono pela estrutura do aço e este tem maior dificuldade para migrar

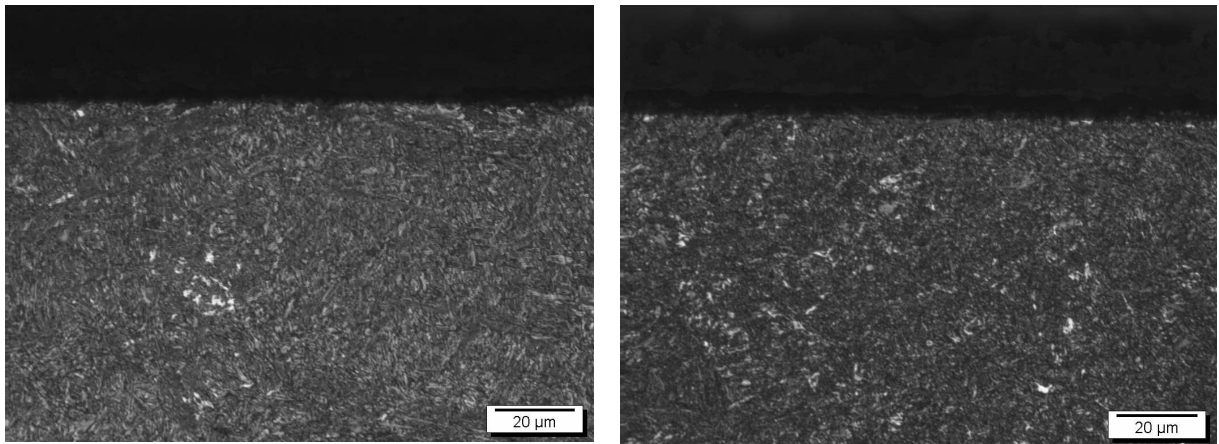
para as posições de estabilidade, elevando a dureza da liga, devido a uma maior quantidade de carbono ficar retido nas posições intersticiais que deformam a rede.

A integridade superficial de uma peça é de extrema importância, e danos causados à superfície de um material podem afetá-lo significativamente, causando alterações nas resistências ao desgaste e à corrosão, na nucleação e propagação de trincas e na aceleração do processo de fadiga da peça. Tal condição superficial de uma peça é afetada principalmente pela temperatura gerada no processo de usinagem, podendo causar danos térmicos no referido componente.

Com o propósito de simplificar a leitura, serão apresentadas neste subitem apenas as fotomicrografias das condições de corte mais severas, ou seja, as situações onde se utilizou a maior velocidade de avanço radial. Uma vez que, em situações mais severas de usinagem, devido às maiores taxas de remoção, o calor gerado é maior, elevando a temperatura e acentuando o efeito do super revenimento, aumentando as possibilidades de ocorrer queima na superfície das peças, resultando na formação de camada branca.

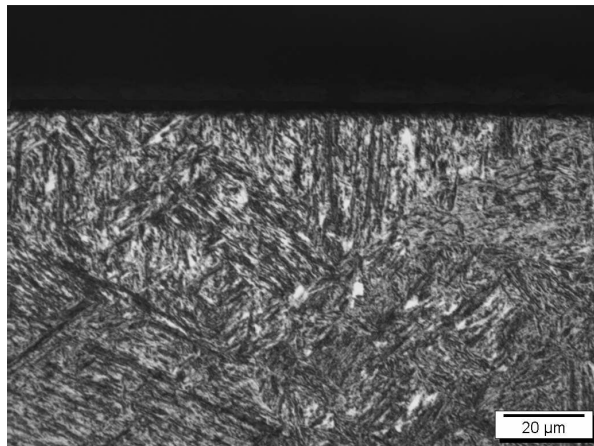
Contudo, as fotomicrografias de todas as condições de corte estudadas serão apresentadas no Apêndice C, página 135.

Ato contínuo, as fotomicrografias das Figuras 4.6.2 a 4.6.13 mostram a microestrutura do material retificado com 02, 06 e 12 ranhuras para a maior velocidade de avanço radial utilizada nos ensaios ( $v_f = 0,75$  mm/min). As imagens em questão privilegiam a região da camada subsuperficial dos corpos de prova suscetível a possíveis alterações microestruturais.



(a)

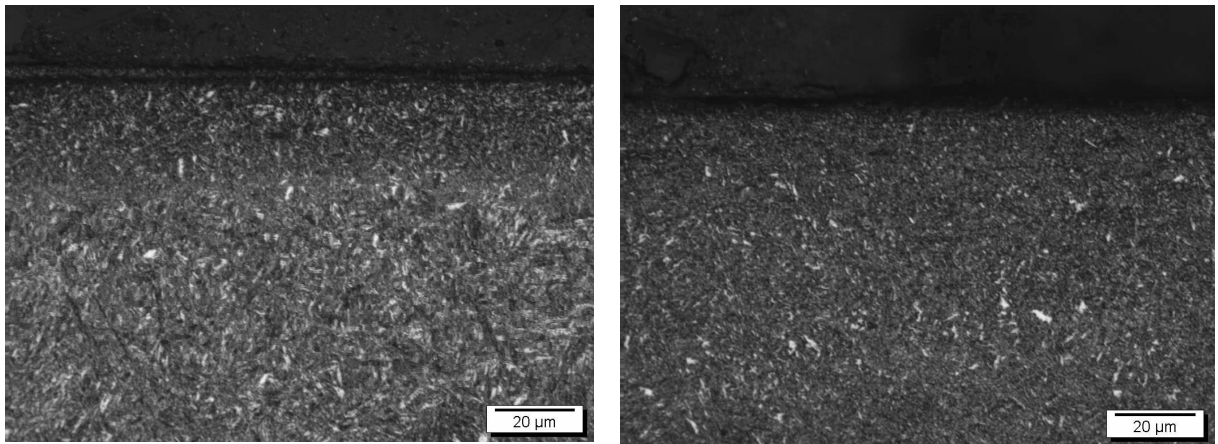
(b)



(c)

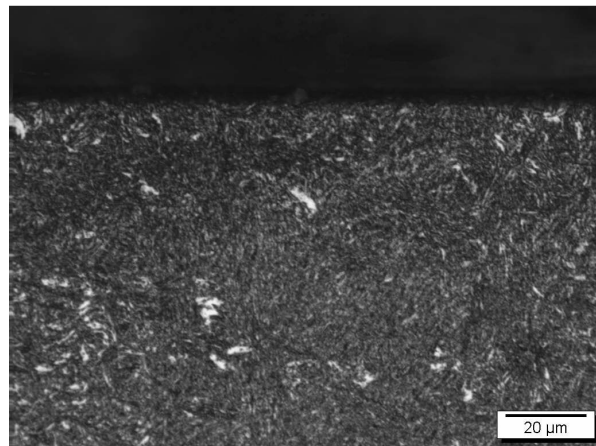
Figura 4.6.2 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial  $v_f = 0,75$  mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional

(a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes.



(a)

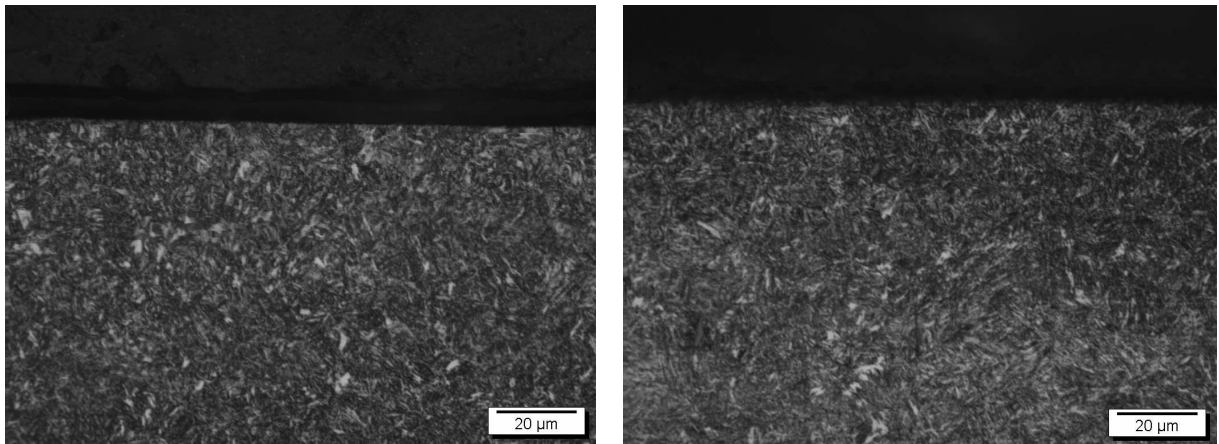
(b)



(c)

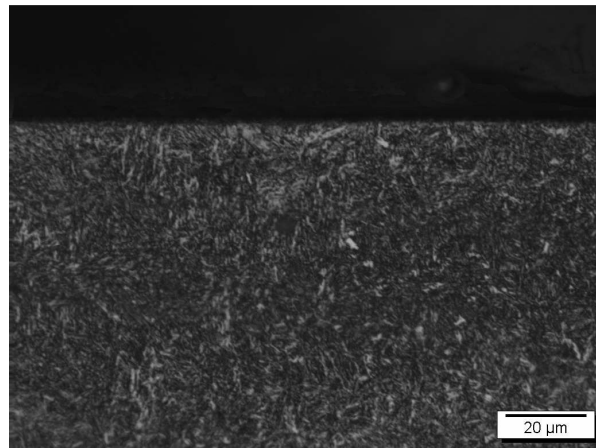
Figura 4.6.3 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial  $v_f = 0,75$  mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional

(a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes.



(a)

(b)



(c)

Figura 4.6.4 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial  $v_f = 0,75$  mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada

(a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes.

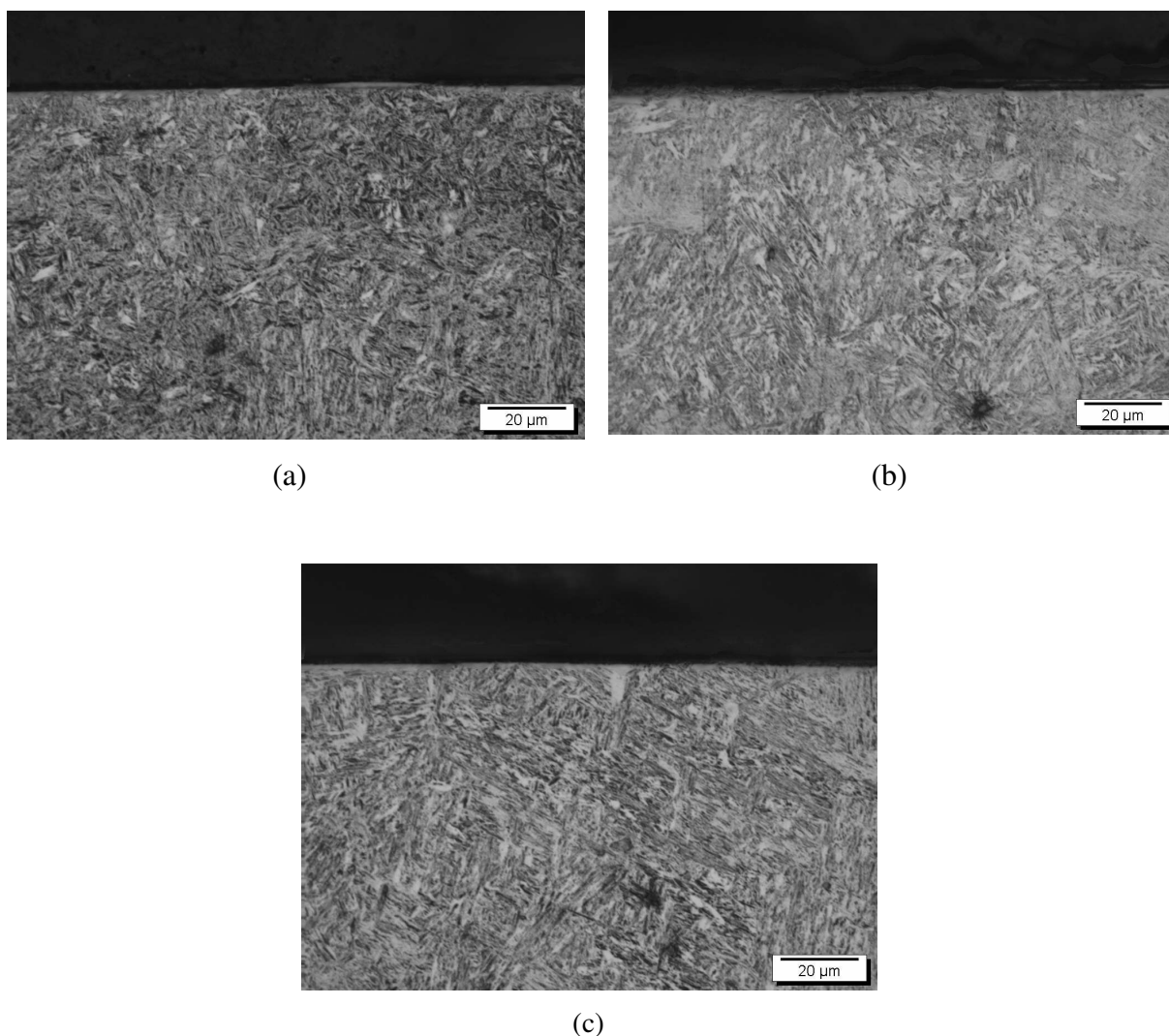


Figura 4.6.5 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com velocidade de avanço radial  $v_f = 0,75$  mm/min; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada  
(a) 02 entalhes, (b) 06 entalhes, e (c) 12 entalhes.

Comparando-se as fotomicrografias das subsuperfícies das peças retificadas (Figuras 4.6.2 a 4.6.5) com a subsuperfície da peça apenas temperada e revenida (Figura 4.6.1, b), verifica-se que em todos os casos as alterações microestruturais foram mínimas, não havendo diferenças significativas entre a utilização dos diferentes ligantes na ferramenta de corte, nem na aplicação de diferentes formas de lubrificação-refrigeração, ou seja, não se percebeu a formação de camada branca ou de camada escura em nenhuma das superfícies após a retificação.

Para Marinescu *et al.* (2004), a queima branca é muito prejudicial à integridade da peça, ela acontece em algumas situações durante a retificação quando são atingidas

temperaturas superiores à da austenitização do material e um rápido resfriamento podendo promover uma nova têmpera na superfície retificada. Normalmente essa camada retemperada possui pequena espessura e é seguida de uma região enegrecida com perda de dureza, chamada queima escura. Evita-se essa condição, pois a superfície endurecida torna-se extremamente frágil, além de serem verificadas tensões residuais de tração que tornam o material suscetível a trincas, reduzindo consideravelmente a resistência ao desgaste e à fadiga da peça.

Para Klocke (2005), a inexistência de alterações microestruturais é um fato importante, principalmente para as indústrias, visto que a não ocorrência de danos térmicos na peça assegura qualidade microestrutural, manutenção das propriedades mecânicas de projeto e eficácia do processo de usinagem, evitando perdas econômicas já que a retificação compõe a parte final do ciclo produtivo, e nesse momento a peça possui um elevado valor agregado. Portanto, erros no processo de retificação certamente acarretariam prejuízos de elevados custos econômicos.

#### **4.7 Microdureza**

De forma a reforçar as informações apresentadas nas micrografias, foram realizadas medições de microdureza Vickers nas amostras em todas as condições de corte, conforme procedimento apresentado na seção 3.5.2. A Figura 4.7.1 mostra a variação de microdureza do corpo de prova temperado e revenido antes dos ensaios de retificação em função da profundidade abaixo da superfície a ser usinada.

Cabe lembrar que foram feitas medições de dureza Rockwell C nas peças temperadas e revenidas que seriam utilizadas nos ensaios de usinagem e encontrou-se o valor de  $54 \pm 2$  HR<sub>c</sub>. Utilizando as tabelas de conversão de dureza da norma ASTM E140-05 seria esperado encontrar valores médios em torno de 577 HV, o que não ocorreu nesta pesquisa, vide Figura 4.7.1.

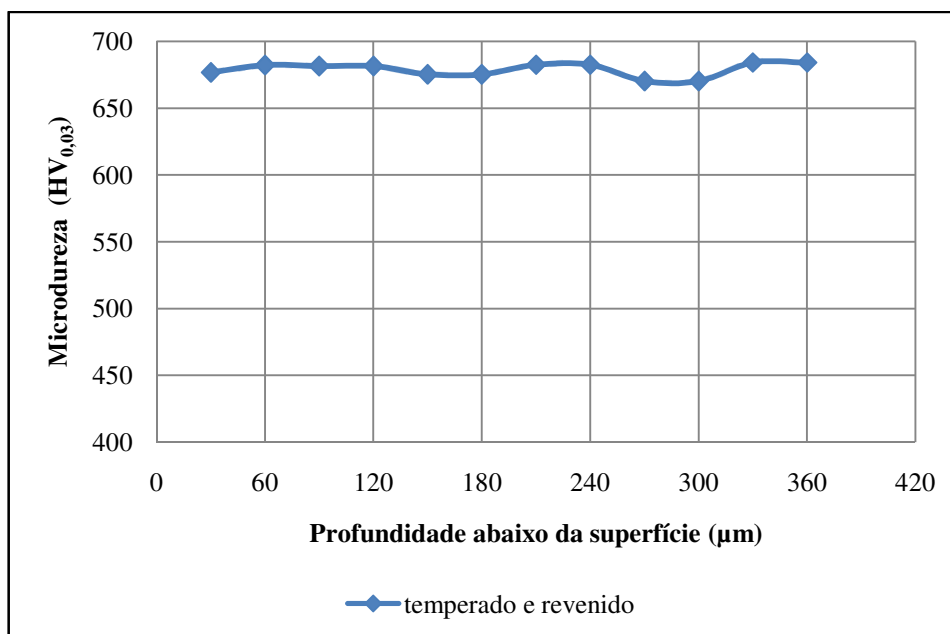


Figura 4.7.1 – Microdurezas Vickers obtidas dos corpos de prova antes dos ensaios de retificação em função da profundidade abaixo da superfície a ser usinada

As Figuras 4.7.2 a 4.7.13 representam a variação de microdureza em função da profundidade abaixo da superfície usinada.

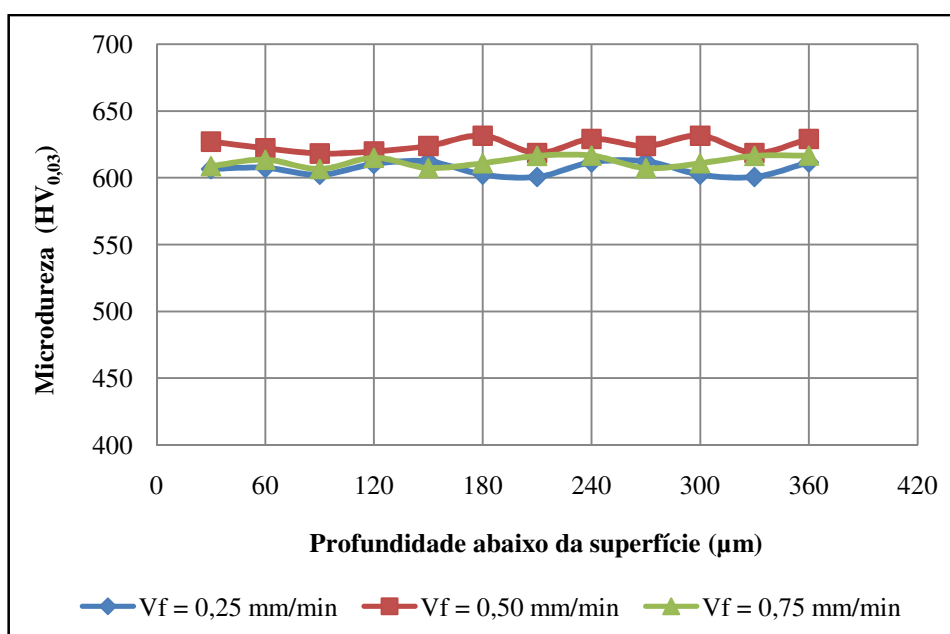


Figura 4.7.2 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional.



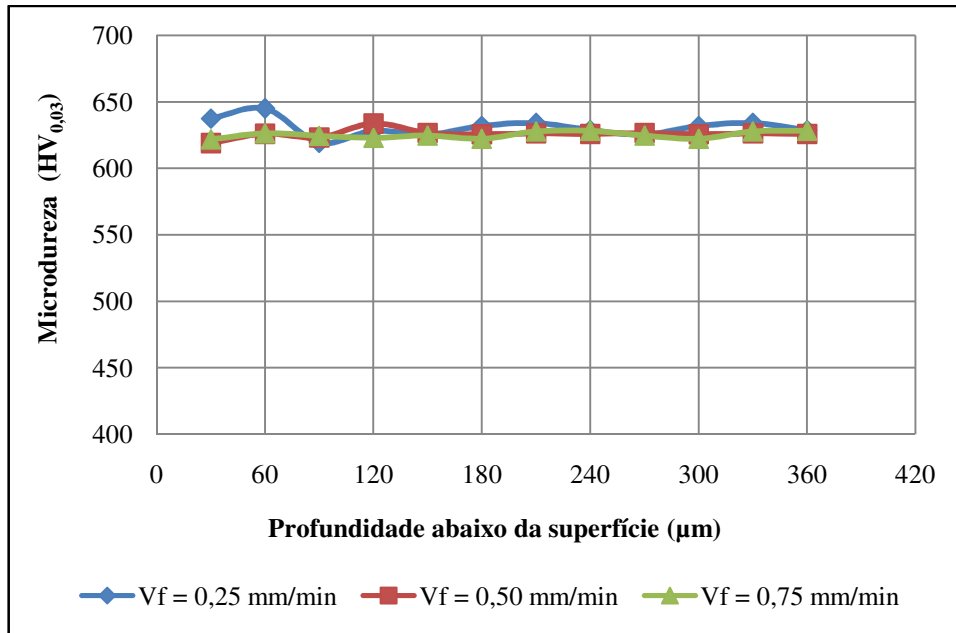


Figura 4.7.3 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional.

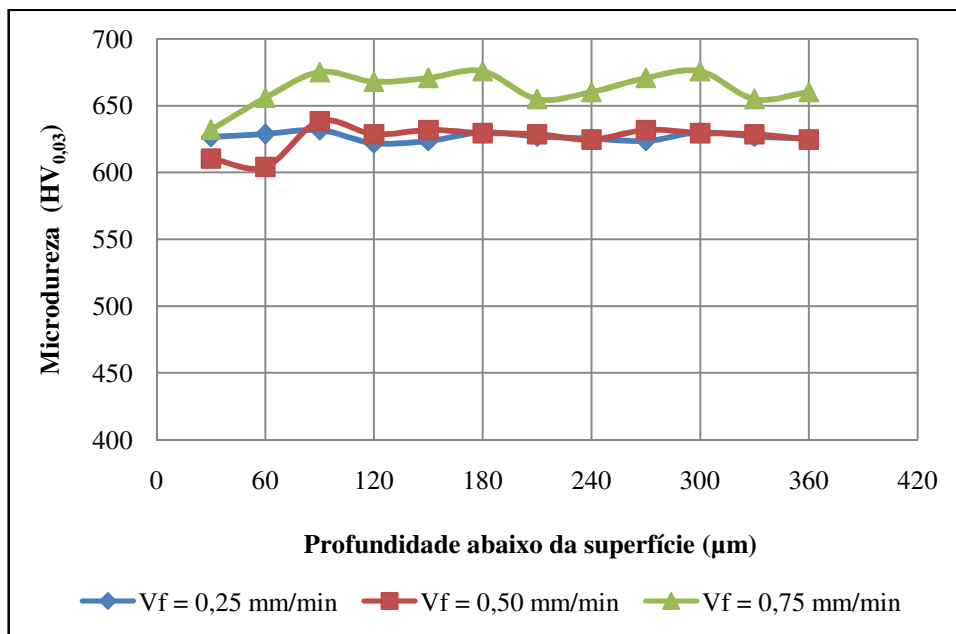


Figura 4.7.4 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional.

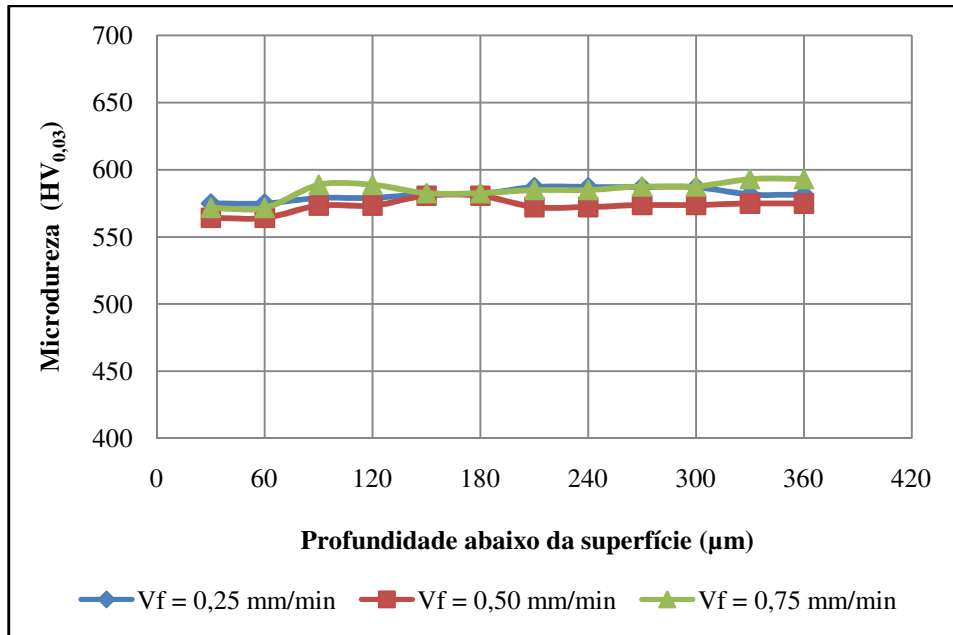


Figura 4.7.5 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional.

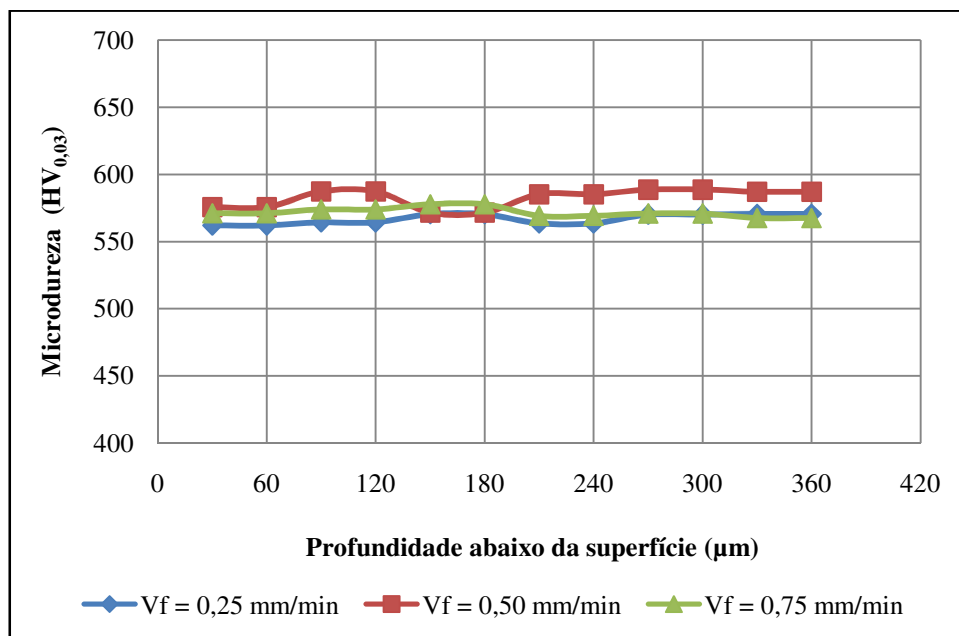


Figura 4.7.6 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional.

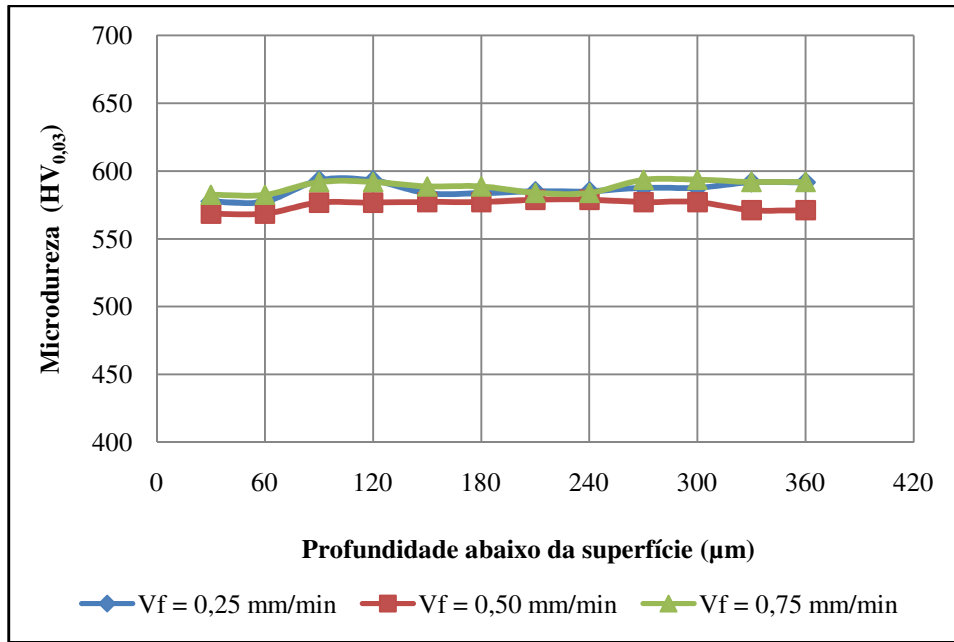


Figura 4.7.7 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional.

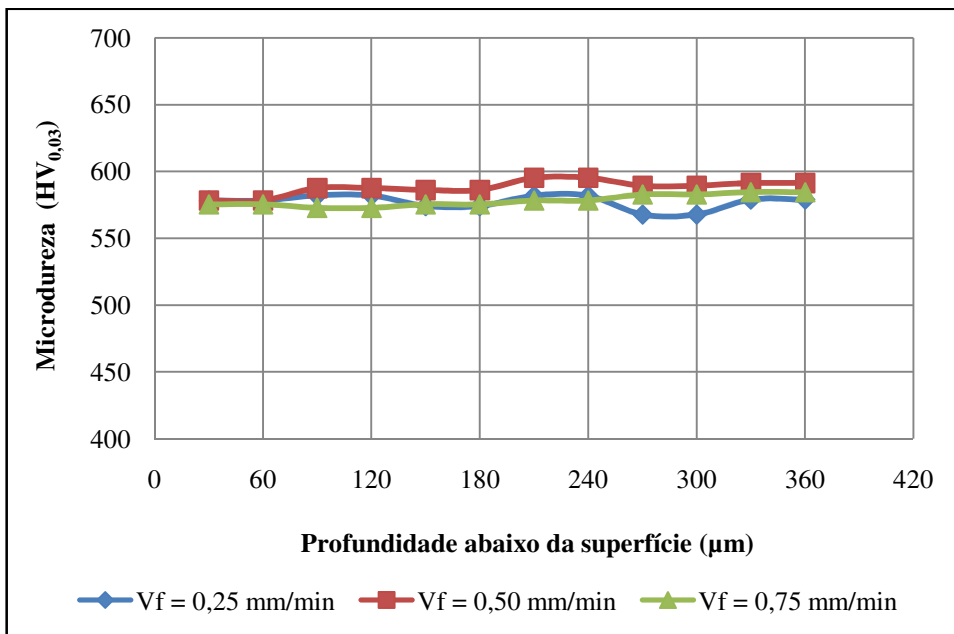


Figura 4.7.8 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada.

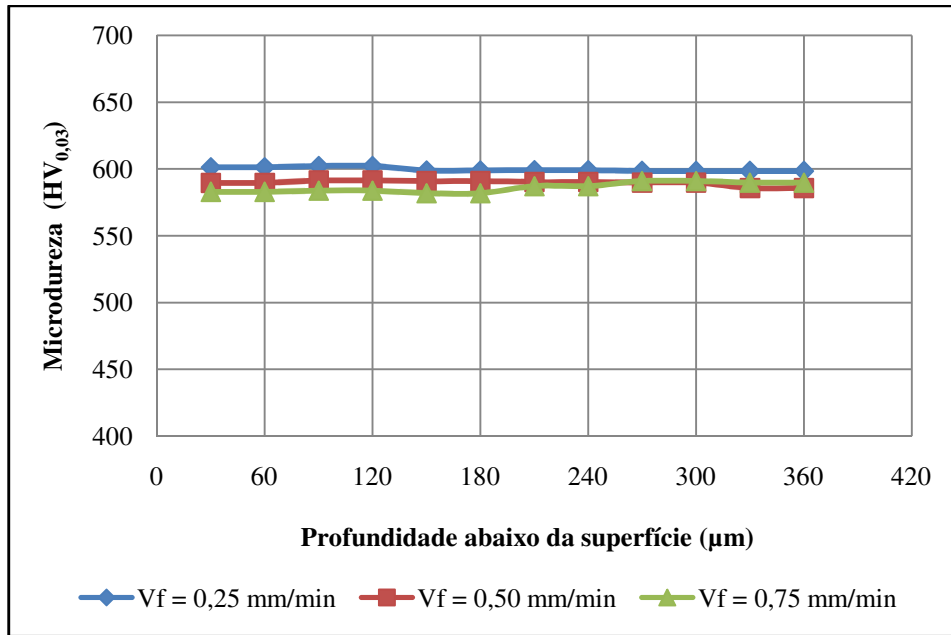


Figura 4.7.9 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada.

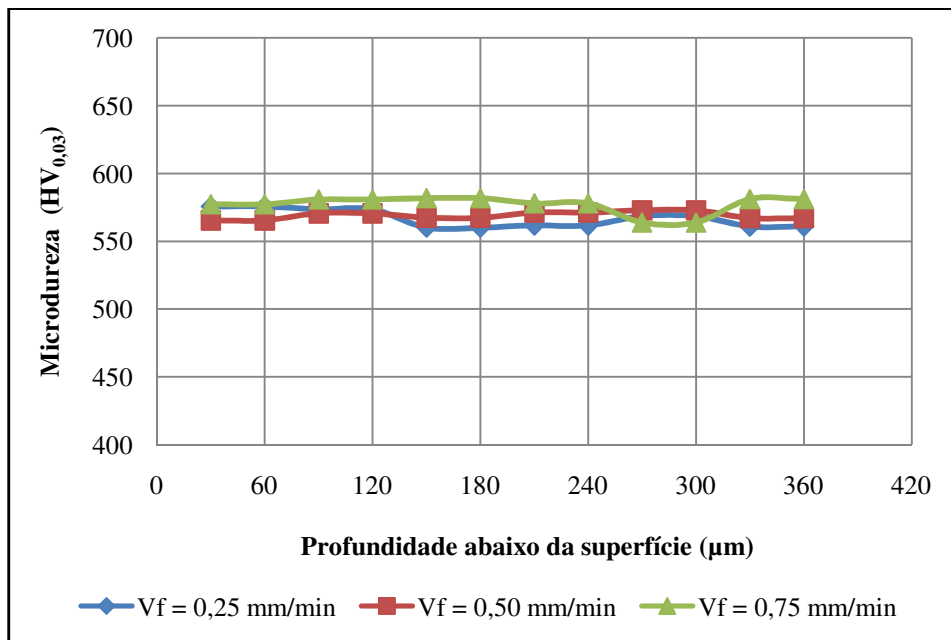


Figura 4.7.10 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada.

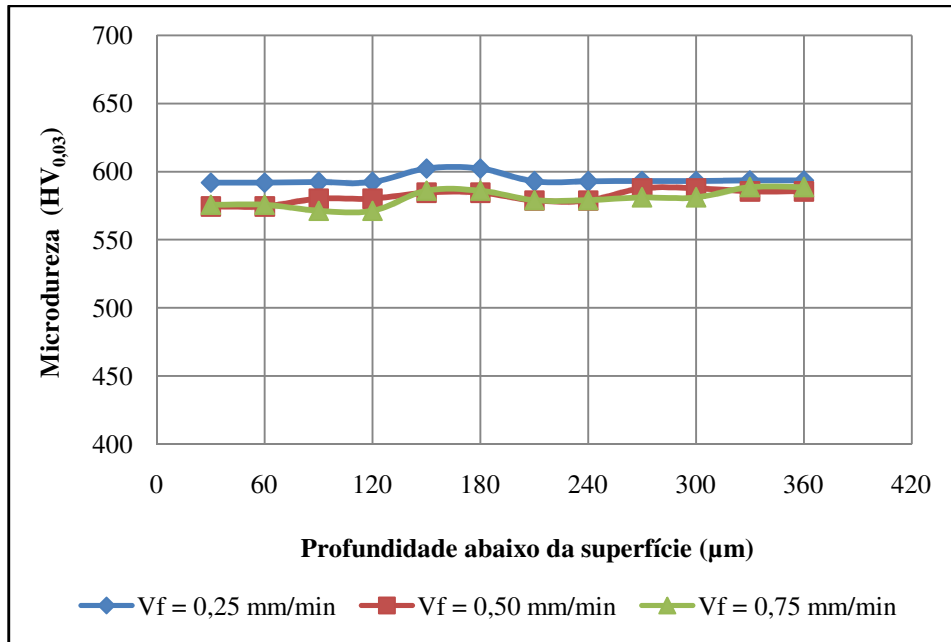


Figura 4.7.11 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com dois entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada.

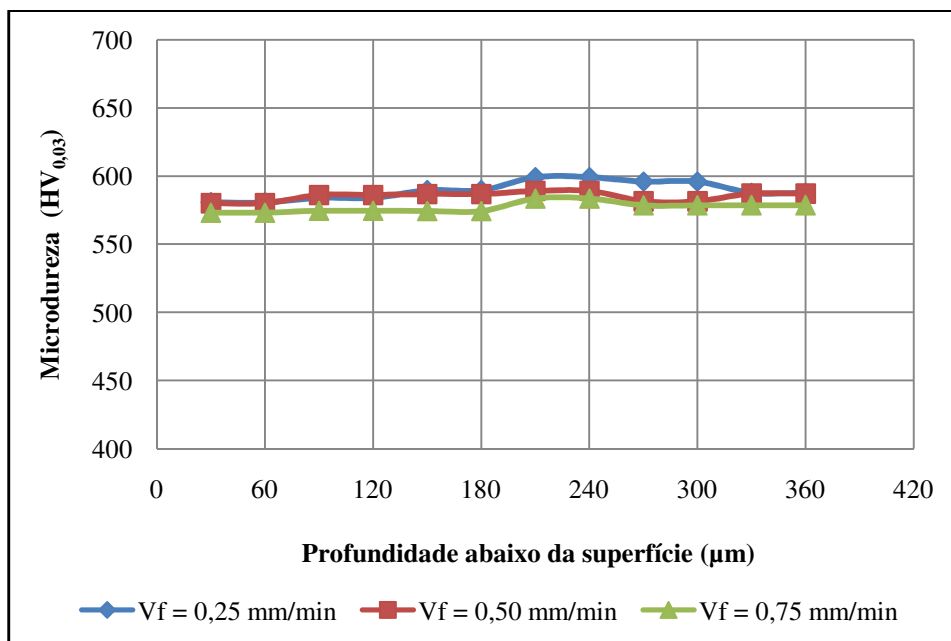


Figura 4.7.12 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com seis entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada.

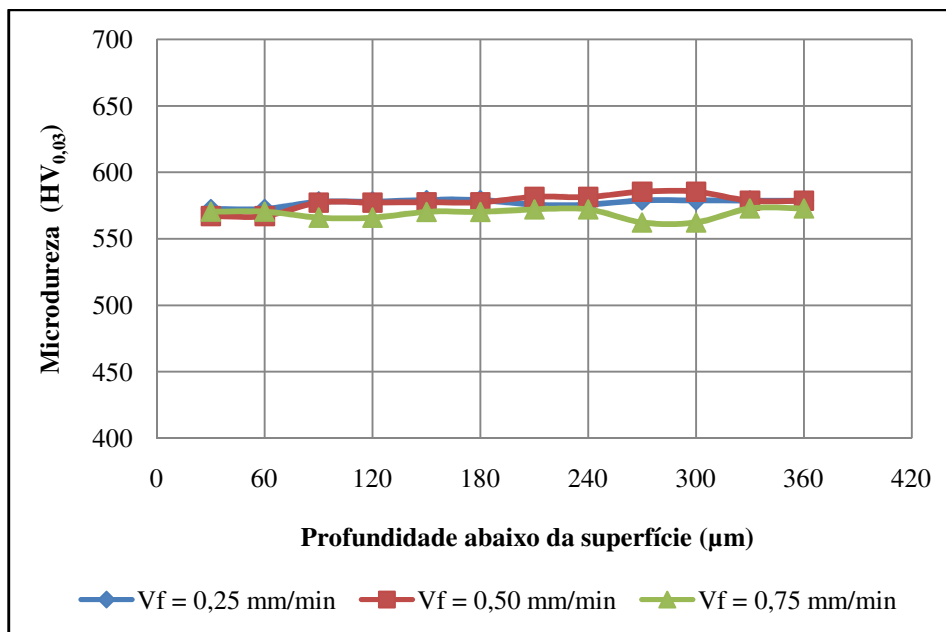


Figura 4.7.13 – Microdurezas Vickers obtidas após a retificação dos corpos de prova com doze entalhes em função da profundidade abaixo da superfície usinada; utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada.

Preliminarmente, deve-se observar que a média da dureza do material antes dos ensaios de retificação (678,77 HV<sub>0,030</sub>) foi maior que todos os valores encontrados na medição da microdureza das peças usinadas, em aproximadamente 14,65%. Entre as condições ensaiadas, perceberam-se os valores superiores e maior dispersão quando se utilizou rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional (626,69 HV<sub>0,030</sub>), em cerca de 7,95%. Nas demais condições, constatou-se uma homogeneidade entre os valores médios (580,51 HV<sub>0,030</sub>).

Os maiores valores de microdureza encontrados na condição onde se utilizou rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional não indicam um endurecimento causado durante o processo, visto que o aumento de 46,18 HV<sub>0,030</sub> representa somente um valor aproximado de 1,5 HR<sub>C</sub> na dureza do material. Levando em consideração que nos tratamentos térmicos efetuados nos corpos de prova, solicitou-se uma variação máxima de  $\pm 2$  HR<sub>C</sub>, pode-se concluir que embora tenha havido uma pequena elevação na microdureza da condição mencionada, esta não foi suficiente para comprometer a qualidade da peça tendo em vista as tolerâncias assumidas.

Constatou-se ainda, na maioria dos ensaios, uma pequena diminuição da microdureza até uma profundidade de 60 μm abaixo da superfície retificada, principalmente quando se utilizou rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide. Esta perda de dureza pode ser

associada com os vários ciclos de aquecimento e resfriamento aos quais a superfície retificada foi submetida durante o processo, o que é crucial para definir a microestrutura gerada com dureza inferior à inicial. De acordo com Malkin & Guo (2008), aços endurecidos retificados, mesmo quando nenhuma queima é detectada, apresentam geralmente uma diminuição da dureza na superfície usinada, devido ao efeito de super revenimento que ocorre próximo da superfície.

Sendo assim, pode-se concluir que em nenhum caso, nas profundidades analisadas, houve queima branca, pois, de acordo com Malkin & Guo (2007), quando ocorre queima na superfície de peças de aços endurecidos, com formação de camada branca, a dureza na superfície aumenta graças a uma austenitização seguida da formação de martensita não revenida, o que não ocorreu em nenhuma situação analisada.

Os resultados obtidos na medição das microdurezas para as diversas condições de usinagem complementam as informações da metalografia, apresentados na seção anterior, comprovando através de uma variável quantitativa a não ocorrência de alterações microestruturais significativas no material usinado.

## 5 CONCLUSÕES

Considerando os resultados obtidos na retificação cilíndrica de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido, utilizando rebolo de  $Al_2O_3$  com ligantes vitrificado e resinoide para diferentes condições de refrigeração, pode-se apresentar de forma objetiva as seguintes conclusões a respeito deste trabalho:

- ◆ A rugosidade média  $R_a$  das peças retificadas aumentou à medida que a velocidade de avanço radial do rebolo aumentou para todas as condições ensaiadas, sendo que o melhor resultado ocorreu quando se utilizou o rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante vitrificado e refrigeração convencional na velocidade de avanço de 0,25 mm/min. Verificou-se a pior situação de acabamento superficial na aplicação do rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante resinoide na velocidade de 0,75 mm/min, para as duas técnicas de refrigeração. Quando são consideradas as velocidades de avanço individualmente, não se verifica diferenças significativas entre as técnicas de refrigeração para um mesmo ligante de rebolo.
- ◆ Os desvios de circularidade aumentaram com o aumento da velocidade de avanço radial do rebolo em todos os ensaios que se utilizou refrigeração convencional, independentemente do tipo de rebolo utilizado. Quando a técnica de refrigeração a alta pressão foi empregada, percebeu-se uma diminuição dos desvios à medida que o número de ranhuras aumentava. Os menores desvios de circularidade decorrem da aplicação do rebolo com ligante vitrificado e refrigeração a elevada pressão na velocidade de avanço de 0,25 mm/min. Constataram-se os maiores desvios quando aplicou-se o rebolo com ligante resinoide junto com a técnica de refrigeração a elevada pressão, para corpos de prova com 2 ranhuras.
- ◆ O desgaste diametral dos rebolos aumentou com o aumento da velocidade de avanço radial do rebolo para todas as condições ensaiadas, sendo que o melhor resultado ocorreu quando se utilizou o rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante vitrificado e refrigeração a elevada pressão na velocidade de avanço de 0,25 mm/min, não sendo o número de ranhuras um fator de variação. Verificou-se a pior situação de desgaste na aplicação do rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante resinoide junto com a técnica de refrigeração a



elevada pressão na velocidade de 0,75 mm/min, independente do número de ranhuras presentes nas peças.

- ◆ Os sinais de emissão acústica (EA) aumentaram com a elevação da velocidade de avanço radial do rebolo para todas as condições ensaiadas, sendo que a menor intensidade ocorreu quando se utilizou o rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante vitrificado e refrigeração convencional na velocidade de avanço de 0,25 mm/min, nos CP's com 2 ranhuras. Verificaram-se os maiores valores dos sinais de EA na aplicação do rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante resinoide junto com a técnica de refrigeração convencional na velocidade de 0,75 mm/min, nos CP's com duas ranhuras. Quando são consideradas as velocidades de avanço individualmente, verifica-se uma tendência na diminuição dos sinais de EA à medida que o número de ranhuras aumenta.
  
- ◆ A potência elétrica requerida pela retificadora tende a aumentar conforme aumenta a velocidade de mergulho do rebolo, independentemente do tipo de ligante e/ou método de refrigeração empregado. Verificaram-se os menores valores na aplicação do rebolo de  $Al_2O_3$  com ligante resinoide junto com a técnica de refrigeração a elevada pressão na velocidade de 0,25 mm/min, nos CP's com duas ranhuras. Quando são consideradas as velocidades de avanço individualmente, verifica-se uma tendência de diminuição na potência elétrica à medida que o número de ranhuras aumenta.
  
- ◆ De modo geral, nota-se que as alterações microestruturais foram mínimas, não havendo diferenças significativas entre a utilização dos diferentes ligantes na ferramenta de corte, nem na aplicação de diferentes formas de lubrificação-refrigeração, ou seja, não se percebeu a formação de camada branca ou de camada escura em nenhuma das superfícies após a retificação.
  
- ◆ Os resultados obtidos na medição de microdureza para os ensaios realizados não indicaram alterações subsuperficiais significativas com a profundidade de medição e nem com a variação da velocidade de mergulho do rebolo. No entanto, em profundidades mais próximas da superfície os valores foram ligeiramente menores. A refrigeração convencional registrou valores superiores de microdureza e maior dispersão dos valores em relação à refrigeração a elevada pressão. Cabe afirmar ainda

que os valores de microdureza dos CP's retificados foram moderadamente inferiores aos valores encontrados para os CP's temperados e revenidos, porém não retificados.

- ◆ Mediante os resultados obtidos nos parâmetros rugosidade, desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, potência elétrica, emissão acústica, microestrutura e microdureza, pode-se afirmar que os rebolos de  $Al_2O_3$  com ligante vitrificado e ligante resinoide são aceitáveis na retificação de componentes com ranhuras. Entretanto, a ferramenta com ligante vitrificado representa melhor relação custo x benefício, independente da condição de refrigeração utilizada. Somente nas medições de potência elétrica consumida pelo motor da retificadora o ligante resinoide apresentou vantagens em relação ao ligante vitrificado.

Ao finalizar, pode-se afirmar que dentro dos objetivos propostos, este trabalho trouxe importantes contribuições no sentido de elucidar a retificação cilíndrica de mergulho de peças com ranhuras. No entanto, esta operação necessita de mais investigações com outras condições de corte para que se tenha um melhor desempenho, principalmente quanto ao estudo da refrigeração com elevadas pressões.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseando-se no trabalho experimental realizado, podem-se indicar algumas sugestões para trabalhos futuros, com o intuito de obter um aprofundamento do conhecimento da retificação cilíndrica de mergulho em peças com ranhuras:

- ◆ Utilização de diferentes tipos de fluido de corte e vazões diferentes para comprovar a eficiência da tecnologia de refrigeração a elevada pressão em diversos materiais com ranhuras;
- ◆ Experimentar ferramentas de diversos fabricantes, principalmente rebolos de CBN (variando a friabilidade dos grãos de CBN, ligante e granulometria), para que se possa ter uma análise mais detalhada do emprego dessas ferramentas;
- ◆ Investigar o efeito das ranhuras quando estas estão dispostas na ferramenta de corte;
- ◆ Investigar a técnica de retificação de superfícies com ranhuras em diferentes tipos de materiais como: cerâmicas, compósitos e ligas de titânio;
- ◆ Investigar a retificação de superfícies com ranhuras em outros processos de retificação como a retificação interna, centerless e plana;
- ◆ Investigar a técnica de retificação de superfícies com ranhuras em altas velocidades de corte (HSM);
- ◆ Verificar se a utilização de defletores aerodinâmicos juntamente com o emprego da técnica de refrigeração com elevada pressão facilita a lubrificação na interface peça – reboło;
- ◆ Verificar a viabilidade da retificação a seco e com aplicação de MQL na usinagem de peças com ranhuras;

- ◆ Empregar técnicas mais avançadas para a caracterização da subsuperfície usinada, tais como: microanálise (WDS) acoplada ao MEV, espectroscopia de raios X e fotoelétrons (XPS), medições de tensão residual e espectroscopia Raman;
  
- ◆ Verificar a viabilidade da utilização de outras técnicas de monitoramento como vibração.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. S., LIRANI, J. **Tolerância, ajuste, desvios e análise de dimensões**. São Paulo: Edgard Blücher, 1981.

AGUIAR, P. R. **Monitoramento da queima superficial em processo de usinagem por retificação usando a potência elétrica do motor de acionamento e emissão acústica**. Tese de Doutorado - USP, São Paulo, Brasil, 1997.

AGUIAR, P. R.; SOUZA, A. G. O.; BIANCHI, E. C.; LEITE, R. R.; DOTTO, F. R. L. Monitoring the dressing operation in the grinding process. **International Journal of Machining and Machinability of Materials**, v. 5, p. 3-22, 2009.

ALBERDI, R.; SNACHEZ, J. A.; POMBO, I.; ORTEGA, N.; IZQUIERDO, B. PLAZA, S. BARRENETXEA, D. Strategies for optimal use of fluids in grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 51, p. 491-499, 2011.

ALVES, M. C. S. **Análise da influência da velocidade de mergulho na retificação de aços endurecidos utilizando refrigeração otimizada**. Dissertação de Mestrado. UNESP, Bauru, SP, Brasil, 2005.

ALVES, M. C. S. **Influência dos métodos de lubri-refrigeração na retificação do aço ABNT 4340 usando rebolo de CBN**. Tese de Doutorado. UNESP, Bauru, SP, Brasil, 2007.

AL-ZAHARNAH, I. T. Suppressing vibrations of machining processes in both feed and radial directions using an optimal control strategy: The case of interrupted cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 172, p. 305-310, 2006.

ANON, H. S. E. Warnings for grinding coolants. **Metalworking Production**. v. 147(5), p. 44, 2003.

ARMENDIA, M.; GARAY, A.; VILLAR, A.; DAVIES, M. A.; ARRAZOLA, P. J. High bandwidth temperature measurement in interrupted cutting of difficult to machine materials. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 59, p. 97-100, 2010.

ASLAN, D.; BUDAK, E. Surface roughness and thermo-mechanical force modeling for grinding operations with regular and circumferentially grooved wheels. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 223, p. 75-90, 2015.

AURICH, J. C.; HERZENSTIEL, P.; SUDERMANN, H.; MAGG, T. High -performance dry grinding using a grinding wheel with a defined grain pattern. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 57, p. 357-362, 2008.

AZIZI, A.; REZAEI, S. M.; RAHIMI, A. Study on the rotary cup dressing of CBN grinding wheel and the grinding performance. **Internacional Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 47, n. 9-12, p. 1053-1063, 2009.

BABEL, R.; KOSHY, P.; WEISS, M. Acoustic emission spikes at workpiece edges in grinding: origin and applications. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 64, p. 96-101, 2013.

BADGER, J. Factors affecting wheel collapse in grinding. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 58, p. 307-310, 2009.

BARTZ, W. J. Lubricants and the environment. **Tribology International**, v. 31, n. 1-3, p. 35-47, 1998.

BELENTANI, R. M.; FUNES JÚNIOR, H.; CANARIM, R. C.; DINIZ, A. E.; HASSUI, A.; AGUIAR, P. R.; BIANCHI, E. C. Utilization of minimum quantity lubrication (MQL) with water in CBN grinding of steel. **Materials Research**. v.17, p. 88-96, 2014.

BHATTACHARYA, S.; DINDA, G. P.; DASGUPTA, A. K.; MAZUMDER, J. Microstructural evolution of AISI 4340 steel during direct metal deposition process. **Materials Science and Engineering A**, v. 528(6), p. 2309–2318, 2011.

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

BIANCHI, E.C. **Ação das condições de dressagem na vida de rebolos na retificação de precisão**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica - Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, 116 p. 1990.

BIGERELLE, M.; HAGEGE, B.; EL MANSORI, M. Mechanical modeling of micro-scale abrasion in superfinish belt grinding. **Tribology Internacional**, v. 41, p. 992-1001, 2008.

BLENKOWSKI, K. Coolants and lubricants: Parte 1 – The truth. **Manufacturing Engineering - SME**, p. 90-96, 1993.

BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; WITTMANN, M. Friction, Cooling and Lubrication in Grinding. **Annals of the CIRP**. v. 48(2), p. 581-598, 1999.

BUSCH, K.; HOCHMUTH, C.; PAUSE, B.; STOLL, A.; WERTHEIM, R. Investigation of cooling and lubrication strategies for machining high-temperature alloys. **Procedia CIRP** 41. p. 835-840, 2016.

CAI, R.; ROWE, W. B. Assessment of vitrified CBN wheels for precision grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 44, p. 1391-1402, 2004.

CHEN, X.; ROWE, W. B. Analysis and simulation of the grinding process, Part I: Generation of the grinding wheel surface. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 36, n. 8, p. 871-882, 1990.

CHOI, T. J.; SUBRAHMANYA, N.; LI, H.; SHIN, Y. C. Generalized practical models of cylindrical plunge grinding processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 61-72, 2008.

DAHLMAN, P.; ESCURSELL, M. High - pressure jet - assisted cooling: a new possibility for a near net shape turning of decarburized steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, p. 109-115, 2004.

DE GODOY, V. A. A.; DINIZ, A. E. Turning of interrupted and continuous hardened steel surfaces using ceramic and CBN cutting tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211(6), p. 1014-1025, 2011.

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**, v. 12, n. 35, 1997.

DEMIRCI, I.; MEZGHANI, S.; MANSORI, N. E. On material removal regimes for the shaping of glass edges: force analysis, surface topography and damage mechanisms. **Tribology Letters: Springer Science-Business Media LLC**, v. 30, p. 141-150, 2008.

Deutsches Institut für Normung DIN 8589-3 (German Institute for Standardization). **Manufacturing processes chip removal – Part 3: Milling; Classification, subdivision, terms and definitions - 2003.**

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.; DE OLIVEIRA, A. J. Hard turning of interrupted surfaces using CBN tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 195 (1-3), p. 275-281, 2008

DINIZ, A. E.; GOMES, D. M.; BRAGHINI JR, A. Turning of hardened steel with interrupted and semi-interrupted cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 159, p. 240-248, 2005.

EBBRELL, S.; WOOLLEY, N. H.; TRIDIMAS, Y. D.; ALLANSON, D. R.; ROWE, W. B. Effects of cutting fluid application methods on the grinding process, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 40 (2), p. 209-223, 2000.

EZUGWU, E. O.; OKEKE, C. I. Tool life and wear mechanisms of TiN coated tools in an intermittent cutting operation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 116, p. 10-15, 2001.

FAN, X.; MILLER, M. H. Force analysis for grinding with segmental wheels. **Machining Science and Technology**, v. 10, n. 4, p. 435-455, 2006.

FELIPE JUNIOR, J. **Contribuição para implementação de funções de retificação inteligente (R. I.) utilizando técnicas de monitoramento por emissão acústica**. Tese de Doutorado - USP, São Carlos, SP, Brasil, 138p, 1996.

FUNES JUNIOR, H.; BELENTANI, M. R.; NETO, L. M. G.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R., DINIZ, A. E. Utilização da técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) com adição de água no processo de retificação cilíndrica de mergulho de aços endurecidos com rebolos de CBN. **6th BRAZILIAN CONFERENCE ON MANUFACTURING ENGINEERING – COBEF**, 10p, 2011.

FUSSE, R. Y.; BIANCHI, E. C.; FRANÇA, T. V.; CATAI, R. E.; SILVA, L. R.; AGUIAR, P. R. Erros geométricos na retificação do aço SAE HVN-3. **Revista Máquinas e Metais**, n. 464, p. 150-163, 2004.

GE, P. Q.; LI, J. F.; LU, C. H.; LIU, Z. C. Performance evaluation and action mechanism analysis of extreme pressure additives used for oil-based cutting fluids. **Key Engineering Materials**. v. 250, p. 281-286, 2003.

GUO, C.; SHI, Z.; ATTIA, H.; MCINTOSH, D. Power and Wheel Wear for Grinding Nickel Alloy with Plated CBN Wheels. **Annals of the CIRP**. v. 56, p. 343-346, 2007.

GUO, C; CHAND, R.H. Application adaptive ceramic machining. **Abrasives Magazine**, p. 8-16, 1998.

HARIMKAR, S. P.; SAMANT, A. N.; KHANGAR, A. A.; DAHOTRE, N. B. Prediction of Solidification Microstructures During Laser Dressing of Alumina - Based Grinding Wheel Material, **Journal of Physics D: Applied Physics**, v. 39, p. 1642–1649, 2006.

HASSUI, A.; DINIZ A. E. Correlating surface roughness and vibration on plunge cylindrical grinding of steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 43, p. 855–862, 2003.

HASSUI, A.; **Estudo da vibração durante o corte e centelhamento na retificação cilíndrica de mergulho**. Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, 172p, 2002.

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

HECKER, R. L.; LIANG, S. Y.; WU, X. J.; XIA, P.; JIN, D. G. W. Grinding force and power modeling based on chip thickness analysis. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 33, n. 5-6, p. 449-459, 2007.

HEIZEL, C.; BLEIL, N. The use of the size effect in grinding for work-hardening, **Annals of the CIRP**, v. 56, n. 1, p. 327-330, 2007.

HERMAN, D; KRZOS, J. Influence of vitrified bond structure on radial wear of CBN grinding wheels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 5377-5386, 2009.

HOLESOVSKY, F.; HRALA, M. Integrity of ground cylindrical surface. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 153-154, n. 10, p. 714-721, 2004.

HOWELL, J. K.; LUCKE, W.E.; WHITE, E.M. **Health and safety aspects in the use of metalworking fluids**. Taylor & Francis Group, LLC, 2006.

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



IRANI, R.A.; BAUER, R.J.; WARKENTIN, A. A review of cutting fluid application in the grinding process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 45, p. 1696–1705, 2005.

ITOIGAWA, F.; TAKEUCHI, D.; NAKAMURA, T. Experimental study on lubrication mechanism in MQL intermittent cutting process. **Machining Science and Technology**, v. 11, p. 355-365, 2007.

JACKSON, M. J.; MILLS, B. Materials selection applied to vitrified alumina & CBN grinding whells. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 108, p. 114-124, 2000.

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

JACKSON, M.J.; KHANGAR, A.; CHENC, X.; ROBINSON, G.M.; VENKATESH , V.C.; DAHOTRE N. B. Laser cleaning and dressing of vitrified grinding wheels. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 185, p. 17–23, 2007.

JEDRZEJEWSKI J.; MODRZYCKI, W. Intelligent supervision of thermal deformations in high precision machine tools. **Proceedings of the Thirty-Second International Matador Conference**, p. 457-462, Manchester, UK, 1997.

JIANG, F.; LIU, Z.; WAN, Y.; SHI, Z. Analytical modeling and experimental investigation of tool and workpiece temperatures for interrupted cutting 1045 steel by inverse heat conduction method. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, n. 6, p. 887-894, 2013.

KING, R. I.; HAHN, R. S. **Handbook of modern technology**. 3a ed., cap. 6, p. 119-167, 1992.

KLOCKE, F.; BRINKSMEIER, E.; WEINERT, K. Capability Profile of Hard. **Cutting and Grinding Processes**, 2005.

KO, T. J.; KIM, H. S. Surface Integrity and Machineability in Intermittent Hard Turning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 18, p. 168-175, 2001.

KOMANDURI, R.; LUCCA, D. A.; TANI, Y. Technological Advances in Fine Abrasive Processes. **CIRPAnnals - Manufacturing Technology**, vol. 46, p. 545-596, 1997.

KONIG, W.; ALTINTAS, Y.; MEMIS, F. Direct adaptive control of plunge grinding process using acoustic emission (AE) sensor. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 35, n. 10, p. 1445-1457, 1995.

KOUNTANYA, R. Cutting tool temperatures in interrupted cutting: The effect of feed-direction modulation. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 10, p. 47-55, 2008.

KRAMER, N. In-process identification of material-properties by acoustic emission signals. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 56, p. 331-334, 2007.

KRUEGER, M. K.; YOON, S. C.; GONG, D. New technology in metalworking fluids and grinding wheels achieves tenfold improvement in grinding performance. Presented at the **Coolants/Lubricants for Metal Cutting and Grinding Conference**, 2000.

KUTZ, M. **Mechanical Engineers' Handbook**, 2<sup>a</sup> ed., John Wiley & Sons, 1998.

KWAK, J. S.; HA, M. K. Force modeling and machining characteristics of the intermittent grinding wheels. **KSME international journal**. v. 15, n. 3, p. 351-356, 2001.

LAKSHMANAN, S.; XAVIOR, M. A. Performance of Coated and Uncoated Inserts during Intermittent Cut Milling of AISI 1030 Steel. **Procedia Engineering**, v. 97, p. 372-380, 2014.

LEE, E. S.; KIM, N. H. A study on the machining characteristics in the external plunge grinding using the current signal of the spindle motor. **International Journal of Machining Tools & Manufacture**, n. 41, p. 937-951, 2001.

LEE, K. M.; HSU, M. R.; CHOU, J. H.; GUO, C. Y. Improved differential evolution approach for optimization of surface grinding process. **Expert Systems with Applications**, v. 38, p. 5680-5686, 2011.

LIAO, T. W.; LI, K.; MCSPADDEN JR, S. B. Wear mechanisms of diamond abrasives during transition and steady stages in creep-feed grinding of structural ceramics, **Wear**, v. 242, p. 28-37, 2000.

LINKE, B. **Life cycle and sustainability of abrasive tools**. RWTH edition, 2016.

LIU, C. H.; CHEN, A.; CHEN, C. C. A.; WANG, Y. T. Grinding force control in an automatic surface finishing system. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 170, p. 367-373, 2005.

LOPEZ-ARRAIZA, A.; CASTILLO, G.; DHAKAL, H.; ALBERDI, R. High performance composite nozzle for the improvement of cooling in grinding machine tools. **Composites Part B: Engineering**, v. 54, p. 313-318, 2013.

MALKIN, S. **Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives**, 1<sup>a</sup> edição, Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989.

MALKIN, S.; GUO, C. Grinding technology: theory and application of machining with abrasives. **Industrial Press**. New York, 372p., 2008.

MALKIN, S.; GUO, C. Thermal Analysis of Grinding. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v.56, p. 760-782, 2007.

MARIANI, G.; TREBING, C. Synthetic coolants cut it in superabrasive grinding. **Livonia, MI: Technical Services**, Pills Bury Div., Novamax Technologies Inc., p. 3-7, 1998.

MARINESCU, I.; ROWE, W.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. **Tribology of abrasive machining processes**, United States. William Andrew, Inc. 2004.

MARINESCU, I.; TÖNSHOFF, H.K.; INASAKI, I. **Handbook of Ceramic Grinding and Polishing**, New Jersey. Noyes Publications, Cap.2, 1998.

MARINESCU, I.D.; HITCHINER, M.; UHLMANN, E.; ROWE, W.B.; INASAKI, I. **Handbook of Machining with Grinding Wheels**, Manufacturing Engineering and Materials Processing, CRC Press, Taylor & Francis Group, London, UK, s596 p., 2007.

MAYER, J. E.; FANG G. P. Diamond grinding of silicon nitride ceramic. **Machining of advanced ceramics Conf. NIST**, p. 171-183, 1993.

MAYER, J. E.; FANG, G. P. Effect of Grinding Parameters on Surface Finish of Ground Ceramics. **Annals of the CIRP**, v. 44, n. 1, 1995.

MELLO, H. J.; MELLO, D. R.; BIANCHI, E. C.; AGUIAR, P. R.; D'ADDONA, D. M. Grinding of AISI 4340 steel with interrupted cutting by aluminum oxide grinding wheel. **REM: Revista Escola de Minas**, v. 68, p. 229-238, 2015.

MINKE, E. Contribution to the role of coolants on grinding process and work results. **Technical Paper Society of Manufacturing Engineers**, MR (MR99-227), p. 1-18, 1999.

MOERLEIN, A. W.; MARSH, E. R. In-process force measurement for diameter control in precision cylindrical grinding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 42, p. 93-101, 2009.

MONICI, R. D.; BIANCHI, E. C.; CATAI, R. E.; AGUIAR, P. R. Analysis of the different forms of application and types of cutting fluid used in plunge cylindrical grinding using conventional and superabrasive CBN grinding wheels. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 2, p. 122-131, 2006.

NAKAYAMA, K.; TAKAGI, J.; ABE, T. Grinding Wheel with Helical Grooves - An Attempt to Improve the Grinding Performance. **Annals of the CIRP 25**. v. 1, p. 133-138, 1977.

NETO, L. M. G.; FUNES JR, 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, 2011.

NGUYEN, T.A.; BUTLER, D.L. Simulation of precision grinding process, part 1: generation of the grinding wheel surface. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 45, p. 1321-1328, 2005.

NOVASKI, O.; DÖRR, J. Usinagem quase a seco. **Revista Máquinas & Metais**, n. 406, p. 34-41, 1999.

NOVASKI, O.; RIOS, M. Introdução teórica e vantagens de uso na usinagem de aços-liga. **Revista Máquinas & Metais**, Ano 40, n. 460, p. 214-223, 2004.

OIKAWA, M. H.; BIANCHI, E. C.; DESTRO, R. S.; SOUSA, R. M.; CANARIM, R. C.; ALVES, M. C. S.; AGUIAR, P. R. Cerâmicas avançadas no processo de retificação cilíndrica

externa de mergulho utilizando a técnica da mínima quantidade de lubrificação (MQL) com rebolos diamantados. **Revista Matéria**, v. 16, n. 1, p. 560-573, 2011.

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

PADILHA, A. F.; FILHO, F. A. **Técnicas de Análise Microestrutural**. 1 ed. HEMUS, 2004.

PEKELHARING, A. J. Cutting tool damage in interrupted cutting. **Wear**, v. 62, p. 37-48, 1980.

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

PLEIFER, T.; EVERSHEIM, W.; KÖENIG, W.; WECK, M. **Manufacturing Excellence: The Competitive Edge**, Chapman & Hall, London, 1994.

RAMESH, K.; HUANG, H. The effects of grinding wheel speed on burr creation and surface quality, **Machining Technology Group**, Singapore Institute of Manufacturing Technology, Singapore, 2003.

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

RAMESH, K.; YEO, S. H.; ZHONG, Z. W.; SLIM, K. C. Coolant shoe development for high efficient grinding. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 114, p. 240-245, 2001.

RAVINDRA, H. V., SRINIVASA, Y. G., KRISHNAMURTHY, R. Acoustic emission for tool condition monitoring in metal cutting. **Wear**, v. 212, p. 78-84, 1997.

REN, Y. H.; ZHANG, B.; ZHOU, Z. X. Specific energy in grinding of tungsten carbides of various grain sizes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 58, p. 299-302, 2009.

ROWE, W. B. **Principles of Modern Grinding Technology**, 1ª ed., 2009.

ROWE, W. B. **Principles of Modern Grinding Technology**, 2ª ed., 2014.

RUNGE, P. R. F.; DUARTE, G. N. Lubrificantes nas indústrias – Produção, manutenção e controle. **Triboconcept --Edições Técnicas**, p. 71-171, 1990.

SADEGHI, M. H.; HADDAD, J.; TAWAKOLI, T.; EMAMI, M. Minimal quantity lubrication - MQL in grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 44, p. 487-500, 2009.

SALEH, T.; BISHWAS, I.; RAHMAN, M. Efficient dressing of the wheel in ELID grinding by controllable voltage with force feedback. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 46, p. 123-130, 2009.

SALMON, S. C. **Modern Grinding Process Technology**. MacGraw-Hill, 1992.

SANCHES, H. A. B. **Avaliação do processo de usinagem com corte interrompido utilizando a análise de esforços e frequências**. Dissertação de mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011.

SCHÜHLI, L. A. **Monitoramento de operações de retificação usando fusão de sensores**. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

SHAW, M. C. Energy Conversion in Cutting and Grinding, **Annals of the CIRP**, v. 45, n. 1, Published under the privilege of the Active Members, 1996.

SHAW, M. C. **Principles of abrasives processing**. Oxford Science on Advanced Manufacturing, New York, USA, 574 p, 1996.

SHI, C.; LI, X.; CHEN, Z. Design and experimental study of a micro-groove grinding wheel with spray cooling effect. **Chinese Journal of Aeronautics**, v. 27, n. 2, p. 407-412, 2014.

SHILLOR, M.; BABER, G. C; JEN, T.; WI, M. Thermal analysis of the grinding process. **Mathematical and Computer Modelling**, v. 39, p. 991-1003, 2004.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 57, p. 83-101, 2012.

SILVA, E. J. **Análise da influência dos tipos de fluido de corte e rebolo na retificação do aço SAE HVN-3**. Dissertação de Mestrado, UNESP, Bauru, SP, Brasil, 2000.

SILVA, E. J.; BIANCHI, E. C.; SOUZA, G. F.; FORTULAN, C. A.; FERNANDES, O. C.; VALARELLI, I. D.; AGUIAR, P. R. Avaliação do mecanismo de remoção e da integridade superficial. **Revista Máquinas e Metais**, n. 407, p.70-83, 1999.

SILVERSTEIN, R. **Lubricants for Near Dry Machining**, Taylor & Francis Group, LLC, 2006.

SOARES, D. D.; OLIVEIRA, J. F. G. Diagnóstico de processos de retificação pela análise de sinais. **Revista Máquina & Metais**. n. 436, p.140 – 157, 2002.

SOHAL, N.; SANDHU, C. S.; PANDA, B. K. Analyzing the effect of grinding parameters on MRR and surface roughness of EN24 and EN353 steel. **Mechanica Confab**. v. 3, p. 1-6, 2014.

SOKOVIC, M.; MIJANOVIC, K. Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 109, p. 181-189, 2001.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. Dry machining: Machining of the future. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 101, p. 287-291, 2000.

STEPHENSON, D. J.; SUN, X.; ZERVOS, C. A study on ELID ultra precision grinding of optical glass with acoustic emission. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, p. 1053-1063, 2006.

TAWAKOLI, T.; AZARHOUSHANG, B. Intermittent grinding of ceramic matrix composites (CMCs) utilizing a developed segmented wheel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 2, 2011.

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

TÖNSHOFF, H.K.; FRIEMUTH, T.; BECKER, J.C. Process monitoring in grinding. **Annals of the CIRP**. v. 51/2, p. 551-571, 2002.

WEBSTER, J. A.; CUI, C.; MINDEK JR, R. B. Grinding fluid application system design. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**. v. 44, n. 1, p. 333-338, 1995.

WEBSTER, J.; TRICARD, M. Innovations in Abrasive Products for Precision Grinding. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 53, n. 2, p. 597-617, 2004.

WECK, M.; HENNES, N.; SCHULZ, A. Dynamic behavior of cylindrical traverse grinding processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.50, p. 213-216, 2001.

XU, W.; WU, Y.; SATO, T.; LIN, W. Effects of process parameters on workpiece roundness in tangential-feed centerless grinding using a surface grinder. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 210, p. 759-766, 2010.

YANG, Y.; XU, J.; WIERCIGROCH, M. Chatter in a transverse grinding process. **Journal of Sound and Vibration**. v. 333, n. 3, p. 937-953, 2014.

YOUNG, P.; BYRNE, G.; COTTERE, M. Manufacturing and the Environment, **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, n. 13, p. 488-493, 1997.

ZHANG, L.; KURIYAGAWA, T.; YASUTOMI, Y.; ZHAO, J. Investigation into micro abrasive intermittent jet machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, p. 873-879, 2005.

ZHANG, Y.; WU, G.; MENG, X.; YUN, Z.; SHI, F.; HE, Y.; LUO, X. Effects of the grinding process on the preparation and qualities of CWS. **Mining Science and Technology (China)**, v. 21, p. 767-771, 2011.

ZHIRAFAR, S.; REZAEIAN, A.; PUGH, M. Effect of cryogenic treatment on the mechanical properties of 4340 steel. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 186, p. 298–303, 2007.

## APÊNDICE A - Programas CNC utilizados na retificadora cilíndrica

### Programa para retificação dos corpos de prova

LINHAS	FUNÇÕES
000	X 680.000
001	G 00.71
002	X (Posição de contato peça-rebolo + 0.2)
003	G 91
004	G 61
005	M 01
006	G 01.71
007	F 00001
008	G 04.02.00
009	X -0.2
010	G 04.05.00
011	X 0.01
012	X -0.11
013	G 04.08.00
014	X 0.01
015	X -0.11
016	G 04.08.00
017	G 25 N 11.16.99
018	G 25 N11.16.39
019	X 0.1
020	G 00.71
021	X 2.000
022	M 02
023	M 30

**Observação:** Na linha 002 do programa, é necessário inserir a posição na qual ocorre o contato do rebolo com o corpo de prova somado de 0.2 mm. Assim, por exemplo, se foi obtida a posição de toque em 392.700, deve-se colocar o comando X 392.900 na linha 002.

**Programa para impressão do desgaste do rebolo no cilindro**

LINHAS	FUNÇÕES
033	X 680.000
034	G 00.71
035	X (Posição de contato cilindro-rebolo + 0.2)
036	G 91
037	G 61
038	M 01
039	G 01.71
040	F 00001
041	G 04.02.00
042	X -0.1
043	G 25 N 041.042.08
044	G 04.08.00
045	X 0.5
046	M 02
047	M 30

**Observação:** Na linha 035 do programa, é necessário inserir a posição na qual ocorre o contato do rebolo com o cilindro somado de 0.2 mm. Assim, por exemplo, se foi obtida a posição de toque em 392.700, deve-se colocar o comando X 392.900 na linha 035.



**Programa para “pré-retificação” dos corpos de prova**

<b>LINHAS</b>	<b>FUNÇÕES</b>
<b>080</b>	X 680.000
<b>081</b>	G 00.71
<b>082</b>	X (Posição de contato peça-rebolo + 0.2)
<b>083</b>	G 91
<b>084</b>	G 61
<b>085</b>	M 01
<b>086</b>	G 01.71
<b>087</b>	F 00001
<b>088</b>	G 04.02.00
<b>089</b>	X -0.2
<b>080</b>	G 04.05.00
<b>091</b>	X 0.01
<b>092</b>	X -0.21
<b>093</b>	G 04.08.00
<b>094</b>	X 0.100
<b>095</b>	G 00.71
<b>096</b>	X 2.000
<b>097</b>	M 02
<b>098</b>	M 30

**Observação:** Na linha 082 do programa, é necessário inserir a posição na qual ocorre o contato do rebolo com o corpo de prova somado de 0.2 mm. Assim, por exemplo, se foi obtida a posição de toque em 392.700, deve-se colocar o comando X 392.900 na linha 082.

## APÊNDICE B – Preparação das amostras para os ensaios de microdureza.

O processo de preparação das amostras para a análise da microdureza foi o mesmo utilizado no lixamento e polimento para a investigação da microestrutura. O embutimento no baquelite deu-se de forma que a parte convexa do corpo de prova proporcionasse condições de executar o lixamento até obter-se um comprimento ( $l$ ) de aproximadamente 5 mm, o que resultaria em uma profundidade abaixo da superfície de aproximadamente 160  $\mu\text{m}$ , conforme mostra a Figura 7.1.

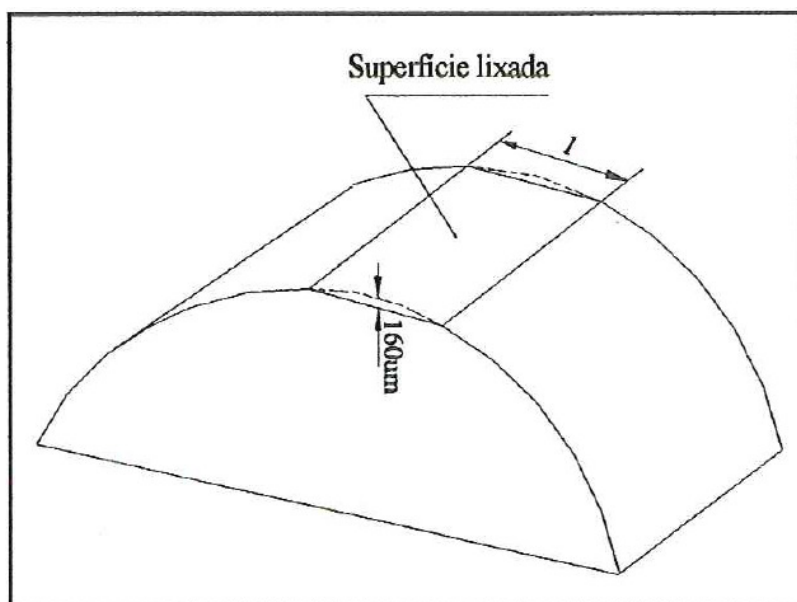


Figura 7.1 – Representação da amostra para a medição de microdureza  
(adaptado de Silva, 2004).

A forma como as amostras foram dispostas permitiu a obtenção de uma ampliação da região a ser estudada, verifica-se na Figura 7.2 a representação da região seccionada com algumas aplicações trigonométricas.

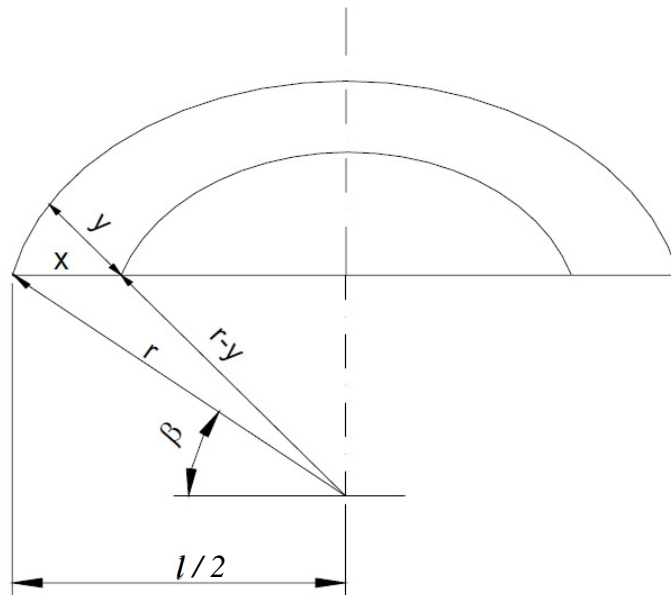


Figura 7.2 – Vista lateral da amostra utilizada nas medições de microdureza (adaptado de Silva, 2004).

Pela lei dos cossenos tem-se:

$$(r - y)^2 = r^2 + x^2 - 2rx \cos \beta$$

Como  $\cos \beta = l/r$ , temos

$$(r - y)^2 = r^2 + x^2 - 2xl$$

$$r^2 - 2ry + y^2 = r^2 + x^2 - 2xl$$

$$y^2 - 2ry + (2lx^2) = 0$$

$$y = r - \sqrt{r^2 - (2lx) - x^2}$$

onde  $x/y$  refere-se a taxa de ampliação da área observada.

Observando-se na Figura 7.2, onde o comprimento  $x$  será maior que o  $y$ , comprovando uma ampliação da área a ser observada, pois a razão entre  $x$  e  $y$  será maior que 1. As variações para o deslocamento  $x$  para cada medição foram de 30 a 300  $\mu\text{m}$ , resultando em variações de profundidade  $y$  aproximadamente de 5,3 a 53  $\mu\text{m}$ . Quando a profundidade abaixo da subsuperfície atingia aproximadamente 60  $\mu\text{m}$ , utilizaram-se as amostras da análise de microestrutura para a complementação da medição até alcançar a profundidade de 360  $\mu\text{m}$ , sendo que as medidas encontradas nos dois tipos de amostras foram compatíveis.

Realizaram-se aplicações prévias de cargas de 20, 30, 50, 100 e 200 g a fim de se definir a carga a ser aplicada nos ensaios de microdureza. A carga de 30 g proporcionou a melhor relação entre as medidas das diagonais, obedecendo-se à norma que estabelece uma distância mínima de 2,5 vezes o valor da maior diagonal. Após a definição da carga realizou-se a aplicação da carga durante 15 s obtendo-se a microdureza.

## APÊNDICE C - Microestrutura do material usinado

A Figura 7.2.1 apresenta a imagem da lateral do corpo de prova, destacando a subsuperfície do mesmo, nas condições: como recebido (a) e temperado e revenido (b), antes do processo de retificação.

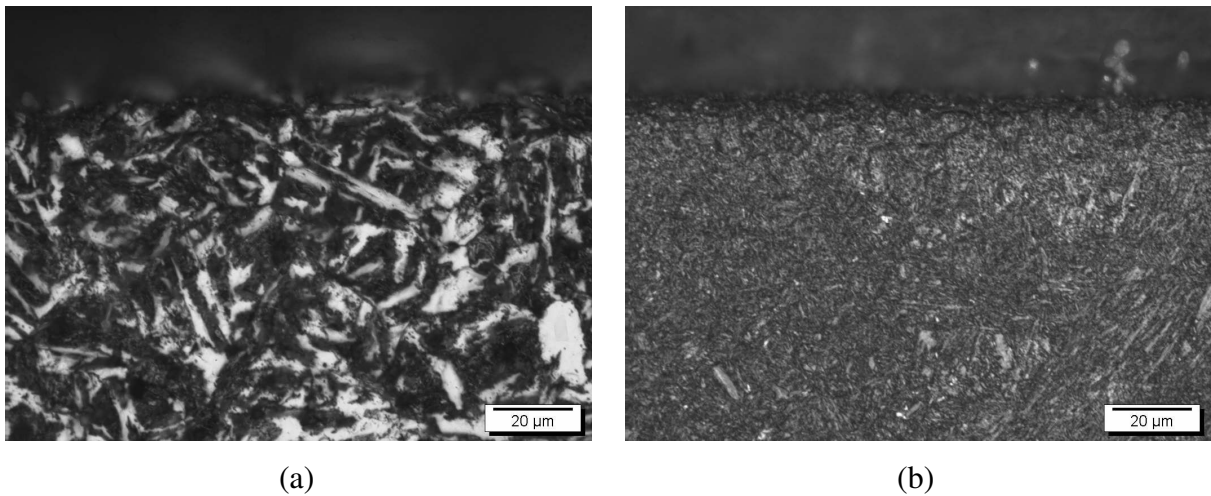


Figura 7.2.1 – Microestruturas subsuperficiais do corpo de prova nos estados: (a) laminado e normalizado (a) e tratado termicamente (b).

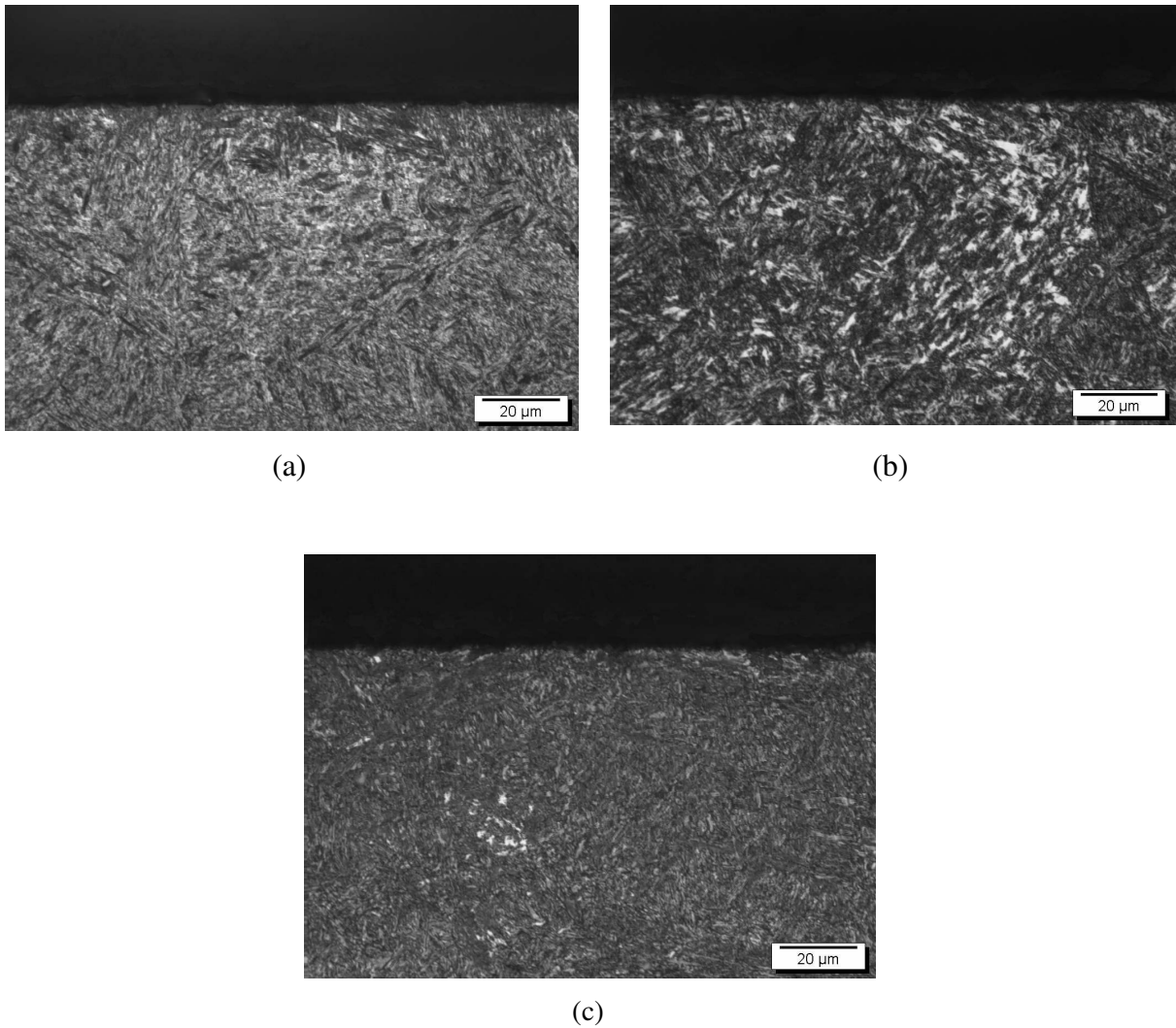
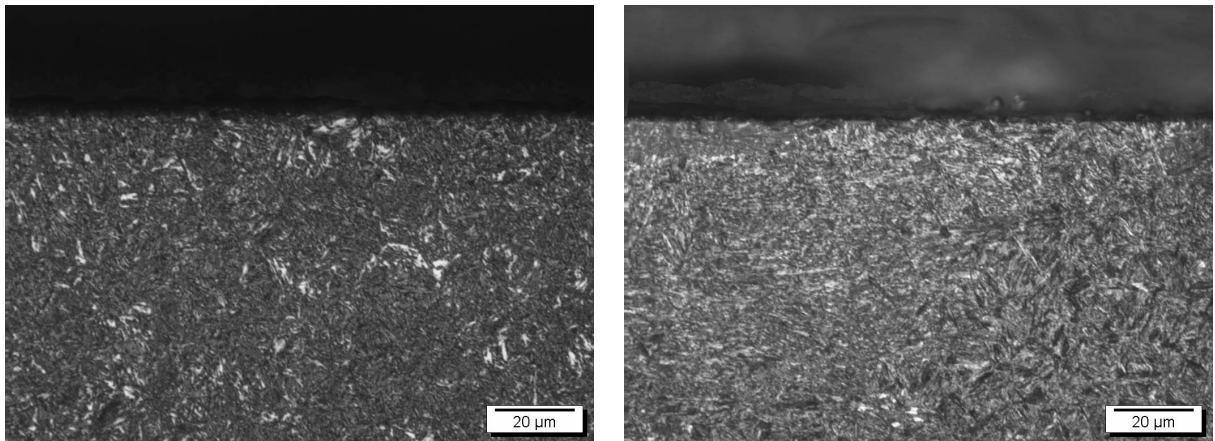
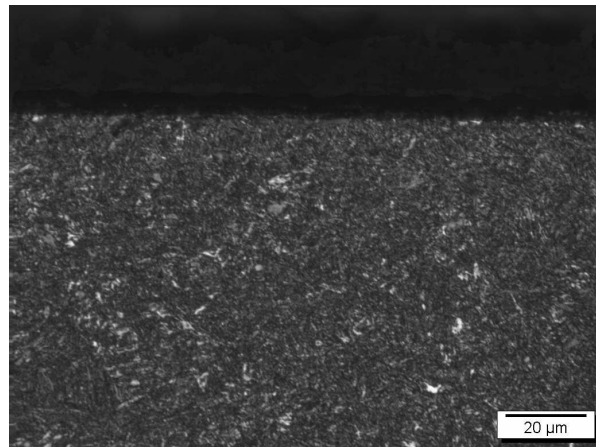


Figura 7.2.2 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com dois entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



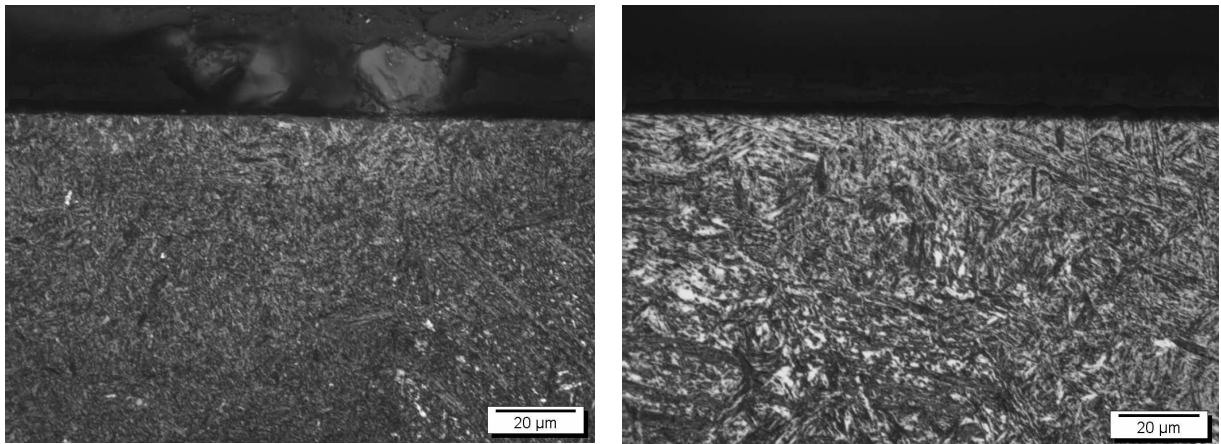
(a)

(b)



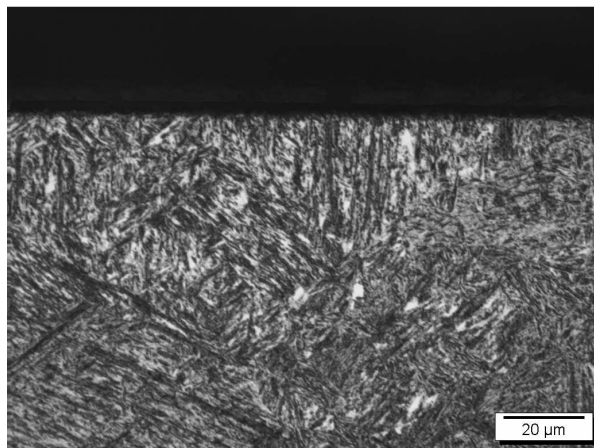
(c)

Figura 7.2.3 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com seis entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



(a)

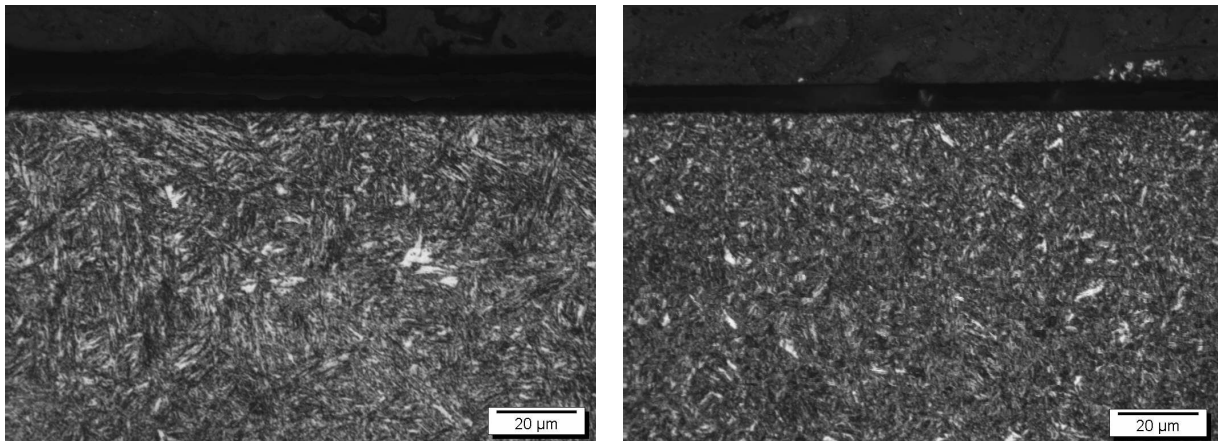
(b)



(c)

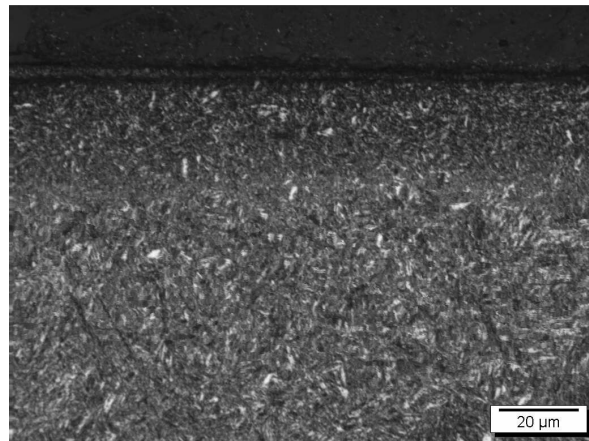
Figura 7.2.4 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com doze entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração convencional: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min





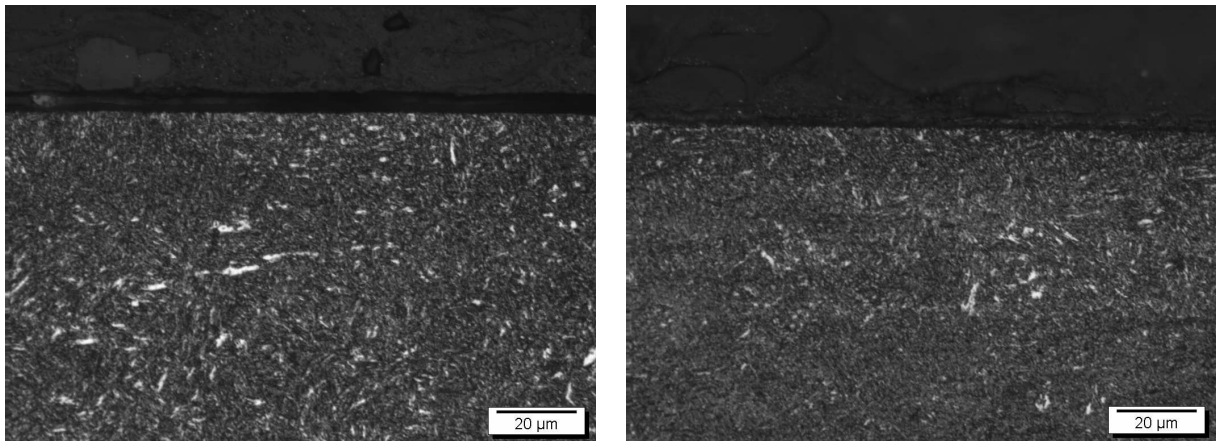
(a)

(b)



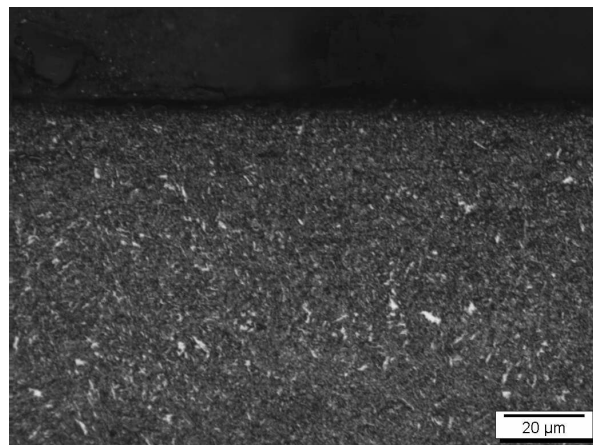
(c)

Figura 7.2.5 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com dois entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



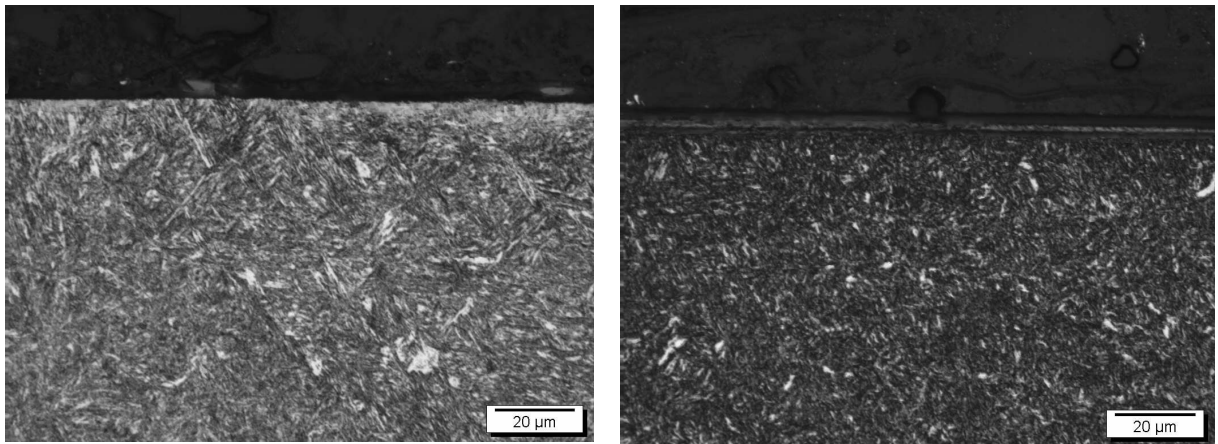
(a)

(b)



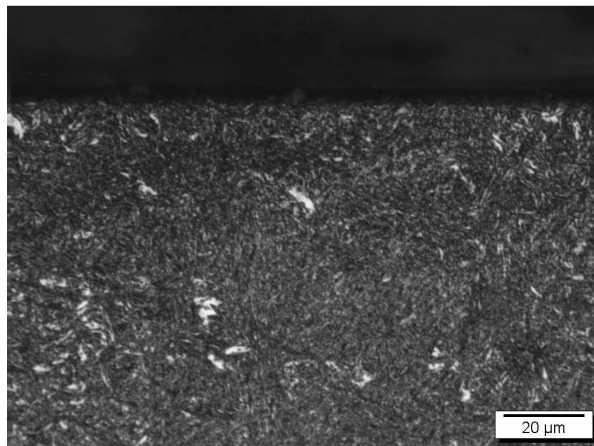
(c)

Figura 7.2.6 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com seis entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



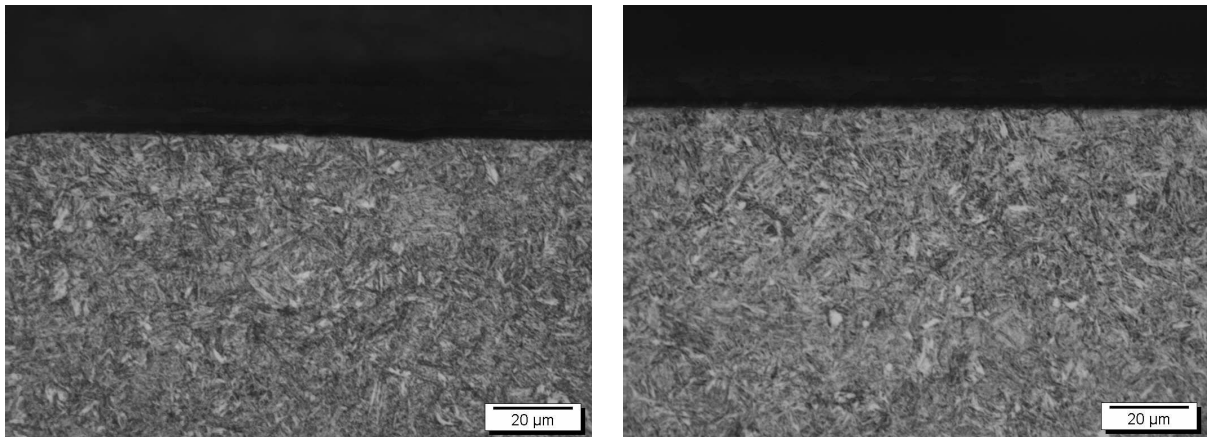
(a)

(b)



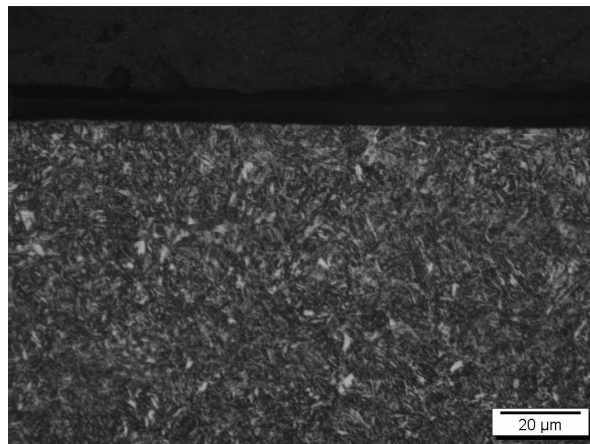
(c)

Figura 7.2.7 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com doze entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração convencional: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



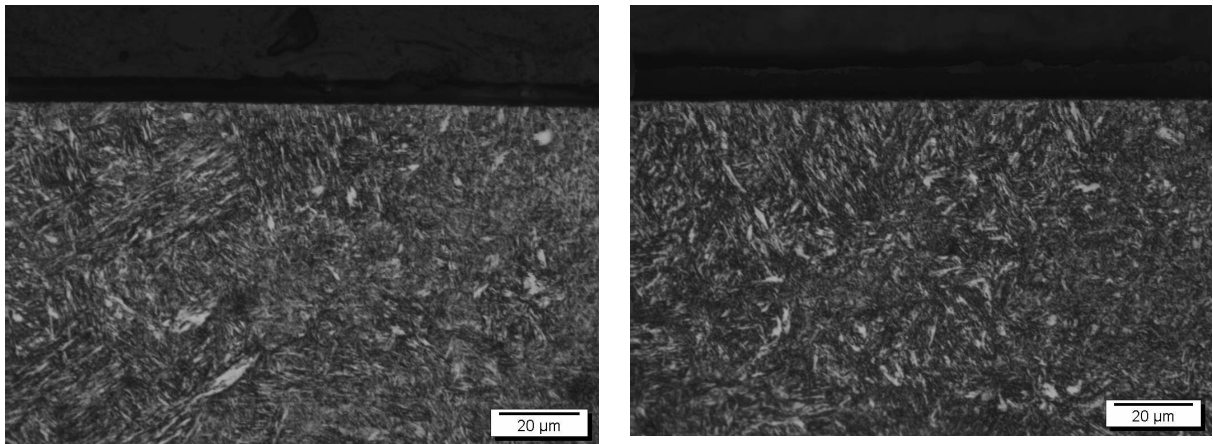
(a)

(b)



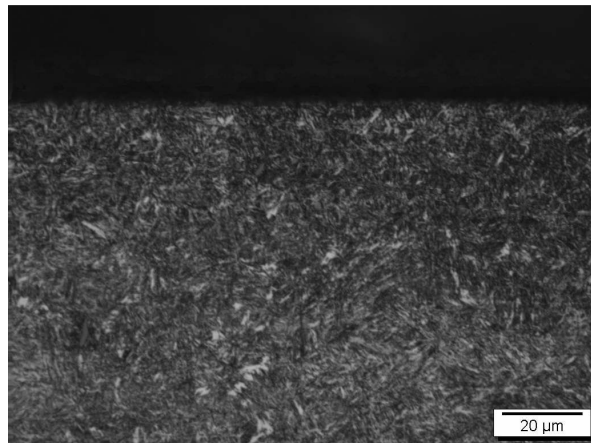
(c)

Figura 7.2.8 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com dois entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



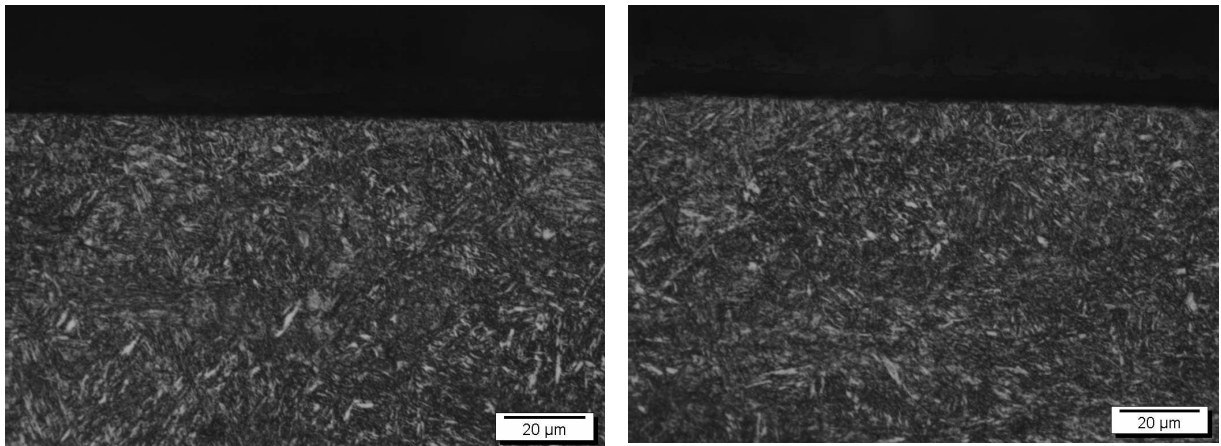
(a)

(b)



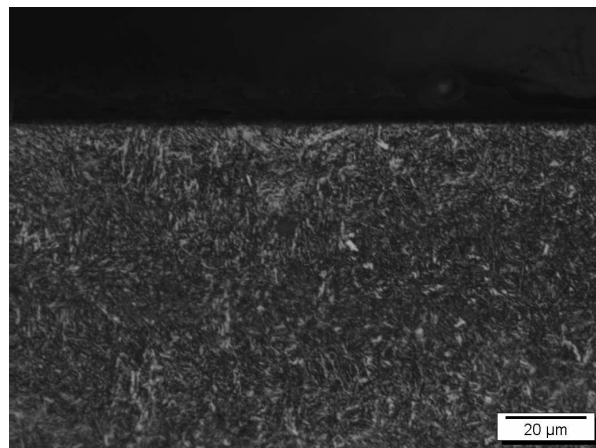
(c)

Figura 7.2.9 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com seis entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



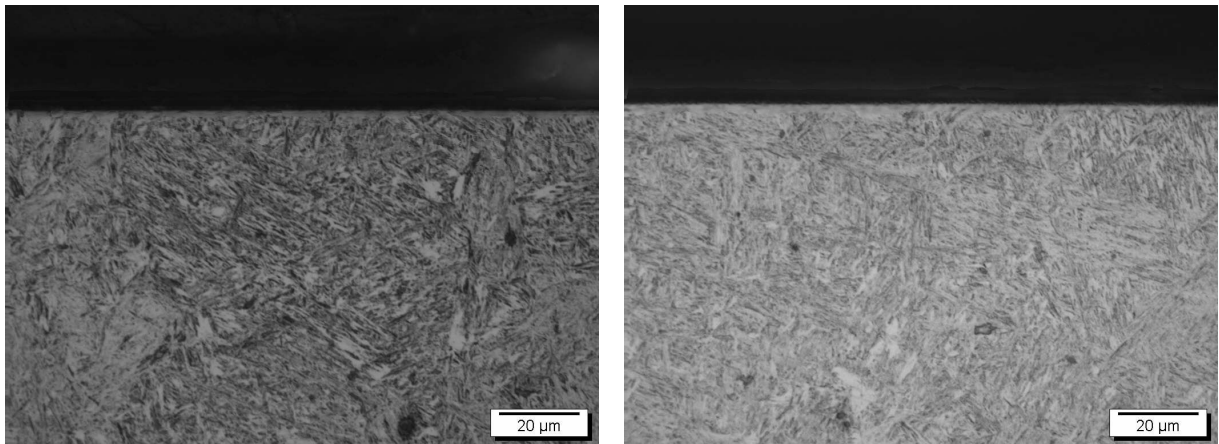
(a)

(b)



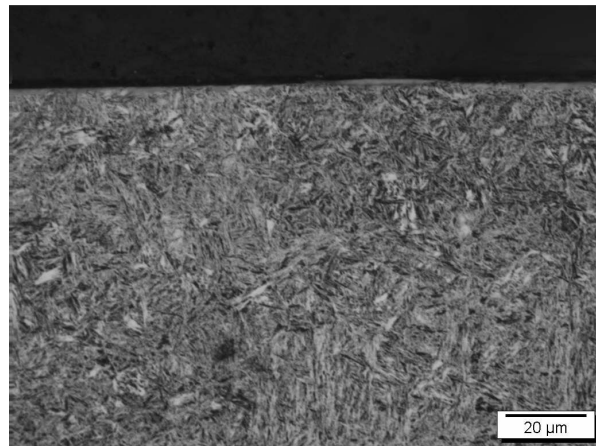
(c)

Figura 7.2.10 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com doze entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante vitrificado e refrigeração otimizada: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



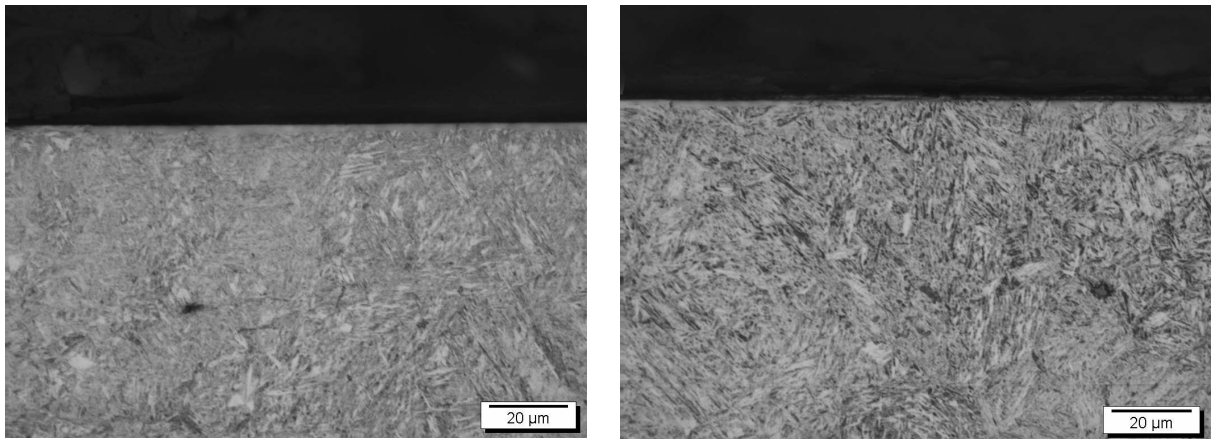
(a)

(b)



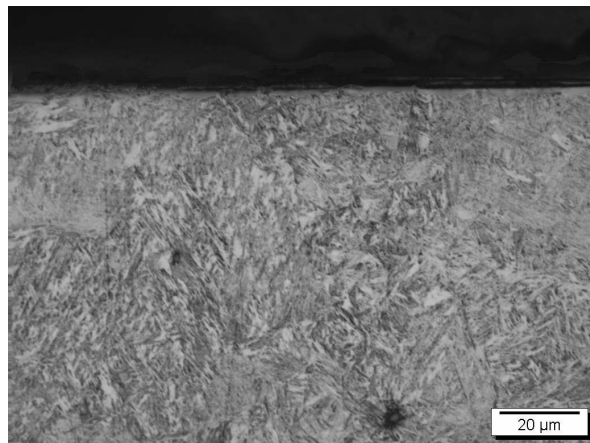
(c)

Figura 7.2.11 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com dois entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



(a)

(b)



(c)

Figura 7.2.12 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com seis entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min



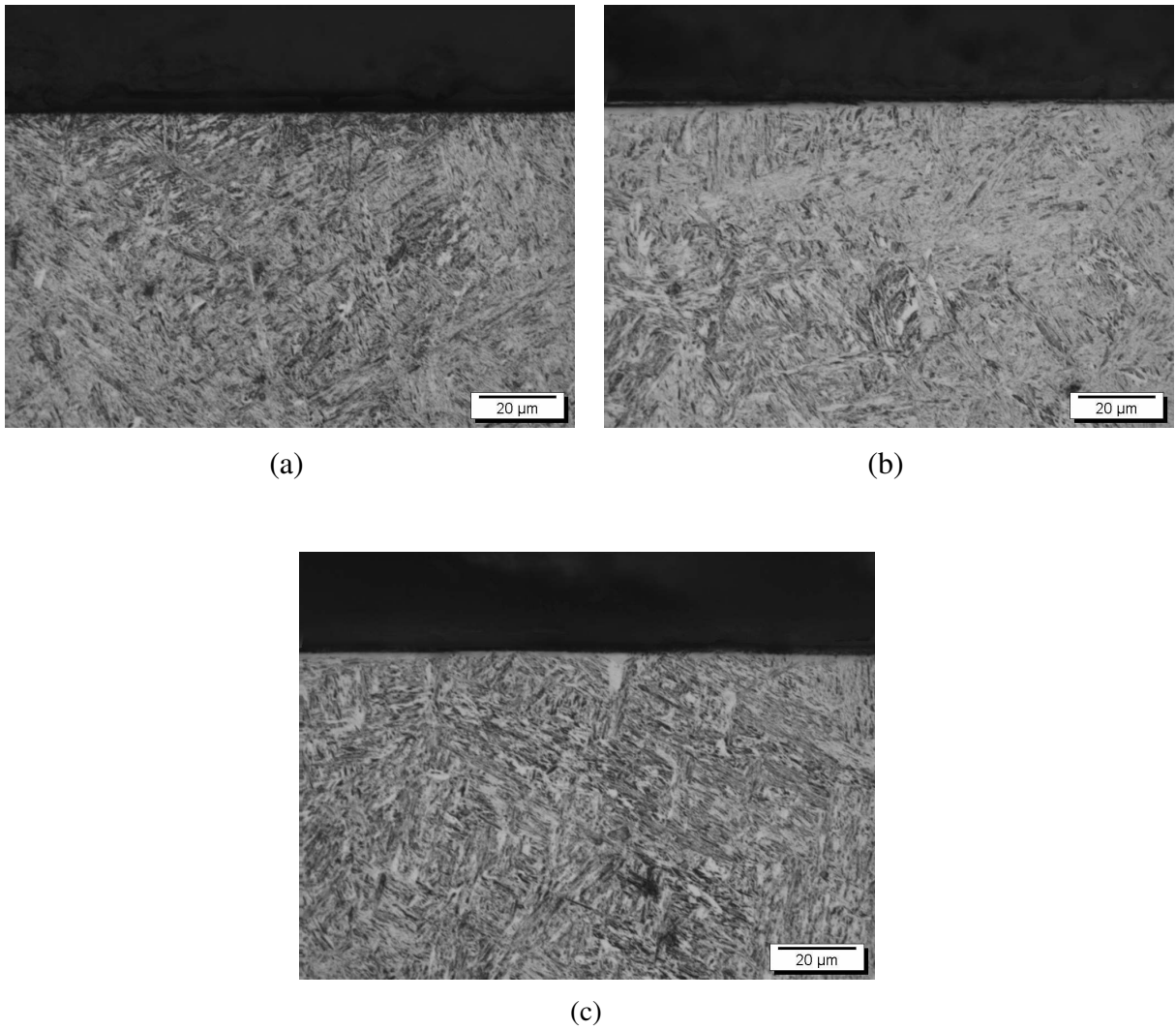


Figura 7.2.13 – Microestruturas subsuperficiais obtidas após a retificação das amostras com doze entalhes, utilizando-se rebolo de óxido de alumínio com ligante resinoide e refrigeração otimizada: (a)  $v_f = 0,25$  mm/min; (b)  $v_f = 0,5$  mm/min; (c)  $v_f = 0,75$  mm/min