

**PAULO VINICIUS DA SILVA RESENDE**

**ANÁLISE DA INTEGRIDADE DA SUPERFÍCIE E DO DESVIO DIMENSIONAL DE  
AÇO ROLAMENTO PELA TÉCNICA DA IMPEDÂNCIA ELETROMECAÂNICA APÓS  
RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE Mergulho**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2021

**PAULO VINICIUS DA SILVA RESENDE**

**ANÁLISE DA INTEGRIDADE DA SUPERFÍCIE E DO DESVIO DIMENSIONAL  
DE AÇO ROLAMENTO PELA TÉCNICA DA IMPEDÂNCIA ELETROMECAÂNICA  
APÓS RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE Mergulho**

**Dissertação** apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2021

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

---

R433a  
2021 Resende, Paulo Vinicius da Silva, 1991-  
Análise da integridade da superfície e do desvio dimensional de aço rolamento pela técnica da impedância eletromecânica após retificação cilíndrica de mergulho [recurso eletrônico] / Paulo Vinicius da Silva Resende. - 2021.

Orientador: Rosemar Batista da Silva.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia.  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Modo de acesso: Internet.

Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.di.2021.5583>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia Mecânica. I. Silva, Rosemar Batista da, 1974-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

---

CDU: 621

Glória Aparecida  
Bibliotecária - CRB-6/2047



## UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica  
Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902  
Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br



### ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Dissertação de Mestrado Acadêmico, nº 597, COPEM				
Data:	31/08/2021	Hora de início:	08:30	Hora de encerramento:	11:00 h
Matrícula do Discente:	11912EMC016				
Nome do Discente:	Paulo Vinícius da Silva Resende				
Título do Trabalho:	Análise da Integridade da Superfície e do Desvio Dimensional de Aço Rolamento pela Técnica da Impedância Eletromecânica após Retificação Cilíndrica de Mergulho				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Chamada MCTIC/CNPq N° 28/2018 - Chamada Universal- CNPq, Processo: 426018/2018-4. Título: Monitoramento da Integridade de Peças Retificadas por meio da Técnica da Impedância Eletromecânica.				

Reuniu-se por meio de videoconferência a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Marcelo Braga dos Santos - FEMEC/UFU; Carlos Eiji Hirata Ventura - UFSCAR; e Rosemar Batista da Silva - FEMEC/UFU, orientador do candidato. Ressalta-se que os Prof. Rosemar Batista da Silva, Marcelo Braga dos Santos e o Discente participaram da defesa por meio de videoconferência desde a cidade de Uberlândia/MG, e o Prof. Carlos Eiji Hirata Ventura desde a cidade de São Carlos/SP, em atendimento a Portaria nº 36, de 19 de março de 2020, da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Rosemar Batista da Silva, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 31/08/2021, às 10:58, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcelo Braga dos Santos, Professor(a) do Magistério Superior**, em 31/08/2021, às 10:58, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Carlos Eiji Hirata Ventura, Usuário Externo**, em 31/08/2021, às 11:08, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **3004956** e o código CRC **7A8C110B**.

## DEDICATÓRIA

À minha família, meus pais Hamilton e Guilhermina pela criação, e às queridas irmãs Anna e Bárbara.

## AGRADECIMENTOS

Ao Criador, Deus, por ter guiado cada passo ao longo da minha jornada, cada quilômetro percorrido entre Goiânia (GO) e Uberlândia (MG) e por sempre inspirar meus objetivos de vida e as realizações.

Aos meus pais, Guilhermina Reis e Hamilton José que jamais mediram esforços para me apoiar, incentivar e serem exemplo, me indicando que Educação e o Conhecimento são as principais fontes da evolução social, profissional e humana. Às minhas amadas irmãs Anna e Bárbara, referências de dedicação e esforço.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU), ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e à Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) pela estrutura física, corpo administrativo e docente, pela excelência e a oportunidade de desenvolvimento deste trabalho.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais, FAPEMIG, pelos recursos financeiros que permitiram adquirir a retificadora utilizada nestes ensaios, via Edital 01/2016 - Demanda Universal - Processo No.: TEC - APQ-01119-16 e "EDITAL 002/2018 - PROGRAMA PESQUISADOR MINEIRO - PPM XII" PROCESSO N. : PPM-00492-18, como também ao CNPq - Chamada MCTIC/CNPq Nº 28/2018 - Universal/Faixa B processo 426018/2018-4, pelo apoio financeiro.

Ao Instituto Federal de Goiás (IFG) por conceder meu afastamento total para conclusão do mestrado, em especial aos meus colegas de trabalho Téc. Carlos e Téc. Wilsonelton pela compreensão e esforço para compensar minha ausência laboral. Aos nobres professores desta instituição que um dia tive a honra de ser aluno durante a graduação em Engenharia Mecânica, em que atualmente sou servidor. Em especial àqueles cujo convívio é frequente, Dr. Ildeu Lúcio, MsC. Sebastião Jr., Dr. Paulo Rosa e Dr. Aldemi Coelho pelo incentivo e motivação.

Ao meu orientador Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva pela amizade, paciência, motivação e sabedoria na sua nobre função de nortear o desenvolvimento da Pesquisa, pilar fundamental da Universidade Pública Brasileira.

Ao Prof. Dr. Fabricio Guimarães Baptista da Universidade Estadual Paulista (Unesp - Bauru) e ao Prof. Dr. Fabio Isaac Ferreira pelo apoio e ensinamentos acerca da instrumentação utilizada na técnica de impedância eletromecânica.

Aos nobres amigos que me acolheram na cidade de Uberlândia durante inúmeras estadas, Denis Barbosa e Ricardo Andrade.

A todos os professores do Programa de Pós-Graduação que tive a honra de ser discente e desenvolver meu conhecimento acadêmico, aos técnicos e colegas de laboratório pela amizade e convivência harmoniosa, sobretudo pelo exemplo de competência e dedicação nas atividades de pesquisa.

“Eu jamais colocarei o meu nome em algo que não tenha, em si, o melhor que há em mim.”  
**(John Deere, 1983)**

RESENDE, P.V.S. **Análise da integridade da superfície e do desvio dimensional de aço rolamento pela técnica da impedância eletromecânica após retificação cilíndrica de mergulho**. 2021. 116 p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

## RESUMO

Dentre as peculiaridades dos processos de retificação com rebolos de abrasivos convencionais, o destaque é para a elevada energia específica na zona de corte o que faz com que a maior parte do calor gerado seja direcionado à peça, potencializando, portanto, a ocorrência de danos térmicos e distorções na mesma. Por essa razão, o monitoramento da integridade superficial é crucial para garantir a qualidade do produto acabado, sobretudo por meio de métodos não destrutivos. Dentre estes métodos, a técnica da impedância eletromecânica (IEM) tem mostrado resultados promissores e confiáveis para monitorar a integridade de peças retificadas. Neste sentido, este trabalho tem como objetivo investigar a aplicabilidade da técnica de IEM como ferramenta de monitoramento dos aspectos da integridade superficial e do desvio dimensional de amostras do aço SAE 52100 submetidas ao processo de retificação cilíndrica de mergulho com rebole de óxido de alumínio branco. Os parâmetros de corte testados foram: tempo de centelhamento (0 e 5 s), velocidades de avanço (0,75 mm/min e 1,50 mm/min) e da peça (15 m/min e 30 m/min). Como variáveis de saída, foram mensurados os parâmetros de amplitude de rugosidade ( $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_{vk}$ ,  $R_k$  e  $R_{pk}$ ) e campo morfológico ( $R_{sk}$ ,  $R_{ku}$ ), microdureza abaixo da superfície, desvios dimensionais do diâmetro, e as grandezas elétricas do processo. Os resultados mostraram que a baixa velocidade de avanço e centelhamento reduziram a rugosidade e desvios dimensionais. Por outro lado, o aumento de microdureza na peça a 30  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície foi influenciado pela alta velocidade da peça. Quanto à análise dos índices de danos a partir dos sinais de IEM das amostras, observou-se correlação forte do índice CCDM com a rugosidade  $R_a$  (90 a 95 kHz) e a microdureza (55 a 60 kHz), enquanto o desvio dimensional correlacionou-se tanto com o índice CCDM (25 a 30 kHz) quanto com RMSD5 na faixa de 60 a 65 kHz.

*Palavras-chave: retificação cilíndrica; aço SAE 52100; integridade superficial; desvio dimensional; impedância eletromecânica.*

RESENDE, P.V.S. **Analysis of the surface integrity and dimensional accuracy of bearing steel after cylindrical plunge grinding for Impedance-Based**. 2021. 116 p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

## ABSTRACT

Among the peculiarities of grinding process with conventional abrasive grinding wheels high specific cutting energy highlights because it is responsible for most of heat generated to be transferred to workpiece, thereby potentializing the occurrence of thermal damages and distortions to the workpiece. For this reason, monitoring of workpiece surface integrity is crucial to ensure the quality of the finished product, especially using non-destructive methods. Among these methods, the electromechanical impedance (EMI), for example, poses as promising and reliable technique to monitor the integrity ground components. In this context, this work aims to investigate the applicability of the EMI technique as a tool for monitoring the surface integrity and dimensional deviation of SAE 52100 steel samples submitted to the plunge cylindrical grinding process with aluminum oxide grinding wheel. The cutting parameters were: sparkout time (0 and 5 s), feed rate (0.75 mm/min and 1.50 mm/min) and workspeed (15 m/min and 30 m/min). As output variables, amplitude roughness parameters ( $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_{vk}$ ,  $R_k$  and  $R_{pk}$ ) and morphological space ( $R_{sk}$ ,  $R_{ku}$ ), microhardness below the machined surface, dimensional deviation, and the electrical measurements of the process. The results showed that at lower feed rate and sparkout time strongly affected on the reduction of surface roughness and dimensional deviation. On the other hand, the increase in the workpiece microhardness at about 30  $\mu\text{m}$  below the machined surface was influenced primarily by the high workspeed. With respect to the analysis of the damage indexes from the EMI signals a strong correlation between the CCDM index and the roughness  $R_a$  (90 to 95 kHz) and microhardness (55 to 60 kHz) was noticed. For the dimensional deviation the correlation was observed either with the CCDM index (25 to 30 kHz) and by RMSD5 in the range of 60 to 65 kHz.

*Keywords: cylindrical grinding; SAE 52100 steel; surface integrity; dimensional deviation; electromechanical impedance.*

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Componentes mecânicos de revolução retificados (SKF, 2020).....	2
Figura 2.1 - Retificação de mergulho: sistema com cabeçote porta peça e contra ponta (a), principais grandezas (b).....	7
Figura 2.2 - Etapas para a remoção de material na retificação: dúctil (a), frágil (b) (adaptado: Klocke, 2009; Marinescu <i>et al.</i> , 2007). ....	8
Figura 2.3 - Energia e mecanismos em diferentes processos de remoção de material adaptado: Jackson (2010).....	9
Figura 2.4 – Esquema da interação do grão abrasivo na interface com a superfície da peça (adaptado: Griffiths, 2002).....	10
Figura 2.5 - Ilustração das grandezas da retificação de mergulho (adaptado: Malkin e Guo, 2008).....	11
Figura 2.6 - Especificação básica de rebolo convencional (adaptado: ABNT, 2016)	18
Figura 2.7 - Estrutura do rebolo e fenômenos de desgaste durante o processo (adaptado: Machado <i>et al.</i> , 2009).....	18
Figura 2.8 - Taxas de remoção de material típicas para diferentes rebolos (adaptado: Kopac e Krajnick, 2006).....	20
Figura 2.9 - Macroefeito gerado na superfície do rebolo dressado (adaptado: Gilani e Halan, 2018).....	21
Figura 2.10 - Bocais utilizados na aplicação de fluido de corte em baixa vazão: convencional FixoFlex® (a), otimizado com cerdas de fibra óptica (b). (adaptado: Hosokawa <i>et al.</i> , 2016).....	25
Figura 2.11 - Técnicas de Aplicação de Fluido de Corte MQL na retificação (adaptado: Dorga <i>et al.</i> , 2018).....	26
Figura 2.12 - Características da superfície da peça após o processo de retificação: ilustração esquemática proposta por Jackson (2010), principais danos térmicos provenientes da retificação (b) (adaptado: Mackenzie, 2017).....	30
Figura 2.13 – Ilustração esquemática dos desvios macrogeométricos: circularidade (a), cilindridade (b).....	31
Figura 2.14 - Curva de Abbott-Firestone (Taylor Hobson, 2000).....	33
Figura 2.15 - Distribuição de Picos e Vales em um perfil genérico de rugosidade (a), Diagrama Rsk x Rku (b) (adaptado: Smith, 2002; Bhushan, 2000).....	34

Figura 2.16 - Danos subsuperficiais no SAE 52100 após retificação com rebolo de alumina: camada branca (a), revenimento excessivo (b) (Madopothula <i>et al.</i> , 2018). .....	37
Figura 2.17 - Classificação de métodos não destrutivos por grupos (adaptado: Neris, 2020).....	39
Figura 2.18 - Potências elétricas no motor trifásico de indução (a), princípio de funcionamento (b). (WEG, 2019).....	41
Figura 2.19 - Potência instantânea no ciclo de retificação de mergulho (adaptado: Rowe, 2014).....	43
Figura 2.20 - Comportamento da energia elétrica específica e rugosidade Rz com o aumento da taxa de remoção de material (Li <i>et al.</i> , 2012) .....	44
Figura 2.21 - Princípio da impedância eletromecânica IEM com a utilização de PZT (adaptado: Rabelo <i>et al.</i> , 2017).....	45
Figura 2.22 - Esquema do sistema de medição de IEM em peças retificadas (adaptado de: Da Silva <i>et al.</i> , 2018) .....	47
Figura 2.23: Comportamento da parte real do sinal de impedância em duas ocasiões sem danos na faixa de 30 a 35 kHz (Palomino, 2008).....	49
Figura 2.24 - Índices de dano de IEM para peças retificadas: RMSD (a), CCDM (b) (adaptado: Marchi,2015) .....	51
Figura 3.1 - Resumo da metodologia e testes de retificação cilíndrica de mergulho.	52
Figura 3.2 - Fixação da amostra na retificadora cilíndrica (a) e montagem (b). .....	53
Figura 3.3 - Retificadora cilíndrica Fredimat UA-61 e <i>set-up</i> experimental .....	54
Figura 3.4 - Vista lateral da retificadora (a), detalhe do dressador (b) e do bocal (c). .....	55
Figura 3.5 - Medição do perfil de rugosidade das amostras.....	57
Figura 3.6 - Micrômetro para externos: aparato de verificação (a) e curva de erro (b). .....	58
Figura 3.7 – Fluxograma para obtenção dos desvios dimensionais da peça a partir das medições.....	59
Figura 3.8 – Esquema dos pontos de partida de medição do perfil de microdureza das amostras (a) e distanciamento entre as identificações a partir da superfície (b) .....	60
Figura 3.9 – Esquema com detalhes do sistema de aquisição e processamento das grandezas elétricas. ....	61
Figura 3.10 - Sistema SAS+: sensores (a), grandezas elétricas durante o ciclo de retificação cilíndrica (b). .....	62

Figura 3.11 - Aparato experimental para medição da IEM (a), detalhe das conexões elétricas do PZT (b).....	64
Figura 3.12 - Sequência de obtenção dos sinais de IEM .....	65
Figura 4.1 - Resultados de rugosidade Ra e Rq .....	66
Figura 4.2 - Efeitos dos parâmetros de retificação nos parâmetros de rugosidade normalizados: Ra (a) e Rq (b). .....	67
Figura 4.3 - Parâmetros da curva de Abbot-Firestone das superfícies de aço SAE 52100 após retificação. ....	71
Figura 4.4 - Efeitos normalizados nos parâmetros: Rvk (a), Rk (b) e Rpk (c). ....	73
Figura 4.5 - Campo morfológico Rsk versus Rku: para $V_w = 15$ m/min (a), para $V_w = 30$ m/min (b). ....	76
Figura 4.6 - Diferença e desvio dimensional nas amostras de aço SAE 52100 após a retificação nos ensaios E1 a E4 ( $V_w = 15$ m/min). ....	77
Figura 4.7 - Diferença e desvio dimensional nas amostras de aço SAE 52100 após a retificação nos ensaios E5 a E8 ( $V_w = 30$ m/min). ....	79
Figura 4.8 - Efeitos padronizados no desvio dimensional das amostras .....	80
Figura 4.9 - Perfil de microdureza das amostras nos ensaios com $V_w = 15$ m/min. ....	82
Figura 4.10 - Perfil de microdureza das amostras nos ensaios com $V_w = 30$ m/min. ....	83
Figura 4.11 - Efeito normalizado para a microdureza a $30 \mu\text{m}$ da superfície retificada de aço SAE 52100 .....	84
Figura 4.12 - Valores de potência ativa por ciclo de retificação ensaiado: $V_w = 15$ m/min (a), $V_w = 30$ m/min (b). ....	86
Figura 4.13 - Potência instantânea: ensaio E2 (a), ensaio E8 (b). ....	87
Figura 4.14 - Efeito da mudança de parâmetros de retificação nas potências elétricas: de pico do ciclo (a), ativa do ciclo (b). ....	88
Figura 4.15 - Energia consumida em cada ensaio de retificação .....	90
Figura 4.16 - Efeito da variação de parâmetros de retificação na energia consumida. ....	90
Figura 4.18 - Sinal de IEM da amostra submetida ao ensaio E2: parte real (a), imaginária (b). ....	93
Figura 4.19 - Sensibilidade da parte real do sinal de IEM em virtude da retificação: ensaios com $V_w = 15$ m/min (a), $V_w = 30$ m/min (b). ....	94
Figura 4.20 - Índice CCDM da parte real do sinal de IEM: ensaios com $V_w = 15$ m/min (a), $V_w = 30$ m/min (b). ....	96

Figura 4.21 - Índice RMSD5 da parte real do sinal de IEM: ensaios com $V_w = 15$ m/min (a), $V_w = 30$ m/min (b).....	96
Figura 4.22 - Parte real dos sinais de IEM pré-retificação nas faixas de: 28 a 38 kHz (a), 50 a 75 kHz (b) .....	97
Figura 4.23 - Correlação entre o índice CCDM e a rugosidade $R_a$ .....	99
Figura 4.24 - Correlação entre o índice CCDM e o desvio dimensional diametral ..	100
Figura 4.25 - Correlação entre o índice RMSD5 e o desvio dimensional da peça ..	100
Figura 4.26 - Correlação entre o índice CCDM e a microdureza abaixo da superfície .....	101

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Classificação dos processos de retificação quanto à cinemática Adaptado de: Klocke (2009) .....	7
Tabela 2.2 - Propriedades de alguns abrasivos para rebolos (adaptado: Linke, 2016) .....	19
Tabela 2.3 - Comparação qualitativa de diferentes tipos de fluido de corte (adaptado: Irani <i>et al.</i> , 2005) .....	24
Tabela 2.4 - Publicações recentes sobre retificação de mergulho do aço SAE 52100 .....	28
Tabela 2.5 - Comparação de normas e publicações quanto ao aspecto de integridade superficial avaliado. (adaptado: Griffiths, 2002) .....	29
Tabela 2.6 - Tolerância-padrão IT para algumas dimensões nominais (ABNT, 1995) .....	34
Tabela 2.7 - Métodos de detecção de danos na retificação (He <i>et al.</i> , 2019) .....	38
Tabela 3.1 - Segunda bateria de ensaios.....	56
Tabela 4.1 - ANOVA dos parâmetros de rugosidade Ra e Rq .....	70
Tabela 4.2 - ANOVA dos parâmetros de rugosidade Rvk, Rk e Rpk .....	74
Tabela 4.3 - Efeito da variação dos parâmetros de retificação na rugosidade do aço SAE 52100. ....	75
Tabela 4.4 - ANOVA dos desvios dimensionais ( $d_D$ ) do diâmetro externo das amostras de SAE 52100 após a retificação em diferentes condições de corte.....	82
Tabela 4.5 - ANOVA da microdureza à 30 $\mu\text{m}$ da superfície retificada. ....	85
Tabela 4.6 - ANOVA das potências elétricas Pp e P.....	89

## LISTA DE ABREVIações E SÍMBOLOS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANOVA	Análise de Variância
$a_d$ ( $\mu\text{m}$ )	Profundidade de dressagem
$a_e$ ( $\mu\text{m}$ )	Penetração de trabalho
$\text{Al}_2\text{O}_3$	Óxido de alumínio
ANSI	American National Standards Institution
$A_p$	Profundidade de corte
ASTM	American Society for Testing and Materials
$b$ (mm)	Largura de retificação
$b_d$ ( $\mu\text{m}$ )	Largura do dressador
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CCDM	Desvio do coeficiente de correlação
$d_D$ ( $\mu\text{m}$ )	Desvio dimensional
$\Delta D$ ( $\mu\text{m}$ )	Varição dimensional
$d_s$ (mm)	Diâmetro do rebolo
$d_w$ (mm)	Diâmetro da peça
$E_m$	Erro de medição
$E_E$	Energia elétrica consumida
$e_c$ ( $\text{J}/\text{mm}^3$ )	Energia específica de corte
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva
END	Ensaio não destrutivo
FFD	Planejamento Fatorial Completo
$F_{\text{MAX}}$	Erro máximo admissível para micrômetro
$h_{\text{cu}}$ ( $\mu\text{m}$ )	Espessura de cavaco não deformado
$h_{\text{eq}}$ ( $\mu\text{m}$ )	Espessura equivalente de corte
ISO	International Organization for Standardization
IEM	Impedância eletromecânica
IT	Grau de Tolerância
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
Laprosolda	Laboratório de Processos de Soldagem
LEPU	Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
LMD	Laboratório de Metrologia Dimensional
LUC	Laboratório de Usinagem Convencional
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante

$n_s$ (rpm)	Rotação do rebolo
$n_w$ (rpm)	Rotação da peça
P (W)	Potência elétrica ativa
PZT	Titanato-zirconato de chumbo
Q ( $\text{mm}^3/\text{s}$ )	Taxa de remoção de material
Ra ( $\mu\text{m}$ )	Desvio aritmético médio do perfil avaliado
RMSD	Desvio médio da raiz quadrada
Rq ( $\mu\text{m}$ )	Desvio médio quadrático do perfil avaliado
Rk ( $\mu\text{m}$ )	Rugosidade do núcleo do perfil
Rpk ( $\mu\text{m}$ )	Região de pico
Rvk ( $\mu\text{m}$ )	Região de vale
Rsk ( $\mu\text{m}$ )	Fator de assimetria do perfil - <i>Skewness</i>
Rku ( $\mu\text{m}$ )	Fator de achatamento do perfil - <i>Kurtosis</i>
s	Desvio padrão amostral
$s_c$	Estimativa conjunta da variância
SAE	Society of Automotive Engineers
SEC ( $\text{kJ}/\text{cm}^3$ )	Energia específica de retificação
SHM	Monitoramento de Integridade Estrutural
SiC	Carbeto de silício
$T_\mu$	Profundidade de corte crítica
Ud	Grau de recobrimento do rebolo
UFU	Universidade Federal de Uberlândia
Vf	Velocidade de avanço
Vs	Velocidade de corte
Vw	Velocidade da peça
$Z_E$	Impedância elétrica
$Z_s$	Impedância mecânica

## SUMÁRIO

INTRODUÇÃO .....	1
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	6
2.1 O processo de retificação cilíndrica .....	6
2.2 Grandezas físicas .....	11
2.2 Rebolos e Condicionamento .....	17
2.3 Fluidos de corte e técnicas de aplicação .....	23
2.4 Integridade de superfícies retificadas.....	27
2.5 Técnicas de monitoramento na retificação.....	37
METODOLOGIA.....	52
3.1 Material das amostras .....	52
3.2 Máquina-Ferramenta.....	53
3.3 Rebolo, condicionamento e lubri-refrigeração.....	54
3.4 Planejamento Experimental: Parâmetros de retificação.....	55
3.5 Variáveis de saída.....	56
RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	66
4.1 Parâmetros de rugosidade.....	66
4.2 Desvio dimensional de diâmetro .....	77
4.3 Perfis de microdureza .....	82
4.4 Grandezas Elétricas.....	86
4.5 Sinais de IEM e índices de dano.....	92
CONCLUSÕES .....	102
5.1 Sugestões para trabalhos futuros .....	104
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	105

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

A retificação é um processo de usinagem por abrasão que visa conferir aos componentes usinados a combinação entre bom acabamento ( $Ra < 1,6 \mu m$ ) e desvios dimensionais estreitos que se enquadram na faixa de tolerância de trabalho entre IT6 e IT3 (Machado *et al.*, 2009). Além dessas características, os processos de retificação permitem a usinagem de materiais de elevada dureza, após tratamentos superficiais e ao fim da cadeia produtiva, com intuito de atingir os requisitos que normalmente não poderiam ser obtidos por processos convencionais de usinagem que empregam ferramentas de geometria definida, por exemplo, o torneamento.

No entanto, a elevada energia específica associada à baixa remoção de material, bem como o fato de o rebolo convencional ser constituído de material cerâmico, que é refratário e pobre condutor de calor, faz com que grande parcela da energia na zona de corte seja direcionada para a peça que está sendo retificada, na forma calor. E, dependendo do gradiente térmico e do material usinado, a peça estará susceptível às alterações superficiais e subsuperficiais, comprometendo diversos aspectos de integridade superficial, bem como alterações geométricas e dimensionais, como relatado em várias publicações científicas (PEREIRA *et al.* 2009; DE PAIVA *et al.*, 2020; GARCIA *et al.*, 2020).

Os efeitos desfavoráveis à funcionalidade de componentes com integridade superficial comprometida vão além do prejuízo financeiro com refugo, pois, quando não detectadas ao alcance do processo, podem resultar na perda de desempenho do produto com valor agregado e redução da vida útil. Por exemplo, uma superfície obtida por retificação com bom aspecto visual e parâmetros de rugosidade aceitáveis ao projeto, pode ser acompanhada de alterações metalúrgicas e/ou variação abrupta de dureza abaixo da superfície que reduzem a vida em fadiga, ou até desvios dimensionais que comprometam a intercambialidade e conformidade da montagem.

Com isso, há comum interesse do ponto de vista científico e tecnológico em mensurar os aspectos de qualidade das superfícies obtidas por retificação e/ou monitorar o processo de retificação em curso para inferi-la, determinando assim os parâmetros de corte a serem empregados ou as condições permissíveis para que o ciclo de trabalho não ocasione danos.

O aço rolamento SAE 52100 ocupa uma posição de destaque em aplicações na indústria metalomecânica devido às propriedades mecânicas, resistência à corrosão e boa temperabilidade, com ampla utilização na fabricação de rolamentos em estado metalúrgico endurecido (MORAES *et al.*, 2019; CHIAVERINI, 1988). Como a maioria dos componentes de rolamentos são submetidos a pelo menos um processo de retificação, este é um material de grande interesse para a indústria de manufatura e pesquisadores. Como desafios, este material é suscetível à ocorrência de danos térmicos, tanto na superfície (queima de retífica e trincas) quanto em regiões abaixo da superfície retificada como, por exemplo, a formação de camada de material endurecida, acompanhada ou não do revenimento excessivo, cuja dureza é menor que o núcleo da peça (MADOPOTHULA *et al.*, 2017; SEIDEL *et al.*, 2018).

Na retificação cilíndrica de mergulho, a gama de produtos que são usinados é extensa e abrange desde o segmento de manutenção/ recuperação de peças e componentes mecânicos, até a indústria de manufatura em série, como a fabricação de componentes de revolução, por exemplo, eixos virabrequins e de comando de válvula, pinos, eixos, flanges e buchas, como ilustrado na Fig.1.1.



Figura 1.1 - Componentes mecânicos de revolução retificados (SKF, 2020).

Outrossim, para destacar a importância do processo de retificação, cita-se a fabricação de mancais de rolamento para veículos e máquinas no geral, cuja produção é em larga escala. No mercado brasileiro, por exemplo, a Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores (Anfavea, 2020) divulgou que foram produzidos 13,37 milhões de automóveis entre 2015 e 2019, contabilizando os veículos leves, comerciais leves, caminhões e ônibus, o que resulta em uma média de 10,33 mil unidades por dia útil no período. Levando-se em consideração que, para cada veículo produzido deve estar à disposição ao menos um mancal, observa-se a importância deste processo de fabricação pela expressiva utilização, que tende aumentar ainda mais ao incluir a produção de componentes para reposição e demais segmentos.

Por estes motivos, a utilização de técnicas para monitorar diretamente ou indiretamente a qualidade do produto retificado é de grande valia. Dentre as limitações expostas na literatura de técnicas já existentes, destacam-se a baixa versatilidade, alto custo de implementação, necessidade de mão de obra específica para operação de equipamentos e sensibilidade à detecção de danos em pequena ordem de grandeza.

Diversas técnicas de monitoramento de integridade da peça e do processo já atingiram maturidade tecnológica suficiente e estão acessíveis há anos, a ponto de serem normatizadas internacionalmente e praticáveis com equipamentos comerciais. Dentre elas, destaca-se o emprego de ensaios não destrutivos (END) com a finalidade de detecção, indicação ou medição de descontinuidades em peças retificadas, como o ultrassom, correntes parasitas (*Eddy Current*) e líquido penetrante. Quanto ao monitoramento do processo de retificação, destacam-se o emprego das técnicas de emissão acústica e de potência elétrica, como a solução Field Instrumentation System (FIS) da Saint-Gobain Abrasives® que são capazes de monitorar os ciclos de retificação e dar previsibilidade ao operador acerca do desgaste do rebolo e compensação de parâmetros.

A técnica de impedância eletromecânica (IEM) tem sido aplicada no monitoramento de condições estruturais em diferentes segmentos (Cavalini, *et al.* 2014), com destaque por ser uma metodologia mais simples e de baixo custo, comparado aos métodos tradicionais, por exemplo a técnica de ultrassom. Nos processos de retificação, entretanto, são poucos trabalhos desenvolvidos com emprego desta técnica. Marchi (2015) foi pioneiro com sua pesquisa, demonstrando desempenho satisfatório ao monitorar os índices de danos da peça após a retificação plana e o próprio sistema de fixação da peça, permitindo monitorar a condição da peça em tempo real e resguardando-a de queima. Porém, o autor monitorou apenas a rugosidade da peça e a queima sob aspecto visual. Posteriormente, Silva *et al.* (2018) e Ferreira *et al.* (2020) estudaram a capacidade dos índices de dano no monitoramento de condições da peça na retificação plana do aço ABNT N2711, associando-os aos parâmetros de entrada, bem como de rugosidade e microdureza.

Os resultados satisfatórios acerca da aplicação da técnica de IEM na retificação motivam o estudo na retificação cilíndrica de mergulho, pelo fato de a cinemática deste processo diferir-se dos temas já estudados na retificação plana e a ausência de publicações sobre o tema.

Neste sentido, este trabalho teve como objetivo estudar a aplicabilidade da técnica de IEM como ferramenta de monitoramento da integridade da superfície das amostras de aço SAE 52100 obtidas pelo processo de retificação cilíndrica de mergulho. Para isso, os ensaios experimentais de retificação foram realizados com a variação do tempo de centelhamento ( $t_s$ ) e das velocidades de avanço ( $V_f$ ) e da peça ( $V_w$ ), em dois níveis cada, para investigar os efeitos desses parâmetros nos aspectos de integridade da peça e das grandezas elétricas do processo. As variáveis de saída analisadas foram os parâmetros de rugosidade, desvio dimensional, microdureza abaixo da superfície e grandezas elétricas e os índices de dano CCDM e RMSD5. Por fim, estabeleceram-se as correlações dentre as variáveis de saída exploradas e os índices de danos da IEM.

Esta dissertação de mestrado está dividida em cinco capítulos, sendo eles:

- Capítulo I: introdução e contextualização sobre o processo de retificação de mergulho, os problemas associados aos danos em materiais susceptíveis à queima de retífica ou alterações metalúrgicas após retificação, como o aço rolamento SAE 52100, e a técnica da impedância eletromecânica (IEM) como ferramenta de monitoramento da integridade superficial. Além disso, a motivação para os estudos da retificação de mergulho e o objetivo geral e os específicos do projeto;
- Capítulo II: a revisão da literatura, que contempla a explicação dos temas pertinentes ao desenvolvimento deste trabalho, como o processo de retificação cilíndrica e mecanismos de remoção de material, grandezas físicas do processo, rebolos e condicionamento, técnicas de lubri-refrigeração, além dos aspectos de qualidade e integridade comumente requeridos às superfícies de aço rolamento retificadas. Por fim, abordam-se as principais técnicas de monitoramento da retificação durante e após o processo, destacando-se a finalidade, capacidade e limitações associadas a cada método;
- Capítulo III: em materiais e métodos, são apresentados detalhadamente a metodologia de preparação e caracterização das amostras, as especificações técnicas da máquina-ferramenta e acessórios utilizados para posicionamento e execução dos experimentos, os parâmetros de retificação e o planejamento experimental adotado. Além disso, são apresentados os equipamentos e instrumentos de medição utilizados na obtenção das variáveis de saída, com as características técnicas e operacionais baseadas em normas vigentes ou indicações da literatura;
- Capítulo IV: neste capítulo são apresentados os resultados obtidos pelos ensaios, com a análise dos efeitos da variação dos parâmetros de retificação

delineados, tempo de centelhamento ( $t_s$ ) e das velocidades de avanço ( $V_f$ ) e da peça ( $V_w$ ), nas variáveis de saída investigadas, como os parâmetros de rugosidade, desvio dimensional, microdureza abaixo da superfície, grandezas elétricas e os índices de dano CCDM e RMSD5. A discussão dos resultados foi baseada em publicações sobre o tema na literatura científica, periódicos e normas técnicas, tanto para a explicação das hipóteses levantadas quanto dos fatos constatados. Além disso, foram estabelecidas as correlações entre as variáveis de saída da peça com os índices de dano provenientes da técnica de IEM;

- Capítulo V: conclusões acerca dos resultados apresentados, respondendo aos objetivos propostos no início do projeto e as sugestões para trabalhos futuros.

Ao final da dissertação encontram-se as referências bibliográficas consultadas para o desenvolvimento do trabalho.

## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta sessão é apresentada a revisão bibliográfica sobre os conceitos pertinentes ao processo de retificação cilíndrica de mergulho, com ênfase na formação de cavaco e grandezas do processo, seleção de rebolos e de seu condicionamento, técnicas de aplicação de fluido de corte, aspectos de integridade superficial e danos observados em superfícies de aços endurecidos após o processo de retificação. É também apresentada uma abordagem sobre a aplicabilidade de métodos não destrutivos como ferramenta para o monitoramento da integridade de superfície, com destaque para a técnica da impedância eletromecânica.

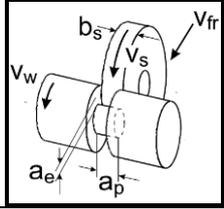
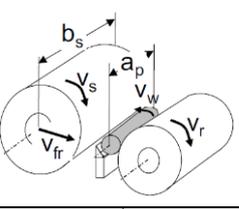
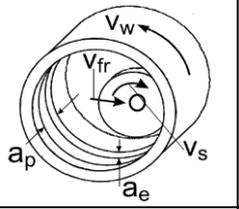
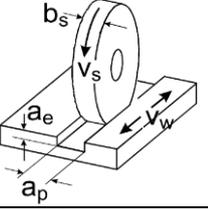
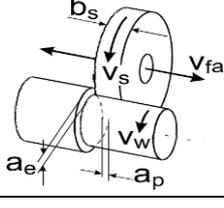
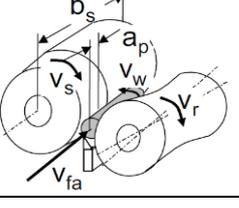
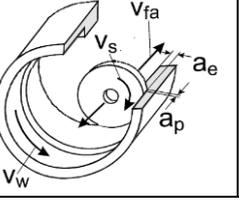
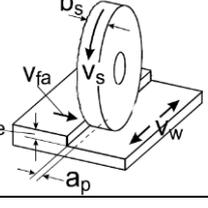
#### 2.1 O processo de retificação cilíndrica

A retificação é um processo de usinagem por abrasão que visa conferir aos componentes usinados a combinação entre bom acabamento ( $R_a < 1,6 \mu\text{m}$ ) e desvios dimensionais estreitos que se enquadram na faixa de tolerância de trabalho entre IT6 e IT3. Neste processo há o emprego de uma ferramenta abrasiva, conhecida como rebolo, composta por diversas partículas abrasivas, não metálicas, de elevada dureza, dispostas aleatoriamente, com geometria não definida e com múltiplas arestas de corte (Machado *et al.*, 2009).

Marinescu *et al.* (2007) completam a definição anterior considerando que a retificação é uma das principais opções para usinar materiais de elevada dureza, dúcteis ou frágeis com as características dimensionais e geométricas que normalmente não poderiam ser obtidas por processos convencionais de usinagem que empregam ferramentas de geometria definida, por exemplo, o torneamento.

De acordo com Rowe (2014), os processos de retificação podem ser classificados quanto ao tipo de operação na qual é considerada a cinemática da ferramenta (rebolo) e peça, a geometria do rebolo (reto ou perfilado) ou quanto à tecnologia, que envolve considerações subjetivas, como a velocidade de corte e taxa de remoção de material empregada. Na Tabela 2.1 são representados esquematicamente alguns processos quanto ao tipo de operação.

Tabela 2.1 - Classificação dos processos de retificação quanto à cinemática  
Adaptado de: Klocke (2009)

	Cilíndrica			Plana
	externa		interna	Tangencial
	Entre centros	<i>centerless</i>		
mergulho				
transversal				

Quanto ao processo de retificação cilíndrica de mergulho, foco deste trabalho, é ilustrado na Fig. 2.1 (a) os principais componentes responsáveis pela cinemática. Rowe (2014) classifica o processo como a retificação da superfície externa de uma peça de trabalho, sob rotação ( $n_w$ ) em torno do seu eixo em sentido definido, na altura da linha central do rebolo. O movimento de mergulho se dá pelo avanço radial ( $V_f$ ) do rebolo em rotação ( $n_s$ ) contra a peça ou vice-versa. Na maioria das vezes, o rebolo possui largura maior que a peça retificada e a operação é realizada sem movimento transversal, como representado na Fig. 2.1 (b). As grandezas do processo serão apresentadas nos tópicos subsequentes

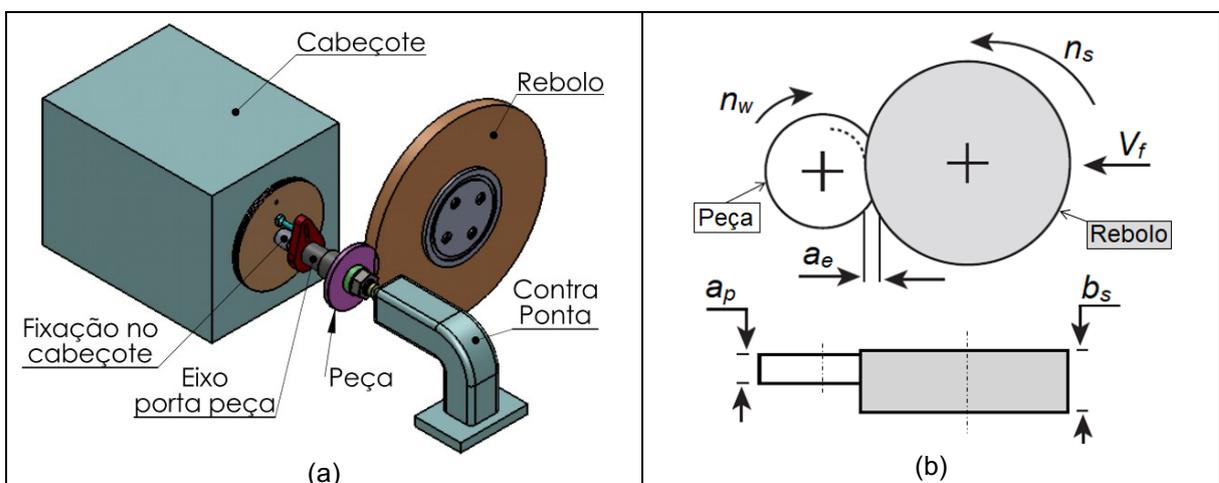


Figura 2.1 - Retificação de mergulho: sistema com cabeçote porta peça e contra ponta (a), principais grandezas (b).

Elaborado pelo autor

### 2.1.1 Mecanismos de Formação de Cavaco e peculiaridades

A formação de cavaco nos processos de usinagem por abrasão pode ser entendida de maneira análoga aos processos de usinagem com geometria definida, como o fresamento, por exemplo, desde que sejam consideradas suas particularidades. Os grãos abrasivos do rebolo, por exemplo, são distribuídos irregularmente em sua superfície de corte em orientações e posições aleatórias, classificando-o como processo não determinístico. Além disso, as velocidades de corte empregadas são pelo menos uma ordem de grandeza maiores na retificação, enquanto a penetração de trabalho é de ordem micrométrica (GRIFFITHS, 2002; MALKIN e GUO, 2008).

Klocke (2009) apresenta três etapas do mecanismo de remoção de material e formação do cavaco na retificação, ilustrado na Figura 2.2 (a). Elas podem ser descritas da seguinte forma: na etapa I, a profundidade de corte é mínima e o grão abrasivo desliza na superfície, causando deformações elásticas na forma de sulcamento, com pouco ou nenhum material removido, causando apenas atrito. Na etapa II, conhecida como riscamento, com acréscimo da penetração dos grãos, a espessura de cavaco não deformado ( $h_{cu}$ ) e a profundidade de corte do abrasivo ( $T_{\mu}$ ) também aumentam, causando elevação das tensões compressivas, deformações plásticas, escoamento lateral e recuperação das deformações elásticas ocorridas no estágio anterior. A parcela predominante da energia é dissipada por deformações, atrito e calor devido às forças de atrito atuantes entre a peça e o rebolo. Na etapa III, a aresta de corte atinge um valor de penetração crítico, iniciando a formação de cavaco propriamente dita, onde grande parte da energia passa a ser consumida no cisalhamento do material.

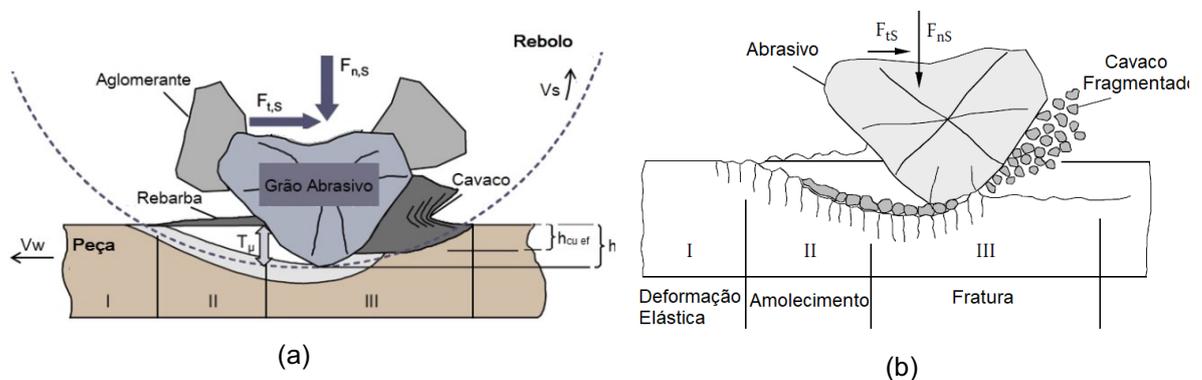


Figura 2.2 - Etapas para a remoção de material na retificação: dúctil (a), frágil (b)

(adaptado: Klocke, 2009; Marinescu *et al.*, 2007).

Marinescu *et al.* (2007) esclarecem que, na retificação de materiais com elevada dureza e frágeis, a região de deformação elástica e plástica é bem pequena, como ilustrado na Fig. 2.2 (b). Desta forma, o material se fratura na zona de corte ao invés de inicialmente ser submetido à deformação pela penetração da aresta de corte, como na abrasão dúctil, o que implica no lascamento de material e consequente geração de cavacos fragmentados.

Para melhor entendimento do mecanismo de remoção de material na retificação, Griffiths (2002) estuda o fenômeno nos aspectos do tipo de energia e densidade envolvida no evento tribológico. Conforme destacado na Fig. 2.3, o processo de retificação é comparado ao torneamento, cuja ferramenta possui geometria definida, bem como a outros três processos não convencionais: usinagem química, (sigla CHM); jato abrasivo (sigla AJM) e por descargas elétricas (sigla EDM). O autor destaca que a severidade dos parâmetros de usinagem coordena a densidade de energia crescentemente, com destaque para o processo de retificação em que há parcela significativa de energia térmica e mecânica, que as condições severas de usinagem implicam diretamente na deterioração da qualidade superficial, prejuízos às propriedades mecânicas, físicas e químicas da superfície da peça.

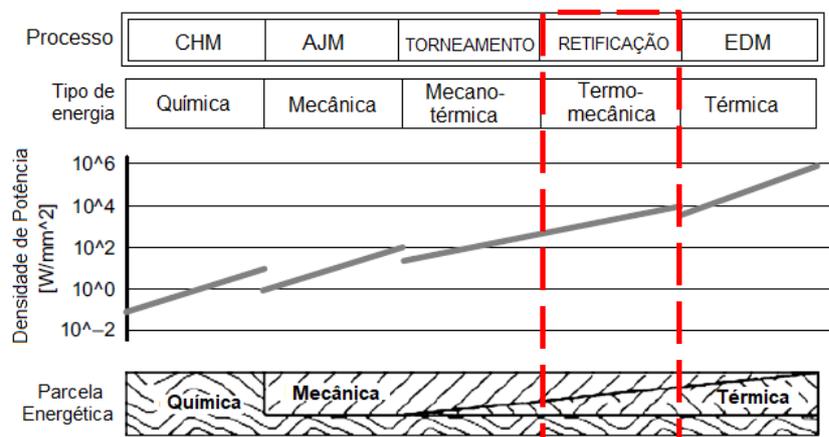


Figura 2.3 - Energia e mecanismos em diferentes processos de remoção de material adaptado: Jackson (2010)

A superfície gerada após o processo de retificação é resultado da interação independente de cada um dos grãos abrasivos e do desempenho qualitativo do processo, que por sua vez é consequência da interação entre os mecanismos de remoção de material e dependem diretamente dos parâmetros empregados no

processo, do rebolo, lubri-refrigeração e as propriedades do material da peça (ROWE, 2014).

Além das particularidades supracitadas do processo de retificação, nota-se que a densidade energética é até duas ordens de grandeza a do processo de torneamento. Griffiths (2002) e Jackson (2010) pontuam que na retificação a superfície do rebolo é composta por grãos abrasivos com diferentes geometrias e ângulo de saída (ou cunha) predominantemente negativo, o que propicia elevadas temperaturas e deformações plásticas na região de corte. Ao empregar elevadas velocidades de corte e pequenas penetrações de trabalho, cada evento provocado na superfície da peça pelo abrasivo é resultado da sobreposição de eventos unitários, cujos mecanismos de remoção de material, ilustrados na Fig. 2.4, são: atrito, microsulcamento e microcorte (GRIFFITHS, 2002).

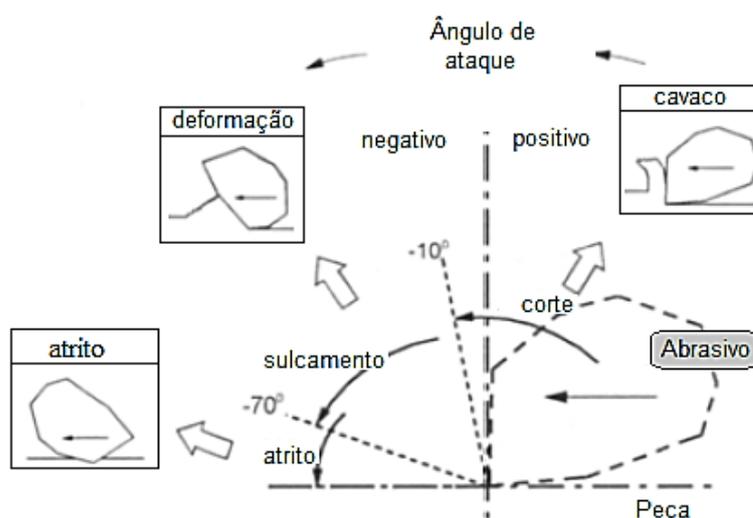


Figura 2.4 – Esquema da interação do grão abrasivo na interface com a superfície da peça (adaptado: Griffiths, 2002)

Griffiths (2002) ainda sugere que, no caso da retificação, o fluxo de remoção de material ocorre com a ação de energia termomecânica na superfície, com parcela expressiva da energia térmica dissipada na peça pelo atrito, sem remoção de material, no qual o abrasivo desliza pela superfície sem que haja sulcamento ou corte. Por outro lado, o microsulcamento de material pelas arestas dos abrasivos de ângulo menos negativo provoca a deformação plástica localizada do material, com o escoamento para as bordas do abrasivo e as arestas com ângulo positivo efetivamente promovem o microcorte e remoção de cavaco.

## 2.2 Grandezas físicas

Na norma NBR ISO 3002 (ABNT, 2013) são estabelecidas e conceituadas as grandezas de usinagem convencional, incluindo movimentos, forças, superfícies da peça e da ferramenta. No que diz respeito à retificação, a norma preconiza as grandezas físicas análogas ao fresamento tangencial. Como o foco deste trabalho é a retificação cilíndrica de mergulho, na Fig. 2.5 são apresentadas as principais grandezas físicas relacionadas ao processo.

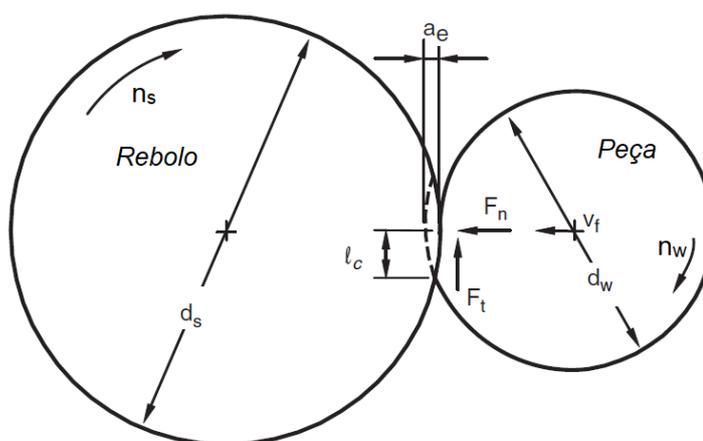


Figura 2.5 - Ilustração das grandezas da retificação de mergulho  
(adaptado: Malkin e Guo, 2008)

### 2.2.1 Penetração de trabalho ( $a_e$ ) e profundidade de corte ( $a_p$ )

A penetração de trabalho ( $a_e$ ) é medida no plano de trabalho e em uma direção perpendicular à direção de avanço. A profundidade de corte ( $a_p$ ) corresponde à largura de contato, que na maioria das aplicações no processo de retificação cilíndrica de mergulho é definida pela largura da peça, visto que a largura do rebolo ( $b_s$ ) é maior.

Segundo Rowe (2014), a penetração de trabalho ( $a_e$ ) é a variável independente ajustada na máquina-ferramenta pelo operador que, na retificação cilíndrica entre pontas, representa o comprimento que se deseja remover no sentido radial da peça.

Para o processo de retificação, a penetração ( $a_e$ ) situa-se na faixa de centésimos de milímetros, podendo, porém, variar de milésimos a décimos de milímetros (MACHADO *et al.*, 2009).

Como efeito, a diminuição da penetração de trabalho ( $a_e$ ) e da profundidade de corte ( $a_p$ ) minimiza a área de contato entre a peça e o rebolo, que no processo se

traduz em baixas forças de retificação e na presença do fluido de corte permite a lubri-refrigeração mais efetiva na zona de corte, removendo o calor gerado (KLOCKE, 2009).

No trabalho Pereira *et al.* (2009), os autores realizaram a retificação cilíndrica do aço AISI 4340 endurecido com rebolo de óxido de alumínio convencional e diferentes penetrações de trabalho. Nos testes conduzidos com um passe de retificação e penetração de trabalho programada de 30  $\mu\text{m}$ , atingiu-se maior nível de vibração do conjunto e rugosidade  $R_a$  acima de 0,5  $\mu\text{m}$ . Por outro lado, ao programar três penetrações de trabalho com 10  $\mu\text{m}$  cada, reduziu-se a vibração do sistema e a rugosidade  $R_a$  ficou contida na faixa de 0,3  $\mu\text{m}$ .

### 2.2.2 Velocidade de Corte ( $V_s$ )

A velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo pode ser calculada pela equação (2.1):

$$V_s = \frac{\pi \cdot d_s \cdot n_s}{6 \cdot 10^4} \quad (2.1)$$

Em que:

$V_s$  = velocidade de corte [m/s];

$d_s$  = diâmetro do rebolo [mm];

$n_s$  = rotação do rebolo [rpm].

Com o aumento da velocidade de corte o desgaste do rebolo e as forças de retificação tendem a reduzir, uma vez que a área da seção de corte e o tempo de contato por abrasivo são menores. Klocke (2009) cita que o aumento de ( $V_s$ ) provoca a diminuição na espessura equivalente de cavaco ( $h_{eq}$ ), resultando, por exemplo, na redução da rugosidade da peça.

Entretanto, ao extrapolar a velocidade de corte com o emprego de rebolos convencionais, eleva-se a densidade de energia na zona de corte, o que se traduz em maior aporte de calor na peça (GRIFFITHS, 2002).

Heinzel e Bleil (2007) realizaram a retificação cilíndrica do aço AISI 4140 com rebolo convencional sob diferentes velocidades de corte. Os autores concluíram que o aumento da velocidade de corte implicou em maior energia específica de corte e

menor rugosidade da peça, mas ocasionou tensões residuais mais trativas abaixo da superfície retificada, uma vez que o aumento da velocidade de corte implica em aumento de dureza dinâmica do rebolo, com isso maior dificuldade em fragmentar e liberar os grãos desgastados.

### 2.2.3 Velocidade da Peça ( $V_w$ )

A velocidade tangencial da peça ( $V_w$ ) é definida conforme seu diâmetro ( $d_w$ ) e a rotação em torno do seu próprio eixo ( $n_s$ ) conforme a equação (2.2):

$$V_w = \frac{\pi \cdot d_w \cdot n_w}{6 \cdot 10^4} \quad (2.2)$$

Em que:

$V_w$  = velocidade da peça [m/s];

$d_w$  = diâmetro da peça [mm];

$n_w$  = rotação da peça [rpm].

Mantidas as demais variáveis independentes constantes, o aumento da velocidade da peça ( $V_w$ ) acarreta na redução da taxa de avanço radial ( $i_r$ ), ou seja, a penetração dos grãos abrasivos a cada rotação completa da peça ( $n_w$ ) é reduzida, sem interferir na taxa de remoção de material ( $Q$ ). Como efeito no processo, o aumento da velocidade da peça tende a desencadear a vibração *chatter*, o que deteriora o acabamento superficial da peça. Por outro lado, o emprego de  $V_w$  menores implica em aumento da concentração de calor na seção de corte aumentada, podendo ocorrer a queima (ROWE, 2014).

### 2.2.4 Velocidade de avanço ( $V_f$ )

Na retificação cilíndrica de mergulho, a velocidade de avanço ( $V_f$ ) representa a velocidade de avanço radial do rebolo contra a peça em rotação (ROWE, 2014; DOGRA *et al.*, 2018). Essa grandeza também pode ser expressa em função da taxa de avanço ( $i_r$ ) e da rotação da peça ( $n_w$ ), conforme a equação (2.3):

$$i_r = \frac{V_f}{n_w} = \frac{V_f}{V_w} \cdot \pi \cdot d_w \quad (2.3)$$

Em que:

$i_r$  = taxa de avanço radial [mm/rev.];

$V_f$  = velocidade de avanço radial [mm/min];

$V_w$  = velocidade da peça [mm/min];

$n_w$  = rotação da peça [rpm];

$d_w$  = diâmetro da peça de trabalho [mm].

### 2.2.5 Espessura de corte equivalente ( $h_{eq}$ )

Marinescu *et al.* (2007) definem a espessura de corte equivalente ( $h_{eq}$ ) como a espessura da camada de material da peça que é retirada em uma volta completa do rebolo sobre a peça, Para a retificação de mergulho, essa grandeza é obtida por meio da equação (2.4):

$$h_{eq} = \frac{\pi \cdot d_w \cdot V_f}{V_s} \quad (2.4)$$

Em que:

$h_{eq}$  = espessura equivalente de cavaco [ $\mu\text{m}$ ];

$d_w$  = diâmetro da peça [mm];

$v_f$  = velocidade de avanço radial [mm/s];

$V_s$  = velocidade de corte [m/s];

Heinzel e Bleil (2007) citam que a espessura equivalente de cavaco ( $h_{eq}$ ) é um parâmetro que permite quantificar uma condição de trabalho, e representa a espessura da camada de material removida a cada rotação do rebolo.

Esta grandeza representa uma medida da severidade da retificação e é utilizada para correlacionar tanto com as variáveis de saída do processo (forças de retificação, energia e desgaste do rebolo) quanto da peça (acabamento superficial, microdureza, desvios geométricos) como relatado em diversas publicações (NADOLNY e KAPLONEK, 2016; PATEL *et al.*, 2018; ARANTES e POLI, 2019).

### 2.2.6 Taxa de velocidades ( $q_s$ )

Na retificação cilíndrica, o contato entre o rebolo e a peça se dá a uma taxa obtida por meio da grandeza ( $q_s$ ), razão das velocidades de corte e da peça ( $V_s$  e  $V_w$ ). A literatura específica sugere valores para  $q_s$  tal que, para operações de desbaste

adota-se de 40 a 60, para semiacabamento de 60 a 80 e para acabamento de 80 a 120 (BRANDINO, 2019). De acordo com o autor, a taxa de velocidades  $q_s$  é obtida pela equação (2.5):

$$q_s = \frac{V_s}{V_w} = \frac{d_s \cdot n_s}{d_w \cdot n_w} \quad (2.5)$$

Em que:

$q_s$  = taxa de velocidades;

$V_s$  = velocidade de corte [m/s];

$V_w$  = velocidade da peça [m/s];

### 2.2.7 Taxa de remoção de material (Q)

De acordo com Malkin e Guo (2008), a taxa de remoção de material (Q) é definida como o volume de material removido por unidade de tempo. Logo, a taxa específica (Q') é a taxa volumétrica de remoção de material por unidade de largura da peça, sendo útil para comparar diferentes cenários de retificação, conforme a equação (2.6):

$$Q' = \frac{\pi \cdot d_w \cdot v_f \cdot a_p}{a_p} = \frac{Q}{a_p} \quad (2.6)$$

Em que:

$Q$  = taxa de remoção de material [mm<sup>3</sup>/s];

$d_w$  = diâmetro da peça [mm];

$a_p$  = profundidade de corte [mm];

$v_f$  = velocidade de avanço radial [mm/s].

Marinescu (2007) cita que ao manter a taxa de remoção de material (Q) baixa, boa parte da energia empregada no processo é destinada aos mecanismos de atrito e deformação. Com gradual aumento de Q, esta parcela é estabilizada, e a porção de energia associada à formação de cavaco é aumentada.

### 2.2.8 Energia específica de corte ( $e_c$ ) e energia elétrica consumida (SEC)

A energia específica de corte ( $e_c$ ) é obtida pelo quociente entre a potência mecânica empregada na zona de corte, ou seja, a potência efetiva de corte ( $Na$ ), e a taxa de remoção de material ( $Q$ ) do processo, conforme a equação (2.7):

$$e_c = \frac{Na}{Q} = \frac{F_t \cdot (V_s \pm V_w)}{\pi \cdot d_w \cdot a_p \cdot v_f} \cdot 10^3 \cong \frac{F_t \cdot V_s}{\pi \cdot d_w \cdot a_p \cdot v_f} \cdot 10^3 \quad (2.7)$$

Em que:

$Q$  = taxa de remoção de material [ $\text{mm}^3/\text{s}$ ];

$Na$  = potência de corte [W];

$F_t$  = força tangencial [N];

$V_s$  = velocidade de corte [m/s]

A soma das velocidades ( $V_s$ ) e ( $V_w$ ) aplica-se no movimento de corte tipo concordante, enquanto a subtração destas velocidades no corte discordante. No entanto, despreza-se a velocidade da peça no numerador da Eq. 2.7, pois ela é muito menor se comparada à velocidade de corte (KLOCKE, 2009).

Portanto, para determinar experimentalmente a energia específica de corte ( $e_c$ ) é necessário o uso de dinamômetro para medição da força tangencial ( $F_t$ ) atuante entre o rebolo e a peça, o que demanda aparato de alto custo e dispositivos específicos para fixação da peça de trabalho.

Como alternativa para superar esta limitação, o trabalho de Kara e Li (2011) propôs avaliar a energia específica por meio das grandezas elétricas do motor principal (*spindle*), tendo em vista que pelo princípio de equilíbrio energético, a conversão de energia elétrica para mecânica estabelece proporcionalidade à carga imposta ao conjugado no motor, ou seja, os esforços de corte. Para diferenciá-la, os autores denominaram a grandeza Energia específica consumida (SEC), na unidade de energia elétrica [J] por volume de material removido [ $\text{mm}^3$ ], ou simplesmente pela razão entre a potência elétrica ativa ( $P$ ) e a taxa de remoção de material ( $Q$ ), conforme a equação (2.8):

$$SEC = \frac{\int_{t_1}^{t_2} P_i dt}{Q} = \frac{P}{\pi \cdot d_w \cdot v_f \cdot a_p} \quad (2.8)$$

Em que:

$P_i$  = potência elétrica instantânea [W], entre o instante inicial  $t_1$  e final  $t_2$  do ciclo;

$P$  = potência elétrica ativa [W];

$Q$  = taxa de remoção de material [mm<sup>3</sup>/s];

$d_w$  = diâmetro da peça [mm];

$v_f$  = velocidade de mergulho [mm/s];

$a_p$  = profundidade de corte, neste caso a largura da peça [mm].

Esta grandeza pode indicar um índice de retificabilidade de materiais, visto que relaciona a quantidade de energia necessária para remover um dado volume de material (MALKIN e GUO, 2008). Entretanto, não há um índice de retificabilidade na literatura, pois as ditas condições de retificação controladas dependem dos parâmetros do processo, do rebolo e suas propriedades, do fluido de corte e técnicas de aplicação

## 2.2 Rebolos e Condicionamento

Na norma NBR 15230 (ABNT, 2016), dentre outras definições, são apresentados os conceitos de ferramentas abrasivas, os critérios de fabricação e padronização da nomenclatura quanto ao tipo do abrasivo, tamanho do grão, a dureza do rebolo, a estrutura do rebolo, tipo do ligante e demais codificações do fabricante.

O rebolo é a ferramenta de corte no processo de retificação, sendo constituído por grãos abrasivos não metálicos de elevada dureza, os quais são unidos por composto ligante e espaçados pela porosidade. Estes poros possuem a função de alojar o cavaco removido e partículas desgastadas do próprio rebolo durante a operação, além de acumular fluido de corte (MACHADO *et al.*, 2009).

Na Figura 2.6 é ilustrada a designação básica para o exemplo de um rebolo convencional de Óxido de Alumínio (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) granulometria 36, de dureza L, estrutura de número 5 e liga vitrificada.

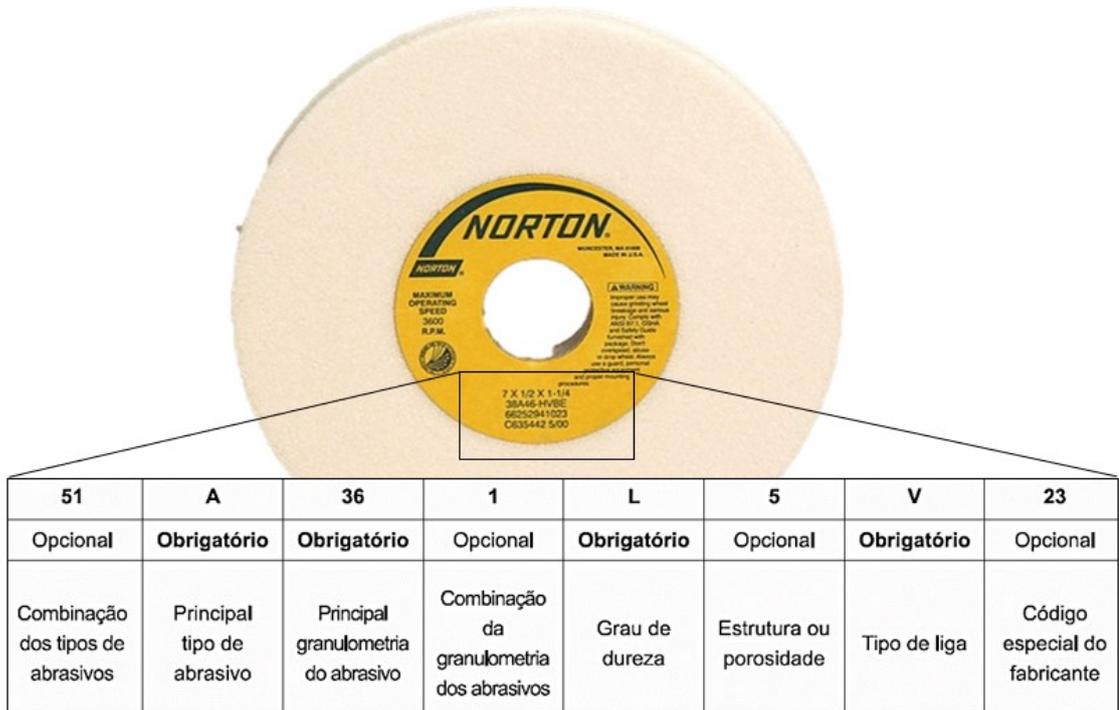


Figura 2.6 - Especificação básica de rebolo convencional (adaptado: ABNT, 2016)

Na Figura 2.7 é ilustrada a composição estrutural do rebolo e alguns fenômenos de desgaste do rebolo em decorrência do processo de retificação.

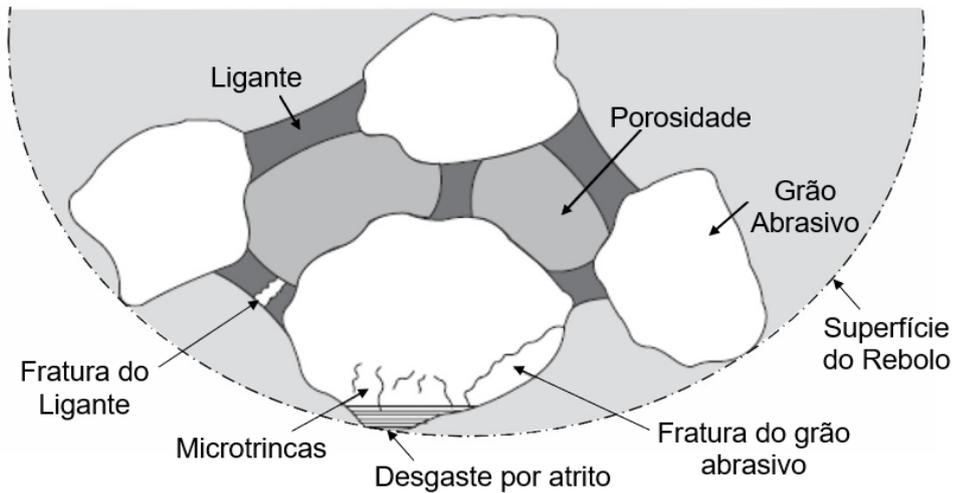


Figura 2.7 - Estrutura do rebolo e fenômenos de desgaste durante o processo (adaptado: Machado *et al.*, 2009)

As principais propriedades do rebolo são a dureza, tenacidade e friabilidade. O grão abrasivo é tipicamente mais duro do que o material a ser usinado por ele, enquanto necessita de resistência à fratura (tenacidade) ao entrar em contato com a

peça. Por consequência, a friabilidade representa a capacidade de fragmentação dos grãos abrasivos e de renovação das arestas de corte durante a retificação da peça (MALKIN e GUO, 2008).

Idealmente, o grão deve fraturar-se em pequenos fragmentos para manter-se afiado. No entanto, em condição real, o grão abrasivo pode se desprender integralmente do ligante caso a força de corte na retificação seja elevada ou o ligante tenha baixa dureza (macrofratura), sem que este ainda tenha realizado o trabalho, o que implica em prejuízo. Ao contrário, se o grão é tenaz e o ligante é duro ou resistente aos efeitos mecânicos, térmicos ou químicos, ocorre a perda de afiação dos grãos abrasivos como resultado da criação de arestas sem capacidade de corte, o que aumenta as forças de corte e a temperatura na interface entre rebolo e peça (JACKSON e HITCHINER, 2012).

Os abrasivos para rebolos dividem-se basicamente entre duas classes: os convencionais, como o óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e carbeto de silício (SiC); e superabrasivos, como o nitreto de boro cúbico (CBN) e o diamante natural ou sintético. Quanto aos materiais para ligantes, estes são classificados como vitrificados, resinoides, borracha e metálicos (Linke, 2016). Para efeito de comparações, são elencadas algumas propriedades pertinentes aos grãos abrasivos de rebolos na Tabela 2.2, na qual é possível observar que a faixa de dureza dos abrasivos  $\text{Al}_2\text{O}_3$  é a menor se comparada aos demais, enquanto a tenacidade à fratura é mais abrangente, pois depende do tipo e proporção deste abrasivo, bem como a técnica de obtenção.

Tabela 2.2 - Propriedades de alguns abrasivos para rebolos (adaptado: Linke, 2016)

Propriedade	Diamante Natural	CBN	SiC	$\text{Al}_2\text{O}_3$
Estrutura Cristalina	Cúbica	Cúbica	Hexagonal	Hexagonal
Condutividade Térmica [W/m.K]	600 - 2100	200 - 700	55	6
Estabilidade Térmica [K]	> 1173	> 1643	> 1573	> 2273
Tenacidade à Fratura $K_{IC}$ [MPa.m <sup>1/2</sup> ]	3 - 3,7	3,7	3,1	2,7 - 4,3
Dureza Knopp [HK]	~ 7500	4700	2400 - 3000	1600 - 2160

Os rebolos de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) são empregados na retificação de uma extensa quantidade de materiais ferrosos, com destaque para aços e suas ligas, em estado endurecido (ROWE, 2014).

Linke (2016) cita que a técnica de obtenção do abrasivo, sua pureza e proporções empregadas na fabricação do rebolo podem resultar em grãos com

elevada tenacidade à fratura. O *seeded-gel* (SG), por exemplo, trata-se de uma variação do óxido de alumínio, porém o abrasivo obtido a partir de alumina levigada (partícula abrasiva na forma de gel) que é tratada quimicamente para formar uma pasta composta de micropartículas de cristais de alumina. Em seguida, o composto é submetido à extrusão e sinterização para gerar a partícula abrasiva. Ela é obtida pelo processo de simples fusão e que se compõe de um único cristal de alumina na forma de aglomerado de milhares de microcristais. A autora ressalta que o rebolo SG pode alcançar dureza média de 2500 HK e vida útil até 10 vezes maior se comparado ao rebolo  $Al_2O_3$  branco, uma vez que o desgaste do grão microcristalino ocorre em pequenos fragmentos e favorece o efeito de autoafiação, o que aumenta eficiência do corte.

A faixa de velocidade de corte ( $V_s$ ) empregada com rebolos convencionais normalmente varia entre 30 e 40 m/s, enquanto nos superabrasivos emprega-se a partir de 50 m/s, sendo possível aumentar a taxa de remoção de material específica  $Q'$  em até duas ordens de grandeza. No entanto, velocidades de corte superiores a 200 m/s podem ser encontradas na literatura para retificação com superabrasivos. (KOPAC e KRAJNICK, 2006). Como ilustrado na Figura 2.8, o tipo de ligante associado aos superabrasivos torna-se um limitante para uso de velocidades de corte maiores.

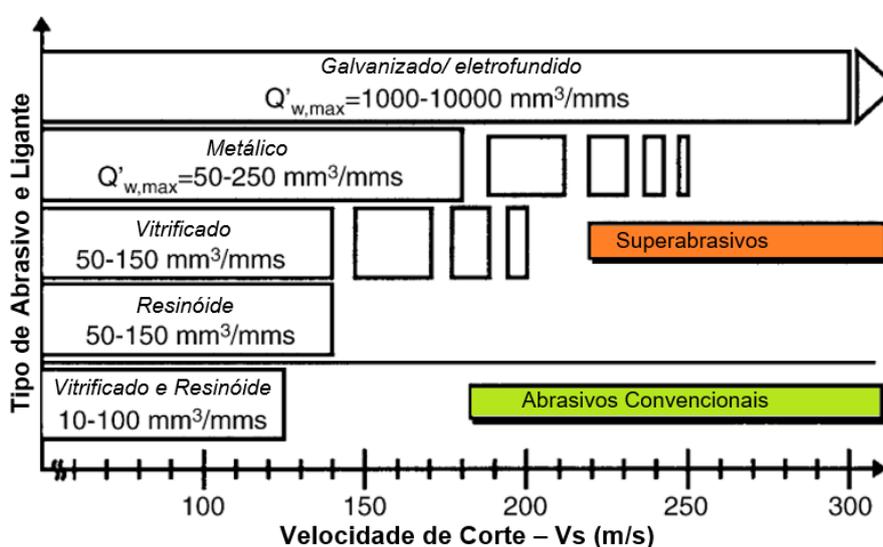


Figura 2.8 - Taxas de remoção de material típicas para diferentes rebolos (adaptado: Kopac e Krajnick, 2006)

Liu *et al.* (2018) estudaram a retificação cilíndrica de mergulho do aço rolamento SAE 52100 com rebolo superabrasivo de CBN, variando, dentre outros parâmetros, a

velocidade de corte ( $V_s$ ) entre 60 m/s e 90 m/s. Os autores concluíram que o aumento da  $V_s$  implicou na redução das forças de corte e da rugosidade superficial das peças, mas ocasionou acréscimo de temperatura na zona de corte, suficientes para afetar uma camada mais espessa abaixo da superfície retificada.

A correta seleção do rebolo, bem como dos parâmetros de retificação guiam o desempenho do processo. Além disso, o condicionamento da superfície de corte do rebolo por meio da dressagem influencia diretamente a eficiência do processo de retificação e a integridade superficial das peças.

A dressagem é a operação destinada à limpeza dos poros entupidos por cavacos e partículas de desgaste, bem como a reafiação do rebolo desgastado permitindo assim a restauração das arestas de corte e a exposição de novas partículas abrasivas afiadas e restabelecendo, conseqüentemente, a capacidade de corte do rebolo (FIOCCHI *et al.*, 2015).

Os macroefeitos no rebolo estão diretamente relacionados ao tipo de dressador e aos parâmetros de dressagem, como profundidade de penetração do dressador ( $a_d$ ) e passo de dressagem ( $S_d$ ). Logo, estes parâmetros definem a forma do perfil gerado na superfície do rebolo, normalmente uma topografia na forma de espiral ou rosca. Por outro lado, os microefeitos estão diretamente associados à ação proporcionada pela ponta do dressador nas arestas das partículas abrasivas (KLOCKE, 2009). Na representação da Fig. 2.9 é apresentado o macroefeito gerado no rebolo (cor escura) para diferentes valores de grau de recobrimento ( $U_d$ ), considerando-se a operação de dressagem com um dressador de ponta única de diamante sintético e com raio de ponta ( $r$ ), círculo cor bege da ilustração.

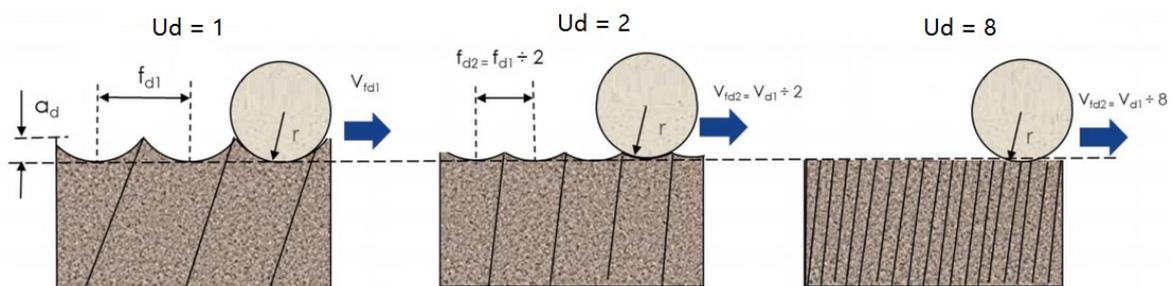


Figura 2.9 - Macroefeito gerado na superfície do rebolo dressado  
(adaptado: Gilani e Halan, 2018)

Segundo Machado *et al.* (2009) é necessário identificar o momento adequado para realizar a operação de dressagem, pois caso feita prematuramente pode retirar grãos abrasivos que ainda possuem capacidade de corte e aumentar o custo do processo. Por outro lado, se negligenciada, pode provocar danos à integridade da peça, o que resulta no refugo do componente retificado.

O grau de recobrimento é uma das mais importantes variáveis da operação de dressagem. Ele é obtido pela razão da largura efetiva do dressador ( $b_d$ ), calculada pela equação (2.9), e o passo de dressagem ( $S_d$ ). Por sua vez,  $S_d$  é a razão entre a rotação do rebolo na dressagem ( $n_s$ ) e a velocidade de dressagem ( $V_d$ ), conforme a equação (2.10):

$$b_d = \sqrt{8 \cdot r_p \cdot a_d} \quad (2.9)$$

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} = b_d \cdot \frac{n_s}{V_d} \quad (2.10)$$

Em que:

$b_d$  = largura da ponta do dressador, em milímetros;

$r_p$  = raio de ponta, medido após cada passe dressagem em milímetros;

$a_d$  = penetração de dressagem, em milímetros;

$n_s$  = rotação do rebolo, em rotações por minuto;

$V_d$  = velocidade de dressagem, ou seja, de deslocamento do dressador sob a superfície do rebolo.

Em termos cinemáticos, o grau de recobrimento representa o número de vezes que um ponto na face periférica do rebolo é tocado pelo dressador. Logo, a agressividade do rebolo está diretamente associada ao grau de recobrimento ( $U_d$ ) e afeta a qualidade superficial. Fiocchi *et al.* (2015) demonstraram que o aumento do grau de recobrimento  $U_d$  em três faixas (1, 3 e 5) causou a redução nos macroefeitos gerados na superfície do rebolo de carbeto de silício (SiC) na retificação de ultraprecisão do aço inoxidável AISI 420, com melhor acabamento superficial ao empregar maior grau de recobrimento.

A fim de auxiliar no planejamento do processo de dressagem do rebolo e se obter uma estimativa do grau de recobrimento do rebolo ( $U_d$ ), Linke (2016) propôs que  $U_d$  seja a razão entre a granulometria (*mesh*) do rebolo por 15 (quinze), conforme a equação (2.11):

$$U_d = \frac{\text{Granulometria do rebolo}}{15} \quad (2.11)$$

### 2.3 Fluidos de corte e técnicas de aplicação

Um dos desafios dos processos de retificação com rebolos convencionais é o controle da quantidade de calor gerado na remoção de material, cuja parcela predominante oriunda da zona de corte (60 % a 85 %) é direcionada à peça, uma vez que o rebolo é pobre condutor de calor e o cavaco é formado por diversos segmentos de massa muito pequena em virtude dos baixos valores de penetração de trabalho empregados (MALKIN E GUO, 2008). Logo, a elevada energia específica de corte e o aporte térmico faz com que a superfície da peça seja submetida a elevada temperatura de retificação, sendo a principal causa de danos térmicos (MARINESCU *et al.*, 2007).

Segundo Pang *et al.* (2017), a aplicação do fluido de corte na retificação possui quatro funções principais: a troca de calor na interface rebolo-peça, a lubrificação desse contato, a retirada dos cavacos gerados na zona de corte e a limpeza do rebolo. No meio industrial, há diversos tipos de fluido de corte e técnicas de aplicação descritos, como relatado por Irani *et al.* (2005). Os autores ressaltam que, para cada tipo de fluido de corte, as propriedades térmicas, físicas e químicas influenciam diretamente a qualidade da superfície da peça e, portanto, no desempenho do processo de retificação, assim como a técnica e seus parâmetros de aplicação (posição, vazão, pressão, forma do jato), geometria do bocal e/ ou o emprego de dispositivos auxiliares, por exemplo, bocais de limpeza do rebolo e defletores.

Segundo Machado *et al.* (2009), os fluidos de corte líquidos estão entre os mais utilizados nos processos de usinagem em virtude da sua capacidade de lubricidade e condutividade térmica, e sua classificação pode ser dividida entre: óleos, compostos de origem vegetal, sintética, mineral ou semissintética utilizados integralmente no processo; emulsões, caracterizadas por compostos bifásicos de óleo mineral e

agentes emulsificantes que garantem a mistura com água; e soluções, compostos monofásicos de óleos que se dissolvem completamente na água.

Baseado nessa classificação, Irani *et al.* (2005) apresentam algumas propriedades e implicações na utilização dos fluidos de corte líquidos na retificação, pontuando-os por meio de uma escala qualitativa conforme apresentado na Tab. 2.3.

Tabela 2.3 - Comparação qualitativa de diferentes tipos de fluido de corte  
(adaptado: Irani *et al.*, 2005)

Propriedade \ Tipo	Solução		Emulsão	Óleo puro
	Sintético	Semissintético		
Troca Térmica				
Lubricidade				
Manutenção				
Filtrabilidade				
Compatibilidade Ambiental				
Custo				
Vida do Rebolo				

**Legenda:**  Muito fraco  Fraco  Bom  Muito bom

A técnica de aplicação de fluido de corte abundante (ou jorro) consiste em recircular do reservatório da máquina à peça, um fluxo contínuo da solução com vazão entre 3 e 300 L/min (TAWAKOLI *et al.*, 2010). Dados avaliados entre o ano de 2010 e 2015 estimam que sejam consumidos cerca de 2 milhões de metros cúbicos de fluido de corte de origem mineral (emulsões) em todo o mundo, com tendência de aumento da demanda anual de 1,2 % (DEBNATH *et al.*, 2016; DEMIRBAS e KOBYA, 2017). Os problemas relacionados à utilização de fluidos de corte nessa proporção estão desde a demanda por recursos não renováveis de origem mineral, o ônus financeiro com o descarte e manuseio do fluido em fim de vida, até a exposição do operador do processo à condição insalubre, devido a proliferação de fungos e bactérias (SHOKOOHI *et al.*, 2015).

Além do tipo de fluido de corte, a técnica de aplicação utilizada influencia diretamente no desempenho do processo de retificação. Hosokawa *et al.* (2016) citam que a em virtude da elevada velocidade tangencial rebolo, a barreira de ar formada nas superfícies do rebolo desvia fluxo do fluido de corte na zona de corte, sendo necessário o emprego de elevadas vazões e pressão suficiente para romper esta camada, ou ainda o emprego de defletores que auxiliam na eliminação desta barreira.

A título de exemplificação acerca de estudos voltados à efetividade da aplicação de fluido de corte em retificação, no trabalho Hosokawa *et al.* (2016) foi utilizado um bocal composto por uma sapata e cerdas de fibra óptica com o objetivo de atenuar a corrente de ar formada, fazendo com que o fluido de corte seja aderido à face do rebolo pelo Efeito Coandă. Como resultado, os autores demonstraram que para a retificação cilíndrica de mergulho do aço ISO 34CrMo4 foi possível reduzir a vazão de 10 L/min com bocal convencional do tipo FixoFlex®, Fig. 2.10 (a), para a vazão de 0,1 L/min com bocal customizado, conforme ilustrado na Fig. 2.10 (b). Como resultado, os autores relataram que o controle da temperatura na zona de corte não foi afetado, preservando os aspectos de qualidade e integridade da superfície retificada, com vantagem à redução nos custos operacionais com fluido de corte.

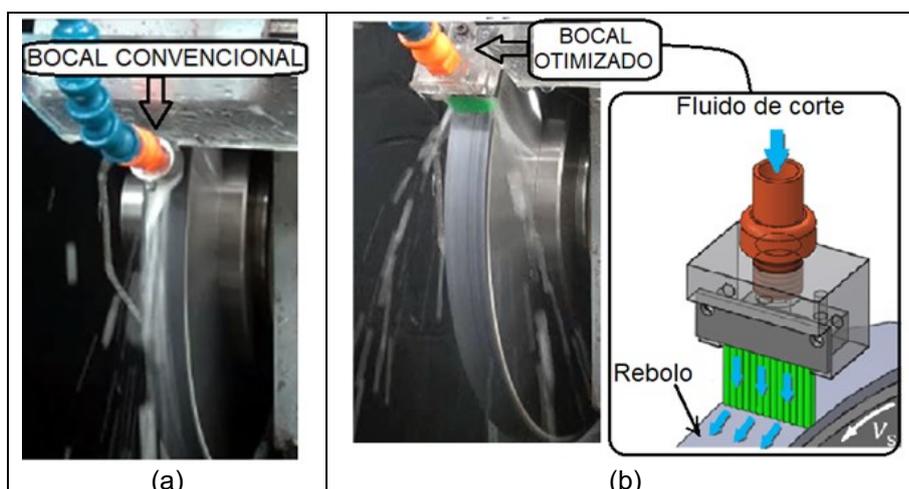


Figura 2.10 - Bocais utilizados na aplicação de fluido de corte em baixa vazão: convencional FixoFlex® (a), otimizado com cerdas de fibra óptica (b).

(adaptado: Hosokawa *et al.*, 2016)

Como alternativa às limitações da aplicação abundante, a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) tem apresentado resultados significativos relatados na literatura. A técnica, ilustrada na Fig. 2.11, consiste na injeção gotas de fluido de corte com vazão entre 30 e 250 mL/h no fluxo de ar comprimido com pressão entre 0,2 e 0,6 MPa por meio do princípio de Venturi, tal que a mistura é aspergida na zona de corte (WALKER, 2013). Como resultado, o fluxo da mistura (ar comprimido e líquido) rompe a barreira de ar formada em torno do rebolo em elevada rotação e chega efetivamente à zona de corte, melhorando a lubrificação do contato (MAO *et al.* 2013).

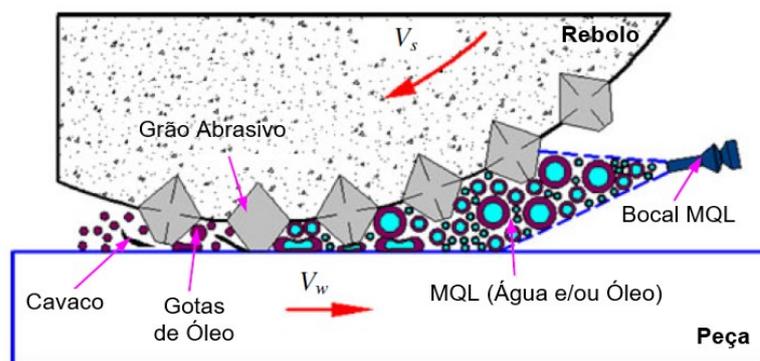


Figura 2.11 - Técnicas de Aplicação de Fluido de Corte MQL na retificação  
(adaptado: Dorga *et al.*, 2018)

Comparado à técnica convencional, a utilização da técnica MQL na retificação tem demonstrado bons resultados em termos da qualidade superficial e desempenho do processo. Na publicação de Belentani *et al.* (2014) na retificação de mergulho do aço endurecido AISI 4340, os autores compararam o emprego de óleo integral à mistura com água em diferentes proporções pela técnica MQL. Eles constataram que a adição de 80 % de água no óleo solúvel aplicado minimizou o empastamento do rebolo e resultou em melhor acabamento superficial e menores desvios de circularidade da peça.

Diversos aprimoramentos que envolvem a técnica MQL têm sido relatados na literatura, como a utilização de nanopartículas sólidas diluídas no fluido, como por exemplo o trabalho de Paiva *et al.* (2020). Nele, os autores realizaram a retificação do aço SAE 52100 com rebolo de óxido de alumínio branco e diferentes condições de lubri-refrigeração MQL (tradicional sem partículas sólidas e com a utilização de partículas de grafeno multicamadas dispersas no óleo). Eles constataram que menores valores de rugosidade foram obtidos na presença do grafeno, sobretudo em menor concentração.

Além disso, técnicas com dispositivos auxiliares ao MQL, como a utilização de bocais para aplicação de ar comprimido, têm mostrado vantagens nos aspectos de qualidade superficial e redução do empastamento do rebolo (BIANCHI *et al.*, 2018; GARCIA *et al.*, 2020; RUZZI *et al.*, 2020).

Um ponto que merece atenção na técnica MQL é o não reaproveitamento do fluido de corte, diferente da técnica convencional em que grande parte do fluido que circula entre o rebolo e a peça retorna ao reservatório, sendo recirculado pelo sistema de bombeamento. Lopes *et al.* (2019) citam que o fluido de corte aspergido na forma

de gotas não é acumulado em reservatório e, por essa razão, não é gerado resíduo em grande quantidade que necessite de tratamento específico. No entanto, os autores não consideram o volume acumulado de óleo em virtude da utilização do MQL que, na forma de gotículas na névoa pressurizada, acumula-se em torno da máquina-ferramenta e periféricos, tampouco a compara com o volume de fluido diluído em água pela técnica convencional, por exemplo. Além disso, no aspecto de sustentabilidade, os autores desprezam o custo com geração de ar comprimido que demanda elevadas vazões, como utilizado no trabalho de Ruzzi *et al.* (2020) em cerca de 162 L/min para suprir os bocais de MQL e o bocal auxiliar de limpeza do rebolo.

## **2.4 Integridade de superfícies retificadas**

Field *et al.* (1972) realizaram uma das primeiras publicações voltadas à integridade de superfícies usinadas. Os autores relataram à época o caráter subjetivo e complexo do termo, uma vez que o profissional de engenharia deve conhecer quais aspectos de integridade afetam o desempenho do componente, pois seu controle envolve conhecimentos multidisciplinares sobre o processo de fabricação e aparato técnico para ensaios no material que implicam diretamente no custo da fabricação do componente. Em algumas aplicações, como na retificação de pistas de rolamentos, é necessário monitorar desde parâmetros de rugosidade superficial e exatidão dimensional até os parâmetros que normalmente abrangem a integridade da superfície da peça, nos quais se incluem a ocorrência de trincas ou microtrincas, retêmpera e revenimento excessivo, tensões residuais de tração, uma vez que estes parâmetros afetam diretamente a vida do componente em operação.

Rowe (2014) define quatro classes de danos térmicos em componentes submetidos ao processo de retificação conforme a causa e efeito, sendo elas: crescimento de grão, precipitação que formam uma camada de material amolecida; transformação de fase que culmina na formação de camada endurecida; expansão térmica ou contração que levam à formação de trincas e tensões residuais de tração; e as reações químicas em elevada temperatura, como a oxidação e marcas de queima.

As propriedades do aço SAE 52100 o tornam altamente suscetível aos danos de origem térmica durante a retificação com abrasivos convencionais, com destaque para trincas, queima de retífica e variação excessiva de microdureza em regiões próximas à superfície retificada (SEIDEL *et al.*, 2018; DE PAIVA *et al.*, 2020). Elenca-se na

Tabela 2.4 alguns trabalhos publicados em periódicos na última década, cujas variáveis de saída investigadas sobre os aspectos de integridade e qualidade superficial na retificação do aço SAE 52100 foram medidas ora diretamente na peça (rugosidade e microestrutura) ou indiretamente (morfologia do cavaco), ora com monitoramento das grandezas de processo (forças de retificação e energia específica).

Tabela 2.4 - Publicações recentes sobre retificação de mergulho do aço SAE 52100

<b>Autores</b>	<b>Rebolo(s) utilizado(s)</b>	<b>Lubri-refrigeração</b>	<b>Variáveis de saída analisadas</b>
Tawakoli <i>et al.</i> (2010)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (3 tipos) #80	Abundante Ar comprimido Seco MQL de 4 tipos	Forças de retificação; Rugosidade Ra; microscopia de superfície; morfologia do cavaco.
Castro <i>et al.</i> (2016)	SiC #100	Abundante e MQL de 2 tipos	Desgaste do rebolo; Rugosidade Ra; Potência elétrica de retificação; Microestrutura; Perfil de microdureza.
Madopothula <i>et al.</i> (2017)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> Sol-Gel Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> branco #60	Abundante	Microestrutura; Topografia do rebolo; Perfil de microdureza; Potência elétrica de retificação; Tensões residuais.
Bordin e Weingaertner (2019)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> Sol-Gel (3 tipos) #80	Abundante	Forças de retificação e microestrutura.
Moraes <i>et al.</i> (2019)	CBN #120	Abundante e MQL de 3 tipos	Desgaste do rebolo; Potência elétrica de retificação; Microestrutura; MEV e microscopia confocal de superfície.
Naprstkova <i>et al.</i> (2020)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> microcristalino	Abundante	Parâmetros de rugosidade Ra, Rt, Rz.
Arantes e Polli (2020)	CBN Seeded Gel #150	Não declarado	Topografia de superfície (Abbot-Firestone e campo morfológico); Desgaste do rebolo; Energia específica de retificação.

Há um grande número de fatores que influenciam a integridade da superfície retificada, tais como: a ferramenta (tipo de abrasivo, ligante, topografia do rebolo); propriedades mecânicas, térmicas, e químicas do material da peça; cinemática do processo e parâmetros empregados, incluindo a operação de dressagem; propriedades do fluido de corte incluindo os parâmetros e método de sua aplicação. Devido a isso, os modelos de previsão das propriedades qualitativas e quantitativas da camada superficial na retificação em função das condições do processo são limitados, restritos a condições experimentais definidas em estudos já realizados (GRIFFITHS, 2002). Por essa razão, o autor detalhou, em forma de tabela, a relação de normas e publicações que tratam de aspectos da integridade superficial a serem

considerados em superfícies retificadas, cujos dados são apresentados na Tab. 2.5 conforme vigência e atualização.

Tabela 2.5 - Comparação de normas e publicações quanto ao aspecto de integridade superficial avaliado. (adaptado: Griffiths, 2002)

Norma/ Publicação	Parâmetro de Rugosidade e Topografia						Características Subsuperficiais			
	2D			3D			HAL	MAL	C & T	SR
R <sub>n</sub>	D <sub>n</sub>	Ang	RS <sub>n</sub>	T <sub>n</sub>	S <sub>n</sub>					
ISO 4287 (ISO, 2002)	✓	✓	✓	✓						
ISO 25178-2 (ISO, 2012)					✓	✓				
ISO 8785 (ISO, 1998)	✓					✓			✓	✓
ISO 1302 (2002)	✓	✓	✓	✓	✓					
SBAC (Torrance, 1979)							✓			
Field <i>et al.</i> (1972)	✓						✓	✓	✓	✓
ANSI B211 (1986)	✓						✓	✓	✓	✓

Legenda:

R<sub>n</sub>: parâmetros de perfil de rugosidade (Ra, Rt, Rz)

D<sub>n</sub>: parâmetros de desvio do perfil de rugosidade (Rsk, Rku, Rvk)

Ang: inclinação do perfil (RΔq)

RS<sub>n</sub>: parâmetros de espaçamento do perfil (RSm)

S<sub>n</sub>: Ondulação da superfície (Sp, Sq, St)

T<sub>n</sub>: parâmetros de espaçamento da superfície (Sal, Str)

HAL: camada afetada termicamente

MAL: camada afetada mecanicamente

C&T: trincas e inclusões

SR: tensões residuais

Em classificação mais detalhada, Jackson (2010) relata que a superfície obtida pelo processo de retificação é acompanhada da formação de uma camada de material alterada (AML) cujas propriedades se diferem do material-base, podendo atingir espessura de até 100 μm, como ilustrado na Fig. 2.12 (a). O autor ainda estabelece quatro classes de alterações típicas em função dos mecanismos geradores de dano, classificados como: camada afetada quimicamente (LAC), causada pelas reações químicas da superfície que são parte do mecanismo de remoção de material no processo de fabricação pela ação do fluido de corte e atmosfera local; camada afetada mecanicamente (LAM), causada por deformações plásticas, encruamento ou inclusão de partículas; camada afetada por elevadas temperaturas (LAH), causadas por transformação de fase, trincas e transformações metalúrgicas; e a camada afetada por tensão de contato (LAS), causada por tensões residuais resultantes da combinação das forças atuantes do rebolo abrasivo na superfície e da parcela de energia térmica dissipada.

A oxidação da superfície retificada pode ser acompanhada de alterações metalúrgicas abaixo da superfície retificada, como o revenimento excessivo e retêmpera, por exemplo, que por sua vez dependem da temperatura de transformação de fase de cada material e taxa de resfriamento. Na Fig. 2.12 (b) é apresentada a seção transversal do aço SAE 52100 após a retificação. A partir da superfície e adentrando com direção ao centro da peça, à medida que a temperatura do processo aumenta, pode-se observar que há camada oxidada, em seguida camada retemperada (camada branca), na sequência camada de super revenimento (cor preta). É possível observar ainda a presença de trinca, todos considerados como danos térmicos oriundos do processo de retificação, e que devem ser evitados, sob o risco de perda da funcionalidade do componente.

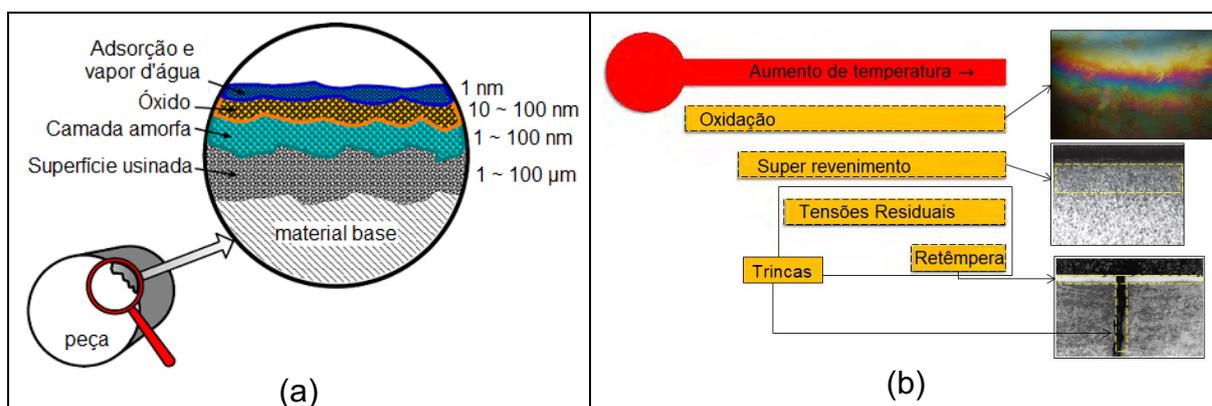


Figura 2.12 - Características da superfície da peça após o processo de retificação: ilustração esquemática proposta por Jackson (2010), principais danos térmicos provenientes da retificação (b) (adaptado: Mackenzie, 2017).

#### 2.4.1 – Desvios Macrogeométricos

Na norma NBR 6409 (ABNT, 1997a) são estabelecidos os princípios gerais para indicação das tolerâncias macrogeométricas, tais como de forma, orientação, posição e batimento, além das definições geométricas apropriadas.

Bianchi *et al.* (2018) citam que os erros geométricos na retificação cilíndrica estão diretamente relacionados às condições de retificação, além de danos térmicos, forças de corte e a efetividade da lubri-refrigeração. Por se tratar de um processo de acabamento, a retificação cilíndrica deve atender ao limite de tolerâncias dimensionais e geométricas especificadas em projeto para que sua aplicação se justifique.

O desvio de circularidade, representado na Fig. 2.13 (a), equivale à distância radial mínima entre as referências, duas circunferências concêntricas, entre as quais contêm o perfil real da peça mensurada. Para que a distância entre os pontos seja mínima, é considerado o maior círculo inscrito à seção transversal da peça e o menor círculo circunscrito (Souza *et al.*, 2011). Entretanto, segundo esses autores, em alguns requisitos de fabricação mecânica os desvios de circularidade não são suficientes para garantir o bom funcionamento do componente avaliado, por se tratar apenas de uma seção. Nestes casos, se faz necessário o uso de tolerâncias de cilindricidade para delimitar os desvios, como ilustrado na Fig. 2.13 (b).

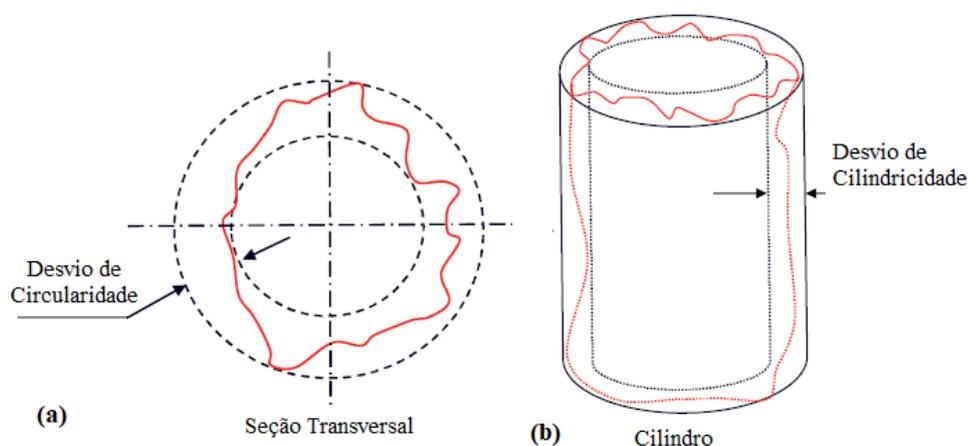


Figura 2.13 – Ilustração esquemática dos desvios macrogeométricos: circularidade (a), cilindricidade (b).

O desvio de cilindricidade é definido como a diferença radial entre dois cilindros imaginários coaxiais entre os quais deve estar localizada a superfície real da peça, medida que não pode ultrapassar a tolerância especificada (ABNT, 1997a).

De Mello *et al.* (2014) citam a importância da análise dos erros geométricos na retificação de mergulho do aço ABNT 4340 endurecido, tendo em vista os requisitos de integridade superficial frente às condições de lubri-refrigeração. Em seu trabalho, os autores citam que a aplicação de fluido convencional proporcionou menores desvios de circularidade, se comparado ao MQL com óleo puro ou com diluição 1:5. Os autores justificam a melhor capacidade de refrigeração e, com isso, maior troca térmica no fluido em abundância, enquanto as técnicas com MQL tenderam ao empastamento do rebolo, mistura de óleo e cavacos que se alojam nos poros do rebolo resultaram em maior distorção geométrica da peça retificada.

#### 2.4.2 – Desvios Microgeométricos – Parâmetros de Rugosidade

Na norma NBR 4288 (ABNT, 2008) são conceituados os desvios de forma microgeométricos típicos de superfícies obtidas por processos de usinagem, como a retificação. Esses desvios são mensurados pelo perfil de rugosidade, derivado do perfil primário, que por sua vez é composto pelas componentes de ondulação e rugosidade, devidamente separados através da aplicação de filtros.

Os parâmetros de rugosidade são comumente utilizados para avaliar a qualidade dos componentes mecânicos após os processos de fabricação, visto que estes parâmetros afetam diretamente as propriedades mecânicas e suas características funcionais de atrito, lubrificação e desgaste (COSTA *et al.*, 2019).

Na retificação, a rugosidade é associada aos fenômenos do processo ou às variáveis de entrada em condições experimentais comparativas, como na publicação de Moraes *et al.* (2019). Nela, os autores avaliaram, dentre outros fatores, a técnica de lubri-refrigeração e seu efeito no mecanismo de remoção de material do aço SAE 52100. Eles relataram que as superfícies com marcas de adesão de cavacos e deformação plástica apresentaram valores de rugosidade  $R_a = 1,7 \mu\text{m}$ , enquanto em condições que predominaram o mecanismo de microsulcamento e microcorte  $R_a$  foi reduzido, com tendência a  $R_a = 1,0 \mu\text{m}$ . Entretanto, a aparência superficial e os parâmetros de rugosidade da peça, por si só, não representam a integridade da superfície, pois alterações metalúrgicas podem ocorrer tanto na superfície quanto abaixo dela.

Na norma NBR ISO 4287 (ABNT, 2002) os parâmetros geométricos são divididos em três grupos que permitem quantificar diversos formatos a partir do perfil de rugosidade. O primeiro abrange os parâmetros de amplitude, que são determinados por alturas (picos, vales ou ambos), enquanto o segundo considera o espaçamento entre irregularidades ao longo do perfil e o terceiro grupo corresponde à combinação entre amplitude e espaçamento, denominado parâmetro híbrido.

O desvio médio aritmético  $R_a$  e o desvio quadrático médio  $R_q$  do perfil estão entre os parâmetros mais utilizados globalmente para caracterizar a rugosidade superficial de peças obtidas por diferentes processos de fabricação (ZIPIN, 1990; SMITH *et al.*, 2002). Entretanto, os autores citam que os parâmetros de amplitude não devem ser tomados de forma isolada e, preferencialmente, devem ser interpretados pelas características de picos, vales e platô do perfil avaliado, pois assim os resultados apresentam uma boa correlação nas propriedades tribológicas de superfícies.

O método pioneiro para caracterizar a topografia superficial e o desempenho tribológico em contatos de mancais foi proposto pela Curva de *Abbott-Firestone* (ABBOT, 1933 *apud* RUZZI *et al.*, 2020). A norma NBR ISO 4287 (ABNT, 2002) a caracteriza como “curva da razão portante”, que representa a razão de material da superfície do perfil em função da altura do pico ( $R_{pk}$ ) ou profundidade do vale ( $R_{vk}$ ) a partir da altura média do núcleo ( $R_k$ ), cujos limites são descritos percentualmente. É ilustrado na Fig. 2.14 um perfil genérico de rugosidade e a Curva de *Abbot-Firestone* correspondente, delimitado à duas fronteiras ( $M_{r1}$  e  $M_{r2}$ ).

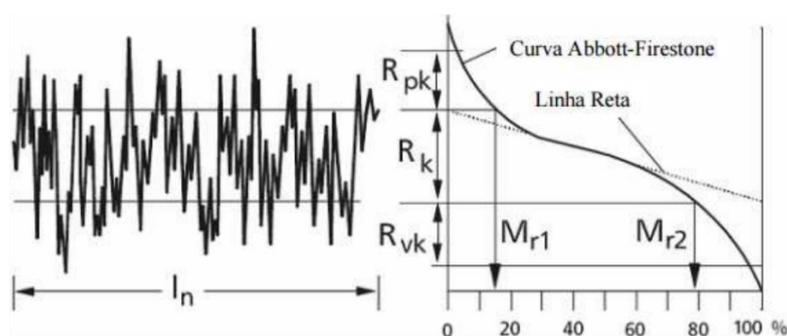


Figura 2.14 - Curva de Abbott-Firestone (Taylor Hobson, 2000)

Bhushan (2000) propõe a avaliação do campo morfológico com a disposição dos parâmetros de amplitude  $R_{sk}$  por  $R_{ku}$  graficamente. No eixo das abscissas,  $R_{sk}$  (*Skewness*) indica a simetria do perfil em relação à linha média, sendo maior proporção de picos para valores positivos ou predominância de vales para valores negativos. O segundo, no eixo das ordenadas,  $R_{ku}$  (*Kurtosis*) é a medida do achatamento ou convexidade da distribuição de picos e vales no perfil da superfície analisada, considerada balanceada para  $R_{ku} = 3$ , muito áspera (picos) para  $R_{ku} > 3$  ou com maior distribuição de platôs para  $R_{ku} < 3$ .

Na Fig. 2.15 (a) são ilustrados dois perfis genéricos de rugosidade, sendo o primeiro com  $R_{sk} > 0$  e distribuição  $R_{ku} > 3$  com asperidades acentuadas, enquanto no inferior um caso hipotético oposto, com platô nos picos. Em seguida, ilustra-se na Fig. 2.15 (b) o campo morfológico característico de diferentes processos de usinagem proposto por BHUSHAN (2000), com destaque para o envelope que abrange a retificação  $R_{sk} \leq 0$  e  $R_{ku} \geq 3$ .

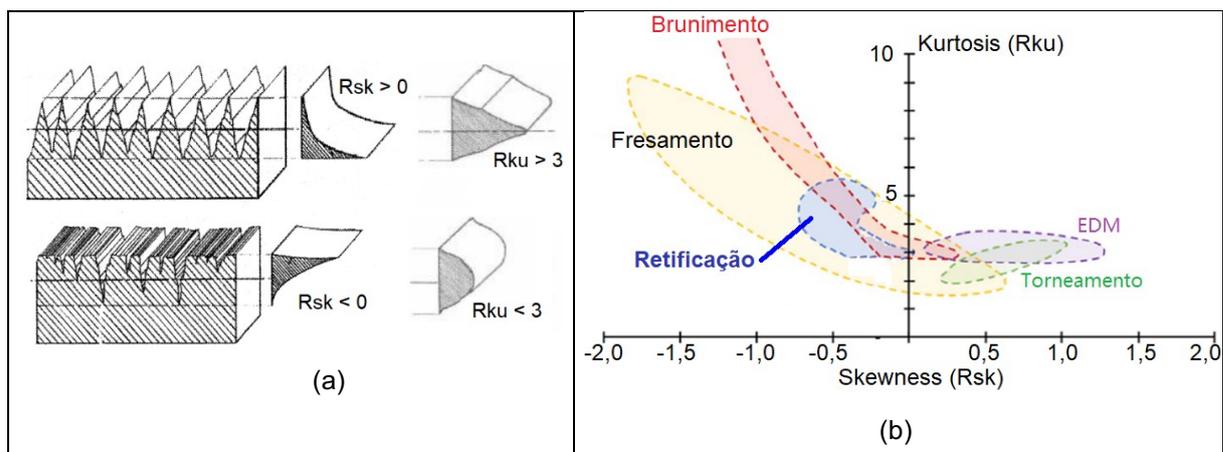


Figura 2.15 - Distribuição de Picos e Vales em um perfil genérico de rugosidade (a), Diagrama Rsk x Rku (b) (adaptado: Smith, 2002; Bhushan, 2000)

#### 2.4.3 – Desvios Dimensionais

Na NBR 6158 (ABNT, 1995) é preconizado um conjunto de princípios, regras e tabelas aplicáveis à tecnologia mecânica com intuito de permitir escolha racional de tolerâncias e ajustes, para fabricação de peças intercambiáveis. Nesta norma tolerância é definida como sendo a diferença algébrica entre a dimensão máxima e a dimensão mínima do valor nominal, ou seja, diferença entre o afastamento superior e o afastamento inferior de uma dimensão especificada.

A tolerância padrão representada pela sigla IT, da terminologia inglesa *International Tolerance*, é acompanhada de um algarismo que varia entre zero e dezesseis (0 e 16) de forma que os graus de tolerância-padrão correspondem ao mesmo nível de precisão para todas as dimensões nominais e dependem da dimensão nominal da peça, onde IT0 significa a tolerância mais estreita e IT16 a mais aberta. Na Tabela 2.6 são apresentados os valores numéricos de graus de tolerância-padrão IT para alguns grupos de dimensões nominais.

Tabela 2.6 - Tolerância-padrão IT para algumas dimensões nominais (ABNT, 1995)

Dimensão Nominal (mm)		Graus de tolerância padrão									
		IT2	IT3	IT4	IT5	IT6	IT7	IT8	IT9	IT10	
Acima de	Até e inclusive	Tolerância ( $\mu\text{m}$ )									
18	30	2,5	4	6	9	13	21	33	52	84	
30	50	2,5	4	7	11	16	25	39	62	100	
50	80	3	5	8	13	19	30	46	74	120	
80	120	4	6	10	15	22	35	54	87	140	

Na publicação de Oliveira *et al.* (2018) foi investigado o efeito das condições de lubri-refrigeração (convencional e MQL) na retificação plana do Inconel 718 com rebolo de SiC e fluido de corte em abundância sobre o controle dimensional da altura da peça. Dentre os principais resultados obtidos por eles, o destaque foi para tolerâncias entre IT5 e IT9 alcançadas, sendo as mais estreitas naquela condição com emprego da lubri-refrigeração MQL, enquanto que a mais aberta mediante a técnica convencional de aplicação de fluido de corte.

No caso da retificação cilíndrica de mergulho, os parâmetros de retificação empregados, bem como as propriedades do rebolo e da peça submetem o par rebolo-peça à deflexão elástica que afeta o controle dimensional das superfícies de revolução obtidas, além de consumir maior energia para a remoção de todo o volume de material pretendido (SAINI, 1990; XUN *et al.*, 1994). Nesse sentido, no trabalho desenvolvido por Da Silva *et al.* (2019), os autores realizaram a simulação e validação mediante experimentos da estabilidade dimensional do aço ABNT 1045 com rebolo Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Sol-Gel. Como resultado, o aumento da velocidade de avanço radial (Vf) demonstrou forte influência sobre o desvio dimensional, demandando maior tempo de centelhamento e, conseqüentemente, maior tempo do ciclo para que a dimensão pretendida fosse alcançada.

#### 2.4.4 – Alterações Subsuperficiais

O termo “queima de retífica” é dado ao fenômeno de oxidação da superfície da peça retificada visível a olho nu ou por ataque químico conforme uma escala de cores (ISO, 2017). Na maioria dos casos apresenta-se com coloração azulada nos aços, e ocorre quando são excedidas temperaturas de 450°C durante a operação (MARINESCU *et al.*, 2004).

Entretanto, segundo Mackenzie (2017), a queima de retífica não está atrelada exclusivamente à alteração do aspecto superficial da peça devido à oxidação, pois o centelhamento (*spark-out*) pode remover a camada oxidada ao fim do ciclo do processo fazendo com que o dano não seja visível a olho nu. Por outro lado, mesmo quando detectados ao fim da cadeia de fabricação, esses danos podem levar ao refugo da peça e conseqüentemente gerar prejuízos.

O processo de retificação pode ocasionar alterações subsuperficiais localizadas quando excedida a temperatura de transformação de fase do material com determinada taxa de resfriamento na interface rebolo-peça (Rowe, 2014). De acordo

com Seidel *et al.* (2018), essas alterações manifestam-se nos aços endurecidos pela formação de uma camada afetada classificada como:

(a) Zona revenida: caracterizada por martensita revenida cuja dureza é menor que a do material-base e com tensão residual predominante de tração. Ela também conhecida na literatura como “camada preta” ou “escura”;

(b) Zona de Retêmpera: caracterizada pela fase de austenita retida, trata-se de uma camada formada a partir da superfície com dureza superior ao material-base, tipicamente acomodada por uma camada de zona revenida. É conhecida pela nomenclatura “camada branca”, do inglês *White Layer (WL)*.

Alterações metalúrgicas devido à retificação do aço SAE 52100 têm sido relatadas ao retificá-lo utilizando rebolo de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Como exemplo das principais pesquisas mais recentes, apresenta-se o trabalho desenvolvido por Madopothula *et al.* (2017), em que os autores estudaram alguns aspectos de integridade superficial após a retificação plana do aço SAE 52100 com dois tipos de rebolo  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (branco e Sol-Gel). Como resultados, eles relataram a formação de camada branca, denotada na Fig. 2.16 (a) por WL, com espessura de até 62  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície nas condições com rebolo Sol-Gel, confirmado pelo aumento abrupto (1050 HV<sub>0,025</sub>) do perfil de microdureza e com decaimento ao material-base (750 HV<sub>0,025</sub>) em 350  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície. Por outro lado, o emprego do rebolo de óxido de alumínio branco na operação, ocasionou a formação de camada com revenimento excessivo, apresentado na Fig. 2.16 (b), em até 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície, manifestado pela redução abrupta (500 HV<sub>0,025</sub>) do perfil de microdureza e com decaimento ao material-base (750 HV<sub>0,025</sub>) em 200  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície.

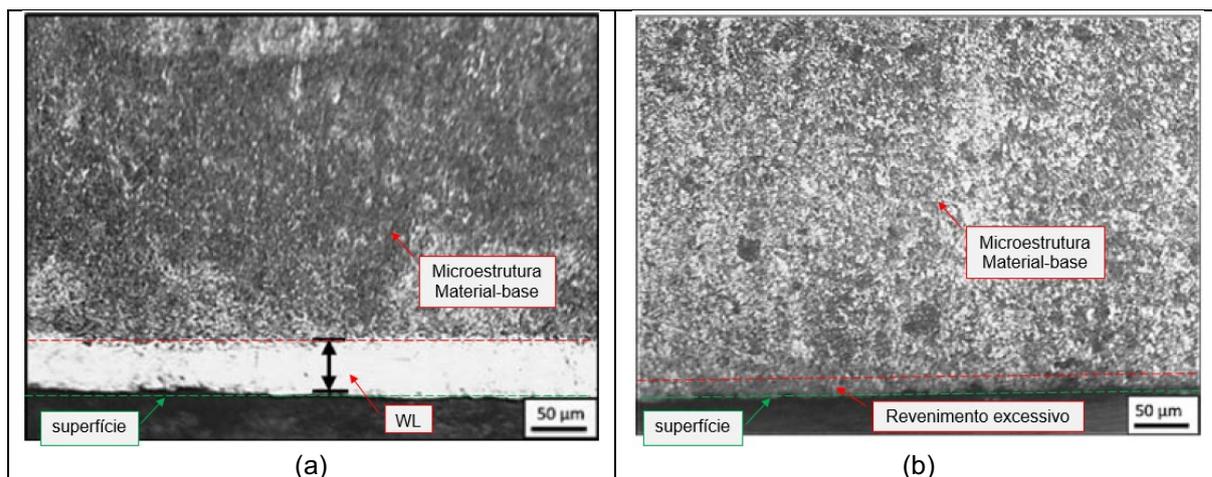


Figura 2.16 - Danos subsuperficiais no SAE 52100 após retificação com rebolo de alumina: camada branca (a), revenimento excessivo (b) (Madopothula *et al.*, 2018).

## 2.5 Técnicas de monitoramento na retificação

He *et al.* (2019) estudaram as técnicas, vantagens e limitações de diferentes métodos para o monitoramento de danos térmicos proveniente da retificação de materiais metálicos, dividindo as técnicas em dois grupos. O primeiro com foco no monitoramento do processo (do Inglês *Beforehand prediction methods*) como aqueles por meio da medição de forças, temperatura e redes neurais, enquanto o segundo grupo, as técnicas de inspeção após a retificação (do Inglês *Post-mortem detection methods*):

(a) O primeiro, formado pelos métodos indiretos, buscam correlações de parâmetros do processo, como força, temperatura e potência, com características da superfície retificada, como rugosidade e microdureza.

(b) No segundo grupo, técnicas de inspeção por métodos diretos foram analisadas, em que são medidas as características físicas, químicas, mecânicas ou eletromagnéticas do material usinado, permitindo inferir qualitativa e quantitativamente a superfície retificada. Além disso, os métodos diretos podem utilizar ensaios não destrutivos ou destrutivos. Ensaios não destrutivos, como ultrassom, partículas magnéticas, correntes parasitas (*Eddy Current*) e ruído de *Barkhausen*, identificam-se e/ou indicam-se descontinuidades físicas ou de propriedades do material da peça. Já nos ensaios destrutivos, como microscopia óptica, metalografia, medição de microdureza de perfis ou superfície e estado de tensões residuais, são utilizados fragmentos ou amostras da peça para mensurar as

propriedades locais e compará-las ao material base. Na Tabela 2.7 são elencados os principais tópicos abordados na publicação destes autores.

Tabela 2.7 - Métodos de detecção de danos na retificação (He *et al.*, 2019)

Método de Detecção		Vantagem	Limitações/Desvantagem
Durante o processo	Forças de Retificação	Confiável	Instrumentação de alto custo por causa do dinamômetro e acessórios; sem normalização.
	Monitoramento de temperatura	Confiável e preditivo	Dificuldade de montagem do termopar na região de contato rebolo/peça, o termopar é destruído durante o processo; método infravermelho não acessa a temperatura na zona de corte; sistêmico.
	Redes Neurais	Não destrutivo	Válido para prever respostas apenas dentro de uma faixa pré-selecionada; Requer grande volume de dados para implantação.
Após o processo	Ataque químico (Nital)	Avaliação rápida e não necessita de microscópio	Destrutivo e passivo ambiental
	Microdureza	Alta sensibilidade; pode detectar alterações em relação à profundidade da camada queimada.	Destrutivo; demanda longo tempo de preparação da peça.
	Metalografia	Sensibilidade	Demanda longo tempo para preparação da amostra; método destrutivo; a detecção depende de ataques químicos.
	Inspeção visual	Rapidez e praticidade; não destrutivo.	Avaliação subjetiva
	Tensão Residual (XRD)	Não destrutivo; Análise abrangente.	Riscos para a saúde do operador; análise camada por camada na peça; limitações para algumas geometrias da amostra.
	Composição Química	Não destrutivo; Boa precisão.	Requer equipamento de elevado custo e complexo.
	Correntes Parasitas ( <i>Eddy Current</i> )	Não destrutivo, baixo custo por peça e resposta instantânea.	Aplicável a materiais condutores elétricos; as propriedades do material podem afetar o sinal ou campo.
	Ruído Magnético De Barkausen	Medição de múltiplos parâmetros.	Elevado custo; Ensaio não normatizado e limitado à espessura de análise.
	Emissão Acústica	Não destrutivo; alta sensibilidade.	Interferência de ruídos, complexidade de tratamento de sinal.

Quanto à classificação dos métodos não destrutivos, Neris (2020) os dividem em três grupos. O primeiro, referente aos ensaios não destrutivos (END), como aqueles realizados em uma peça ou região específica por meio de ensaios que não demandam a extração de material, com intuito de detectar discontinuidades ou medir propriedades, tais como líquido penetrante, ultrassom ou radiografia, ou seja, técnicas em grande parte já padronizadas internacionalmente. O segundo, referente ao monitoramento de condições (CM) diz respeito às técnicas em que são empregados

sensores permanentes ou temporários no componente ou conjunto mecânico em determinada operação, como a emissão acústica, análise de vibração ou termografia. Ademais, outra característica deste grupo é a dependência de algum carregamento ou excitação por parte do processo que o objeto monitorado esteja submetido. Por último, o terceiro grupo trata do monitoramento da integridade estrutural, do inglês *Structural Health Monitoring* - SHM, que compreende a utilização de sensores para análise do equipamento em uso de maneira que os dados coletados são processados e avaliados em tempo real por meio de indicadores de desempenho que fornecem capacidade de inferir acerca do estado e saúde do componente como um todo. Esses dois últimos podem utilizar procedimentos normatizados, como a técnica da emissão acústica regida pela norma ISO 13155 (ISO, 2011). Na Fig. 2.17 são ilustrados os três grupos com exemplos de aplicação.

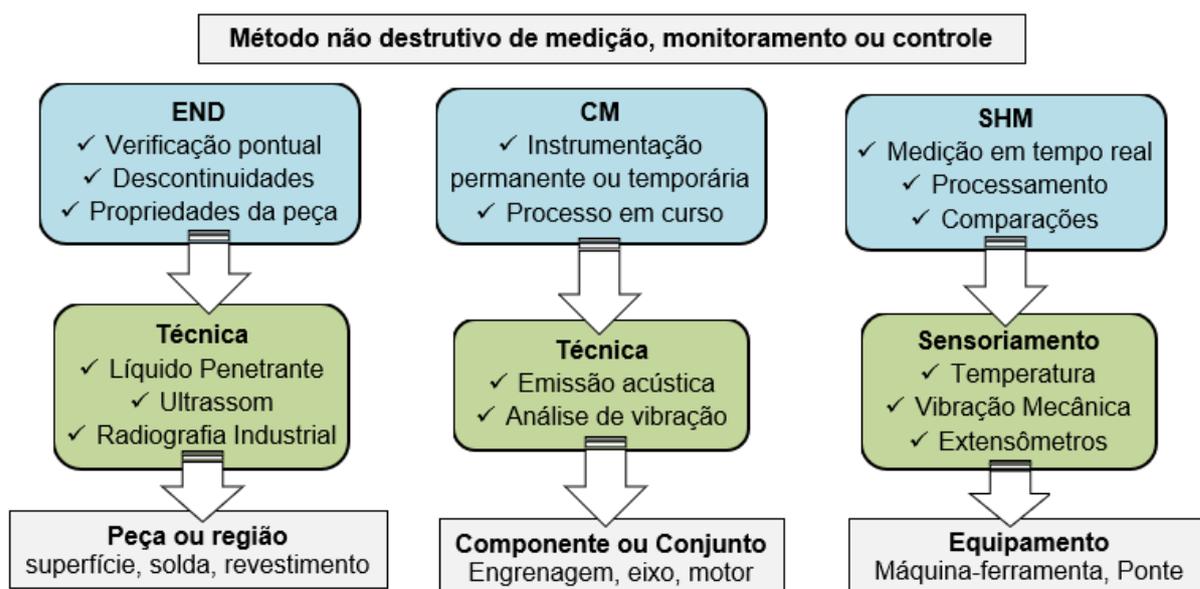


Figura 2.17 - Classificação de métodos não destrutivos por grupos

(adaptado: Neris, 2020)

Várias técnicas de caracterização e monitoramento da integridade superficial do aço rolamento após retificação são encontradas na literatura. Seidel *et al.* (2018) utilizaram a técnica não destrutiva de correntes parasitas para avaliar a queima de retífica provocada em pistas de rolamento retificadas. Por meio da diferença entre o sinal de resposta (parte real e imaginária) da superfície com dano e o sinal padrão definido como aceitável, os autores demonstraram a elevada sensibilidade do método.

Independentemente do método de monitoramento utilizado, deve-se assegurar a confiabilidade da inspeção, considerando que alguns danos possuem pequenas dimensões e que as falsas indicações constroem conclusões equivocadas, ao passo de ponderar o custo e complexidade da técnica (WEGENER *et al.*, 2011).

### 2.5.1 – Monitoramento de grandezas elétricas na retificação

Dentre as variáveis de saída normalmente analisadas nos estudos de retificação de materiais metálicos, destaca-se a medição dos esforços de corte, composto pela força tangencial ( $F_t$ ) e força normal ( $F_n$ ). Diversos autores demonstraram que essa grandeza está associada à ação dos grãos abrasivos do rebolo na remoção de material da peça, energia mecânica dissipada e tipos de danos gerados (HEINZEL e BLEIL, 2007; TAWAKOLI *et al.*, 2010; BORDIN e WEINGAERTNER, 2019).

Como detalhado na seção das grandezas de retificação, os valores da força tangencial ( $F_t$ ) podem ainda serem multiplicados pela velocidade de corte ( $V_s$ ) para cálculo da potência de corte na retificação, expresso em quilowatt (kW), conforme utilizado por Ruzzi *et al.* (2021) na retificação plana da liga Inconel 718.

Entretanto, Rowe (2014) cita que os esforços de corte na retificação são normalmente medidos com auxílio de dinamômetros piezelétricos com elevado custo de aquisição e limitações para aplicação em peças robustas e com geometria complexa, uma vez que o aparato necessita de dispositivos de fixação específicos e pode submeter o processo a instabilidades, o que inviabiliza sua aplicação no monitoramento de processos na indústria.

Como alternativa a essas limitações, a análise da potência de retificação por meio dos parâmetros elétricos da máquina-ferramenta, em específico do motor elétrico responsável pela rotação do rebolo, tem mostrado resultados satisfatórios (TIAN *et al.*, 2017; DE PAIVA *et al.*, 2020).

Na retificação plana do aço rolamento, o estudo de Madopothula *et al.* (2017) observou forte correlação entre os picos de potência elétrica e a espessura de camada branca gerada na peça, visto que o incremento das parcelas de energia específica foi apontado como causa da maior parcela de calor dispendida na peça que, por sua vez, desencadeou a retêmpera da peça em até 56  $\mu\text{m}$  abaixo da sua superfície. Por essa razão, o monitoramento do processo de retificação por meio da potência elétrica pode ser adotado como ferramenta de prevenção e predição de danos na superfície retificada.

Tian *et al.* (2017) desenvolveram um sistema de aquisição de sinais elétricos dedicado ao processo de retificação plana capaz de extrair características do processo de remoção de material por meio de ferramentas analíticas e processamento das grandezas elétricas *in situ*. Além disso, alguns fabricantes do segmento de abrasivos comercializam sistemas de monitoramento customizados ao processo, como a solução Field Instrumentation System (FIS) da Saint-Gobain Abrasives®.

Os valores de corrente elétrica e tensão elétrica são medidos por meio de sensores de efeito *Hall*, por exemplo, e então processados para calcular a potência elétrica durante o processo de retificação. Por sua vez, essa grandeza é função da carga mecânica a qual o motor elétrico é submetido pelo conjugado do eixo acoplado ao rebolo e, conseqüentemente, está relacionada aos esforços de corte atuantes no par rebolo-peça (TÖNSHOFF *et al.*, 2002).

No motor elétrico de indução trifásica, segundo WEG (2019), não há apenas a atuação da componente de potência elétrica ativa, que efetivamente é convertida em trabalho mecânico e calor (perdas), mas também potência reativa, necessária para magnetização, mas que não produz trabalho. No diagrama da Fig. 2.18 (a) são ilustradas as potências elétricas pertinentes ao motor trifásico, onde o vetor (P) representa a potência ativa, em watt [W], enquanto a potência reativa (Q) dada em volt-ampere reativo [VAR], que somadas vetorialmente resultam na potência aparente (S), na unidade volt-ampere. De acordo com Boylested (2010), o fluxo magnético atravessa o rotor entre os dois polos e se fecha através do núcleo do estator, fazendo com que o campo pulsante no rotor tenha intensidade proporcional à corrente elétrica dos enrolamentos. Por ter natureza indutiva, o motor de indução trifásica faz com que a corrente elétrica ( $i(t)$ ), que flui pelo sistema, seja atrasada da tensão ( $V(t)$ ), conforme ilustrado na Fig. 2.18 (b).

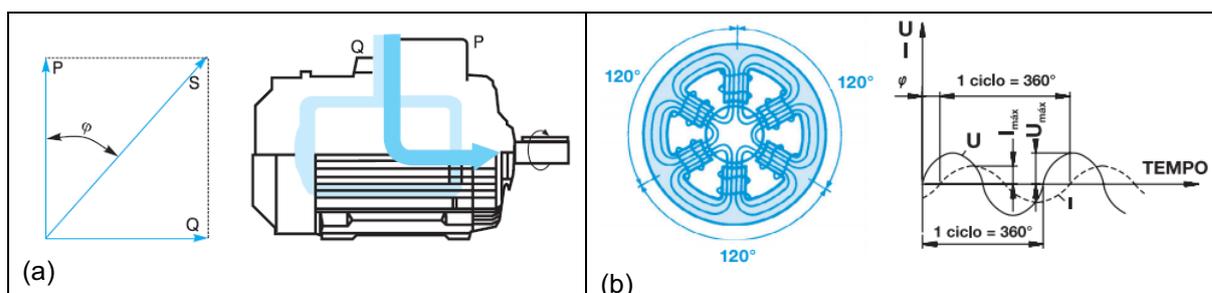


Figura 2.18 - Potências elétricas no motor trifásico de indução (a), princípio de funcionamento (b). (WEG, 2019)

Em um motor trifásico, a potência ativa (P) é a parcela da potência aparente que executa trabalho, obtida a partir da integração numérica do sinal das três fases na faixa experimental, conforme a equação (2.12):

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T [v_a(t) \cdot i_a(t) + v_b(t) \cdot i_b(t) + v_c(t) \cdot i_c(t)] dt \quad (2.12)$$

Em que:

$v_a(t), v_b(t), v_c(t)$  = tensão elétrica das fases (a, b, c) no domínio do tempo [V];

$i_a(t), i_b(t), i_c(t)$  = corrente elétrica das fases (a, b, c) no domínio do tempo [A];

$T$  = período de avaliação do sinal [s];

A potência aparente (S) é a potência demandada à rede elétrica e contabilizada pelas concessionárias de energia. O valor da grandeza é obtido pelo valor eficaz dos respectivos sinais de tensão ( $v(t)$ ) e corrente ( $i(t)$ ) das respectivas fases (a, b, c) no circuito de alimentação do motor do rebolo, conforme a equação (2.13):

$$S = V_{a,rms} \cdot I_{a,rms} + V_{b,rms} \cdot I_{b,rms} + V_{c,rms} \cdot I_{c,rms} \quad (2.13)$$

Em que:

$V_{a,rms}, V_{b,rms}, V_{c,rms}$  = tensão elétrica eficaz de cada fase (a, b, c), em volt [V];

$I_{a,rms}, I_{b,rms}, I_{c,rms}$  = corrente elétrica eficaz de cada fase (a, b, c), em ampere [A];

$T$  = período de avaliação do sinal, em segundos.

Na retificação cilíndrica de mergulho, a potência de retificação é uma função que varia com o tempo, dependente do período de execução do ciclo (ROWE, 2014). Para contribuir com o entendimento, o autor propõe o ciclo ideal, ilustrado na Fig. 2.19, que compreende desde o acionamento do rebolo, avanço em velocidade constante contra a peça em rotação, contato progressivo do par rebolo-peça e percurso até que a penetração de trabalho seja atingida. Após o período de centelhamento de saída (*sparkout*) definido, o rebolo recua e finaliza o ciclo. Logo, a energia elétrica de retificação é extraída da área abaixo da curva do ciclo de retificação, do contato do rebolo até o fim do centelhamento.

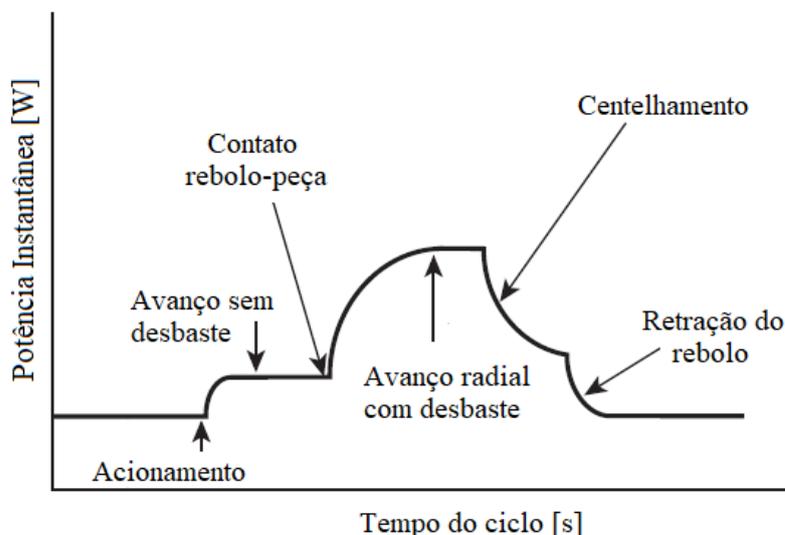


Figura 2.19 - Potência instantânea no ciclo de retificação de mergulho  
(adaptado: Rowe, 2014)

Do ponto de vista econômico em termos de energia elétrica consumida, aumentar a taxa de remoção de material na retificação implica, isoladamente, na redução de custo por volume de material removido. Entretanto, os aspectos de qualidade superficial podem ser comprometidos, como observado por Li *et al.* (2012) por meio do parâmetro de rugosidade  $R_z$ . Na publicação, os autores conduziram ensaios de retificação cilíndrica de mergulho do aço SAE 52100 com rebolo convencional de  $Al_2O_3$  branco e relataram que o valor de rugosidade  $R_z$  tende a se elevar, deteriorando o acabamento da peça quando aumentada a taxa de remoção de material ( $Q$ ), que por consequência reduziu energia elétrica específica (SEC). Com aumento do volume de material específico (denotado pelos autores por  $V'_w$ ), a degradação do acabamento foi ainda maior como ilustrado na Fig. 2.20.

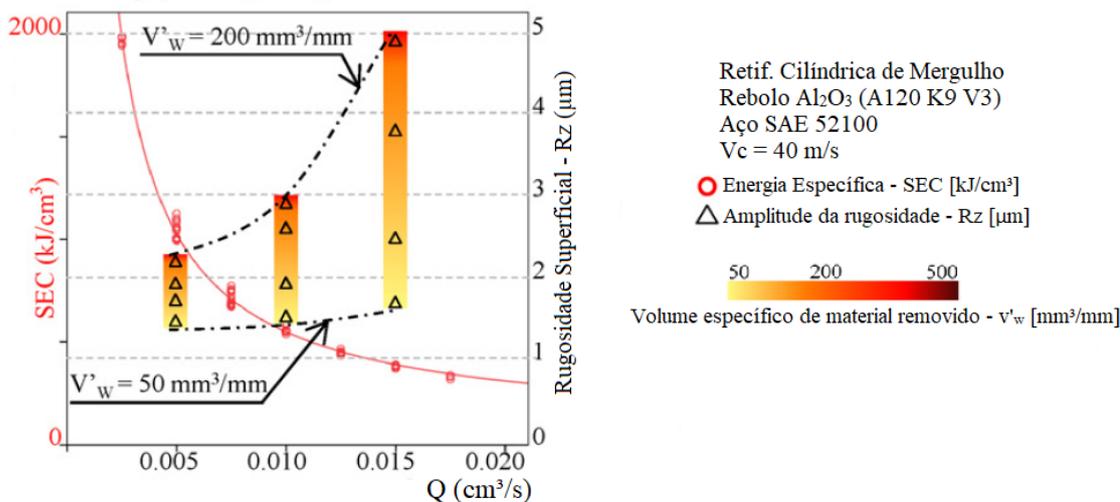


Figura 2.20 - Comportamento da energia elétrica específica e rugosidade Rz com o aumento da taxa de remoção de material (Li *et al.*, 2012)

Por fim, os autores relatam que a avaliação dessa grandeza na retificação quantifica a severidade do processo de maneira análoga àquela obtida pela medição dos esforços de corte, com a vantagem de ser obtida por instrumentação de menor custo relativo.

### 2.5.2 – Técnica da Impedância Eletromecânica (IEM)

A impedância eletromecânica (IEM) tem se destacado como um método indireto de monitoramento da integridade estrutural, mas ainda pouco explorado na retificação. Cavalini *et al.* (2014) descrevem que o método consiste em realizar medições da impedância elétrica do transdutor piezelétrico colado ou embutido na superfície. A partir do cálculo de parâmetros estatísticos, métricas ou índices de danos, quantificam-se as alterações entre os sinais obtidos sequencialmente dentro de uma faixa de frequência, pois a impedância elétrica do transdutor ( $Z_E$ ) é diretamente proporcional à impedância mecânica da estrutura ou peça monitorada ( $Z_S$ ).

De acordo com Freitas (2016), o material piezelétrico mais conhecido é o titanato-zirconato de chumbo (PZT), do inglês *lead-zirconate titanate*, em forma de pastilhas delgadas ou diafragmas (*buzzer*). O efeito piezelétrico consiste na reciprocidade da conversão de energia elétrica e mecânica. Ao ser submetido ao carregamento mecânico unidirecional, a energia mecânica é convertida em energia elétrica (efeito piezelétrico direto), gerando uma força eletromotriz entre os polos. Ao contrário, ao submeter o elemento piezelétrico à passagem de corrente elétrica, a

energia elétrica é convertida em energia mecânica (efeito piezelétrico reverso), provocando o deslocamento das placas.

Segundo Rabelo *et al.* (2017) os transdutores piezelétricos são colados na estrutura a ser monitorada por meio de uma fina camada de adesivo de alta rigidez para assegurar a interação mecânica. Com a passagem de corrente elétrica ( $I_0(\omega)$ ) e sob tensão elétrica ( $V_i(\omega)$ ) provoca-se um deslocamento com velocidade ( $\dot{X}(\omega)$ ) na pastilha de PZT e na interface de sua união com a estrutura, que ao ser excitada em elevada frequência ( $\omega$ ), até 260 kHz, a resposta dinâmica da estrutura representa somente a área local do sensor. Logo, a resposta mecânica da vibração da área onde se encontra a pastilha de PZT é transmitida ao sensor na forma de resposta elétrica (PALOMINO, 2008; MARUO *et al.*, 2016). Ilustra-se na Fig. 2.21 o princípio de funcionamento da impedância eletromecânica com PZT.

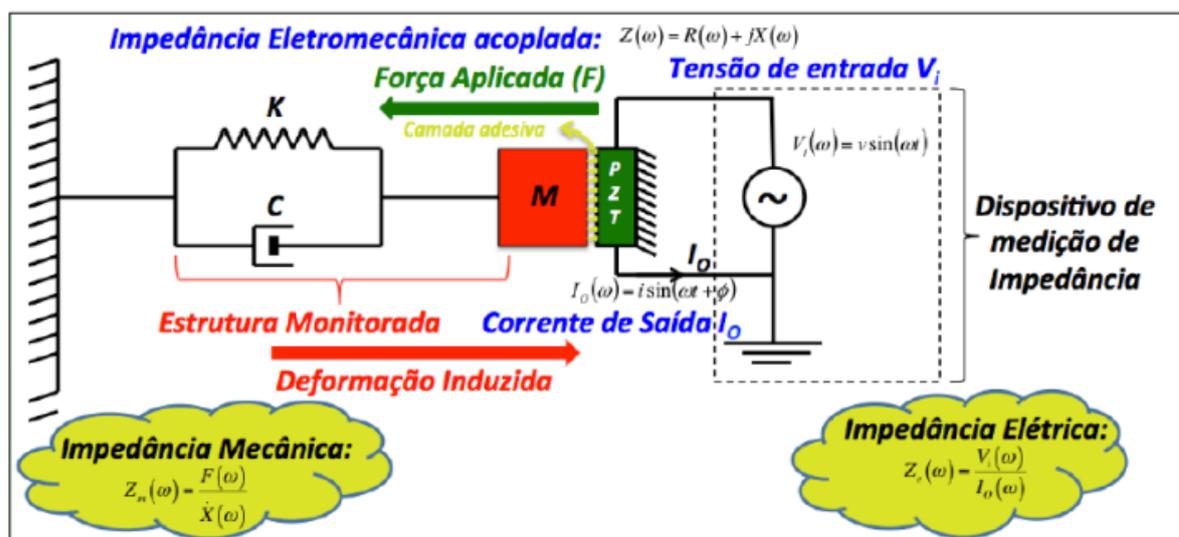


Figura 2.21 - Princípio da impedância eletromecânica IEM com a utilização de PZT (adaptado: Rabelo *et al.*, 2017)

Com isso, quaisquer alterações nas propriedades de rigidez (K), amortecimento (C) ou massa (M) da estrutura mecânica, manifestada principalmente por descontinuidade de propriedades, implicará mudanças na resposta dinâmica, ou seja, no sinal de impedância elétrica ( $Z_E$ ) (BAPTISTA E FILHO, 2010).

Segundo Freitas (2016), a impedância mecânica da estrutura monitorada ( $Z_S$ ) está relacionada à impedância elétrica ( $Z_E$ ) por meio da impedância equivalente

medida nos terminais do diafragma piezelétrico por meio da expressão representada pela equação (2.14):

$$Z_E(\omega) = \frac{1}{j\omega \cdot C_0} \cdot \left\| \left\| \left( \frac{2 \cdot s_{11}^E}{\pi \cdot \emptyset_P \cdot d_{31}} \right)^2 \times \left[ Z_{P2} + \frac{1}{2} \left( Z_{P2} + Z_{B1} + \frac{Z_{B2} \cdot (Z_{B1} + Z_S)}{(Z_{B1} + Z_{B2} + Z_S)} \right) \right] \right\| \right\| \quad (2.14)$$

Em que:

$\omega$  = frequência angular;

$j$  = operador imaginário;

$C_0$  = capacitância estática do diafragma piezelétrico;

$s_{11}^E$  = compressão elástica unidirecional por atuação de campo elétrico constante;

$\emptyset_P$  = diâmetro do elemento piezelétrico;

$d_{31}$  = constante piezelétrica do elemento;

$Z_{P1}$  e  $Z_{P2}$  = impedância complexa do elemento piezelétrico;

$Z_{B1}$  e  $Z_{B2}$  = impedância complexa do disco acoplado ao elemento piezelétrico;

$Z_S$  = impedância mecânica complexa da estrutura.

A Eq. 2.12 denota que impedância ( $Z_{E(\omega)}$ ) é uma função complexa dependente da frequência angular, cuja medição é realizada com o auxílio de um Analisador de Impedância ou Impedancímetro (Cavalini, 2014).

Baptista e Filho (2010) citam que existem diversos equipamentos para essa finalidade são disponíveis no mercado, como o HP4194A e HP4192A do fabricante Hewlett-Packard Company®. No entanto, trata-se de uma instrumentação de elevado custo, não portátil e que demanda treinamento específico para seu manuseio. Em face a estas limitações, os autores desenvolveram uma técnica para medição de impedância utilizando um aparato (*hardware* e *software*) do fabricante National Instruments®. O sinal de excitação *Chirp* ( $x(t)$ ) é imposto ao PZT por meio do canal analógico de saída da placa com tensão definida. Simultaneamente, a resposta ( $y(t)$ ) é adquirida pelo canal de entrada da referida placa conectada ao microcomputador pela porta USB. Por meio da interface com LabView®, o sinal digital adquirido é processado através da Transformada Discreta de Fourier (DFT) para obter a função

transferência ( $H(\omega)$ ) e logo, o sinal de impedância ( $Z_{E(\omega)}$ ). A técnica descrita é ilustrada esquematicamente na Fig. 2.22, utilizado na investigação de danos em superfícies do aço ferramenta N2711 obtidas por retificação plana no estudo de Da Silva *et al.* (2018).

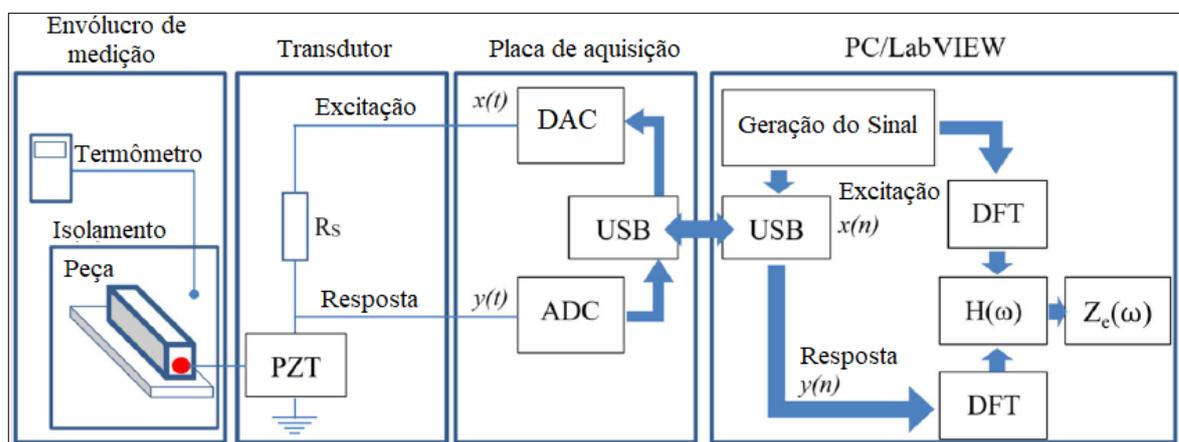


Figura 2.22 - Esquema do sistema de medição de IEM em peças retificadas  
(adaptado de: Da Silva *et al.*, 2018)

A identificação de alterações estruturais ou descontinuidades é realizada por meio de índices de dano, obtidos pela comparação da impedância elétrica do transdutor medida com a estrutura considerada íntegra (condição saudável ou *baseline*), com aquela mensurada após a estrutura ter sido submetida à intempérie, degradação ou ciclo de trabalho que supostamente causou-lhe dano (FINZI NETO *et al.*, 2011).

O índice RMSD, do Inglês *Root-Mean-Square Deviation*, que significa Desvio da Raiz Média Quadrática, é o mais utilizado dentre os trabalhos já publicados, e representa a distância euclidiana entre a amplitude dos pontos amostrados no sinal de referência ( $Z_{E,H}$ ) e aquele após suposta ocorrência de dano ( $Z_{E,D}$ ). Este conceito foi apresentado por Giurgiutiu e Rogers (1998), conforme a expressão dada pela equação (2.15):

$$RMSD = \sum_{k=\omega_1}^{\omega_F} \sqrt{\frac{[Z_{E,D}(k) - Z_{E,H}(k)]^2}{n}} \quad (2.15)$$

Em que:

$Z_{E,H}(k)$  = sinal de impedância da ocasião de referência na frequência  $k$ ;

$Z_{E,D}(k)$  = sinal de impedância da ocasião de dano na frequência  $k$ ;

$\omega_1$  = frequência de avaliação inicial;

$\omega_F$  = frequência de avaliação final.

$n$  = número de amostras do sinal, obtido pela diferença entre  $\omega_1$  e  $\omega_2$ .

Posteriormente, o índice RMSD3 foi introduzido por Park *et al.* (2003). Nele, o denominador é composto pelo quadrado da impedância de referência  $Z_{E,H}(k)$ , em substituição ao número de amostras do sinal da Eq. (2.15), dando origem à equação (2.16):

$$RMSD3 = \sum_{k=\omega_1}^{\omega_F} \sqrt{\frac{[Z_{E,D}(k) - Z_{E,H}(k)]^2}{[Z_{E,H}(k)]^2}} \quad (2.16)$$

Em que:

$Z_{E,H}(k)$  = sinal de impedância da ocasião de referência na frequência  $k$ ;

$Z_{E,D}(k)$  = sinal de impedância da ocasião de dano na frequência  $k$ ;

$\omega_1$  = frequência de avaliação inicial;

$\omega_F$  = frequência de avaliação final.

No entanto, Peairs (2006) cita que pequenas mudanças na temperatura ambiente ou da peça e a própria resistência elétrica dos cabos de conexão do sensor ao analisador de impedância podem afetar o valor das métricas para uma condição experimental idêntica em sinais obtidos ao longo do tempo. Ou seja, ainda que o material ou estrutura não sofra dano, a repetitividade metrológica é afetada por fontes de erro aleatórias. Palomino (2008) demonstrou esse fenômeno por meio de medições de impedância na faixa de 30 a 35 kHz em uma viga de alumínio sem dano com intervalo de 24 horas, instrumentada com pastilhas de PZT. Como ilustrado na Fig. 2.23, nota-se que a distribuição da curva é similar, mas com deslocamento vertical da parte real do sinal na ocasião  $Z_{E,H2}(\omega)$  (curva em azul) em relação ao sinal adquirido um dia antes, esboçado pela função  $Z_{E,H2}(\omega)$  em vermelho.

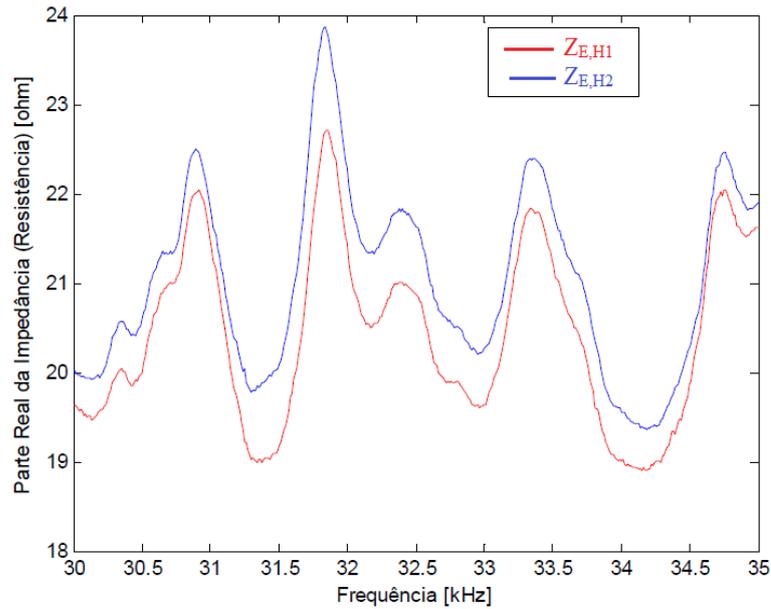


Figura 2.23: Comportamento da parte real do sinal de impedância em duas ocasiões sem danos na faixa de 30 a 35 kHz (Palomino, 2008)

Tendo em vista que as frequentes variações da amplitude do sinal podem gerar falsas indicações de dano ao longo do tempo, Peairs (2006) propôs uma métrica para determinar o sinal de referência (sem danos), por meio da média e desvio padrão amostral de duas ou mais medições nesse estado. O autor cita que, baseado na norma euclidiana dos índices já demonstrados, a média ( $\bar{Z}_{E,H}$ ) e o desvio padrão calculado para cada ponto dos sinais saudáveis obtidos ( $S_{(Z_{E,H}),k}$ ), são inseridos no cálculo do quadrado da diferença do numerador. Palomino (2008) denomina a métrica como RMSD5, sendo obtido por meio da equação 2.17:

$$RMSD5 = \sqrt{\sum_{k=\omega_1}^{\omega_F} \left[ \frac{\left( \frac{\bar{Z}_{E,H}(k) - Z_{E,D}(k)}{S_{(Z_{E,H})(k)}} \right)^2}{n} \right]} \quad (2.17)$$

Em que:

$\bar{Z}_{E,H}(k)$  = média dos sinais de impedância de referência na frequência  $k$ ;

$Z_{E,D}(k)$  = sinal de impedância da ocasião de dano na frequência  $k$ ;

$S_{(Z_{E,H})(k)}$  = desvio padrão entre os pontos do sinal de referência na frequência  $k$ ;

$n$  = número de amostras do sinal, obtido pela diferença entre  $\omega_1$  e  $\omega_2$ .

Por fim, a métrica CCDM, do Inglês *Correlation Coefficient Deviation Metric*, que significa Desvio do Coeficiente de Correlação, foi proposta por GIURGIUTIU e ZAGRAI (2005) *apud* Palomino (2008). Ela é uma medida relacionada ao coeficiente de correlação entre as duas assinaturas, calculada pela Eq. 2.18, composto pela razão entre a covariância do sinal proveniente da ocasião com dano  $Z_{E,D}$  e de referência  $Z_{E,H}$  e o respectivo desvio padrão dos pontos amostrados  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ .

$$CCDM = 1 - \frac{cov[Z_{E,H}(\omega), Z_{E,D}(\omega)]}{\sigma_1 \sigma_2} \quad (2.18)$$

Em que:

$Z_{E,H}(\omega)$  = sinal de impedância da ocasião de referência na faixa de frequência  $\omega$ ;

$Z_{E,D}(\omega)$  = sinal de impedância da ocasião de dano na faixa de frequência  $\omega$ ;

$\sigma_1$  = desvio padrão do sinal  $Z_{E,H}(\omega)$ ;

$\sigma_2$  = desvio padrão do sinal  $Z_{E,D}(\omega)$ .

Nos trabalhos de retificação publicados que utilizaram a técnica de IEM para monitoramento de condições de corte ou detecção de danos em superfícies retificadas, os índices comumente utilizados foram o RMSD3 e CCDM (Marchi, 2015; Da Silva *et al.* 2018; Oliveira Jr. *et al.* 2018; Ferreira *et al.*, 2020). Cabe ressaltar que esses autores denominaram RMSD3 apenas pela sigla RMSD. Entretanto, Palomino (2008) propõe a diferenciação na nomenclatura pelo fato de cada uma delas utilizar manipulações matemáticas distintas, como apresentado.

O trabalho pioneiro na aplicação da técnica IEM para o monitoramento de danos em superfícies retificadas, tendo apenas a rugosidade como parâmetro de avaliação, foi realizado por Marchi (2015) no processo de retificação plana do aço AISI 1020 com rebolo de CBN e diferentes condições de corte. O autor concluiu que o incremento da penetração de trabalho ( $a_e$ ) de 10  $\mu\text{m}$  a 100  $\mu\text{m}$  elevou o parâmetro de rugosidade média  $R_a$  e resultou na queima de retífica em aspecto visual da superfície progressivamente. As assinaturas obtidas pela técnica IEM foram alteradas em cada condição experimental, demonstrando a capacidade da técnica para monitorar a qualidade superficial. Os índices de dano RMSD3 e CCDM na parte real do sinal aumentaram proporcionalmente à penetração de trabalho, entre a faixa de frequência

de 14 kHz a 30 kHz, conforme ilustrado na Fig. 2.24. Entretanto, os autores não apresentaram análises estatísticas de correlação entre as variáveis de saída mensuradas e nem analisaram outros aspectos de parâmetros de integridade de superfície.

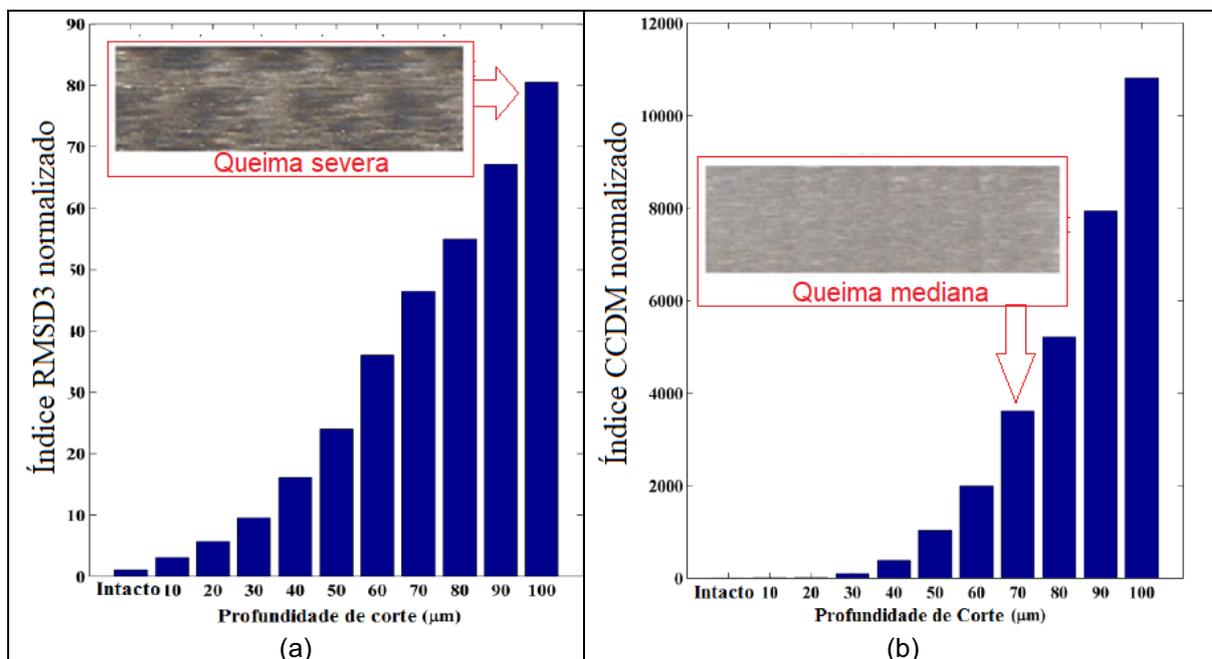


Figura 2.24 - Índices de dano de IEM para peças retificadas: RMSD (a), CCDM (b) (adaptado: Marchi,2015)

Posteriormente, Da Silva *et al.* (2018) investigaram danos superficiais gerados pela retificação plana do aço ABNT N2711 através da aquisição de sinais de IEM para casos de variação da velocidade da peça ( $V_w$ ) e da penetração de trabalho ( $a_e$ ). Como resultado, eles relataram que a rugosidade e a microdureza foram prejudicadas à medida que ( $a_e$ ) foi aumentada, ao passo que ( $V_w$ ) não apresentou influência significativa sobre a rugosidade e microdureza. Já para as medições de IEM, os autores observaram que o índice CCDM calculado para a parte real na banda de frequência de 65 a 75 kHz foi sensível às variações da penetração de trabalho ( $a_e$ ), sugerindo, assim, um potencial indicador para as condições de usinagem e ocorrências de queima de retífica. Cabe ressaltar que os autores não exploraram as medidas de correlação e o ajuste de dados estatisticamente.

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA

Neste capítulo serão apresentados os materiais, especificações dos equipamentos, parâmetros de entrada e saída do processo e os instrumentos de medição utilizados para o desenvolvimento deste trabalho. Os ensaios de retificação cilíndrica, medições de potência elétrica e impedância eletromecânica (IEM) foram conduzidos no Laboratório de Usinagem Convencional (LUC), enquanto que a medição dos desvios dimensionais e microgeométricos foram realizados no Laboratório de Metrologia Dimensional (LMD). As medições de microdureza e análises da microestrutura da camada superficial foram realizadas no Laboratório de Processos de Soldagem (Laprosolda). Todos os laboratórios pertencem à Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia - UFU, Uberlândia - MG.

No fluxograma da Fig. 3.1 é mostrado o esquema adotado para a condução deste trabalho. À esquerda são listados os parâmetros de entrada, no centro o processo de retificação cilíndrica e à direita o resultado do monitoramento das grandezas elétricas do motor do rebolo e as demais variáveis de saída medidas na peça retificada.

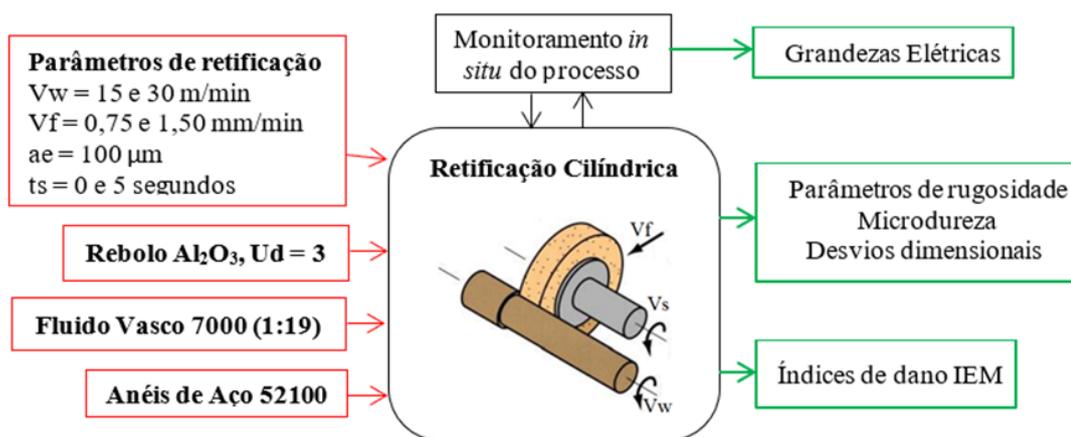


Figura 3.1 - Resumo da metodologia e testes de retificação cilíndrica de mergulho.

#### 3.1 Material das amostras

Foram utilizadas amostras cilíndricas (anéis) de aço SAE 52100 no estado temperado e revenido com dureza de  $60 \pm 2$  HRC, com diâmetro externo de 68 mm,

8 mm de espessura e furo Cone Morse nº 3. Como detalhado na Fig. 3.2, a amostra foi montada ao eixo, fixado entre pontas (detalhes A e B) e a placa de arraste na retificadora.

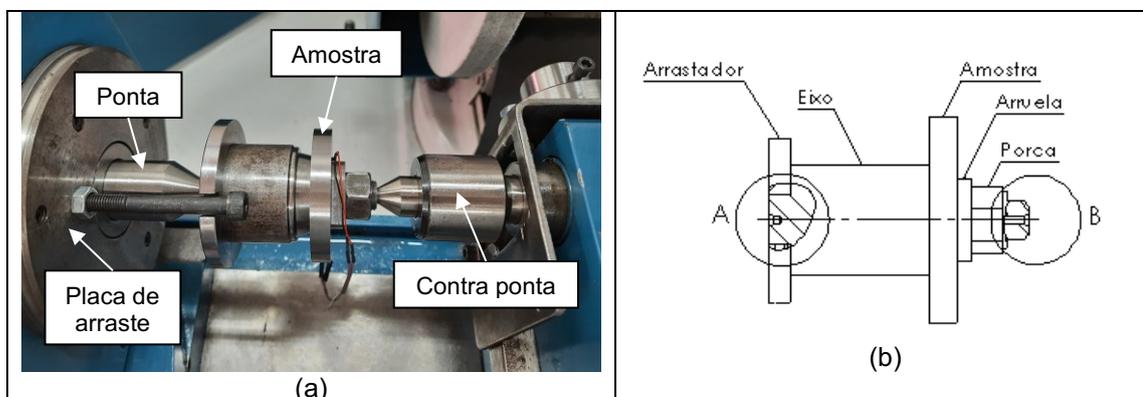


Figura 3.2 - Fixação da amostra na retificadora cilíndrica (a) e montagem (b).

Com o intuito de verificar a microestrutura e composição química das amostras, selecionaram-se três das vinte amostras destinadas aos ensaios. Nelas, foram extraídos corpos-de-prova (CP) com diâmetro de 15 mm com corte a jato d'água abrasivo. A preparação metalográfica dos CP's foi realizada com o lixamento manual com lixas de óxido de alumínio na presença de água, progressivamente com lixas de granulometria *mesh* 80, 120, 220, 320, 600, 800, 1000 e 1200, seguidas do polimento com pasta de alumina com granulometria de 0,1  $\mu\text{m}$ . Para a análise da microestrutura, a amostra foi atacada quimicamente por 30 segundos com reagente composto por 1 g de ácido pícrico, 100 ml de álcool etílico e 5 ml de ácido clorídrico. Logo, a análise metalográfica foi realizada por meio das imagens adquiridas da seção preparada, utilizando-se um Microscópio Ótico Olympus, modelo BX51, alocado no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM – UFU).

Já a verificação de composição química foi realizada por meio de um Sistema de Energia Dispersiva (EDS) acoplado ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da FEMEC-UFU.

### 3.2 Máquina-Ferramenta

Os ensaios de retificação foram realizados em uma retificadora cilíndrica semiautomática do fabricante Ferdimat, modelo UA61, com rotação do rebolo constante igual a 1760 rpm e potência mecânica instalada de 3,5 kW, alocada no

Laboratório de Usinagem Convencional (LUC). O ciclo de retificação cilíndrica de mergulho foi executado com o avanço do rebolo contra a peça pelo eixo transversal, cuja resolução é de 5  $\mu\text{m}$ . Ilustra-se na Fig. 3.3 os principais componentes da retificadora, com destaque para o *set-up* experimental do posicionamento da peça, rebolo e bocal para aplicação do fluido de corte.

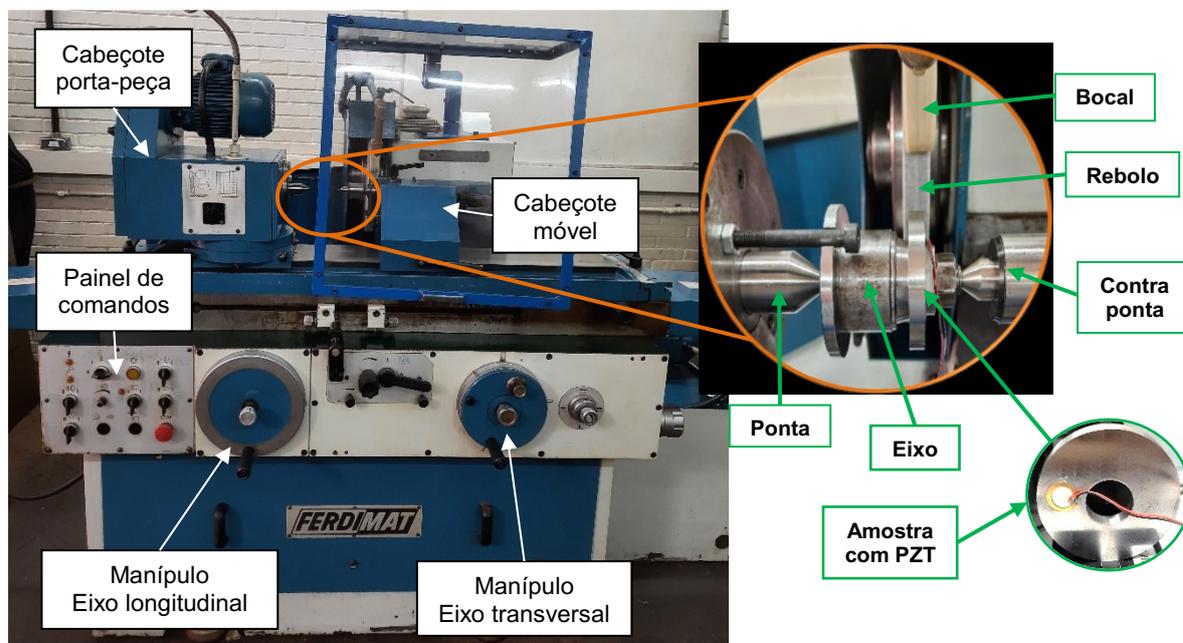


Figura 3.3 - Retificadora cilíndrica Fredimat UA-61 e *set-up* experimental

### 3.3 Rebolo, condicionamento e lubri-refrigeração

Foi utilizado um rebolo de óxido de alumínio branco de granulometria *mesh #46* (especificação AA46K6VK) com diâmetro externo de 350 mm e largura de 25 mm do fabricante Saint Gobain Abrasives®. Conforme ilustrado na Fig. 3.4 (a) pela vista lateral do rebolo, o dressador de ponta única foi montado ao suporte com inclinação de 15° em relação à linha de centro do rebolo. Já o bocal de fluido de corte foi montado com ângulo de 30° em relação à vertical, de maneira a aplicar o fluido de corte entre o rebolo e a peça (posição sobre cabeça).

O rebolo foi dressado antes de cada ensaio com dressador de ponta única, constituído de diamante sintético de 0,5 ct do fabricante Rocast, ilustrado na Fig. 3.4 (b). A largura de dressagem ( $b_d$ ) foi calculada a partir do valor medido para o raio de ponta ( $r_d$ ) do dressador conforme Eq. (2.10), para uma penetração de dressagem ( $a_d$ ) constante de 20  $\mu\text{m}$ . Para isso, o raio de ponta foi medido antes operação de dressagem com o Microscópio SZ61 do fabricante Olympus®. Logo, para

cada valor de ( $b_d$ ) calculado, a velocidade de dressagem ( $v_d$ ) foi ajustada para atingir o grau de recobrimento  $U_d = 3$ . Todas as operações de dressagem foram realizadas com 3 passes com mesma penetração de dressagem ( $a_d = 20 \mu\text{m}$ ).

Foi utilizado como fluido de corte, o óleo semissintético de base estér vegetal Vasco 7000 do fabricante Blaser Swissslube®, com a taxa de diluição em água de 1:19. A verificação da concentração do fluido de corte foi feita com refratômetro manual N1, do fabricante ATAGO, na escala de grau Brix ( $^{\circ}\text{Bx}$ ). Conforme indicação do fabricante do fluido de corte, o fator de refração do Vasco 7000 é de 1,5. Sendo assim, a concentração de 5,3 % equivale a 3,5  $^{\circ}\text{Bx}$ , tendo em vista que a escala Brix é obtida pela razão entre concentração percentual e o fator de refração.

A vazão do fluido de corte foi ajustada para os ensaios em  $7,0 \pm 0,1 \text{ L/min}$ , verificada pela medição do tempo necessário para o enchimento de um recipiente de um litro (proveta) por três vezes. Para aplicação do fluido de corte, utilizou-se o bocal convencional desenvolvido a partir das proporções geométricas propostas por Webster (1995), fabricado por impressão em ABS, conforme detalhado na Fig. 3.4 (c).

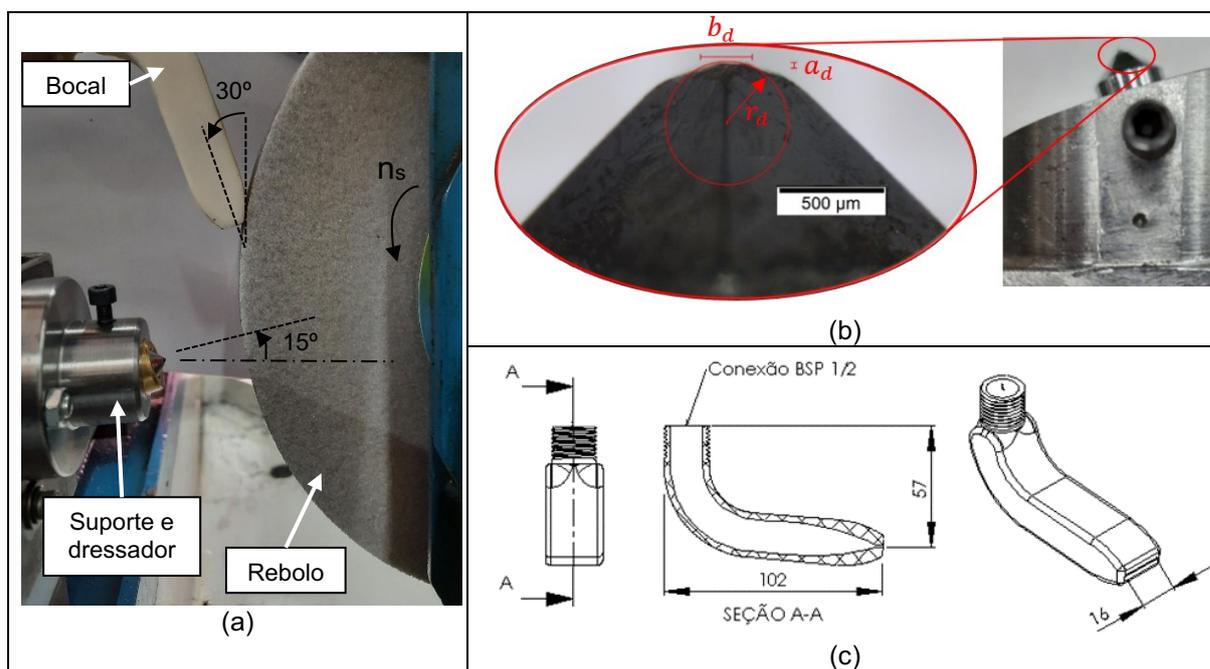


Figura 3.4 - Vista lateral da retificadora (a), detalhe do dressador (b) e do bocal (c).

### 3.4 Planejamento Experimental: Parâmetros de retificação

Com base na pesquisa bibliográfica foram selecionados os principais parâmetros de usinagem empregados na retificação cilíndrica do aço SAE 52100, sobretudo

aqueles que influenciam a qualidade superficial, o controle dimensional e a ocorrência de danos térmicos (PATEL *et al.*, 2018; ARANTES e POLI, 2020; NAPRSTKOVA *et al.*, 2020).

Para a execução dos experimentos, empregou-se a técnica de planejamento de experimentos do tipo fatorial completo (FFD) em dois níveis e três fatores, conforme proposto por Montgomery (2013). Os testes foram executados aleatoriamente e com uma réplica.

Os ensaios foram conduzidos com penetração de trabalho radial ( $a_e$ ) de 100  $\mu\text{m}$ , velocidade de corte ( $V_s$ ) de  $32,0 \pm 0,2$  m/s e profundidade de corte ( $a_p$ ) constante em todos os ensaios, equivalente à largura média das amostras com  $9,0 \pm 0,1$  mm. Os demais parâmetros foram variados em dois níveis cada, sendo identificados no planejamento pelos respectivos fatores: o tempo de centelhamento ( $t_s$ ); a velocidade de mergulho ( $V_f$ ) e a velocidade da peça ( $V_w$ ). Na Tabela 3.1 encontra-se a sequência experimental do planejamento experimental.

Tabela 3.1 - Segunda bateria de ensaios

Condição	Fator A	Fator B	Fator C
	Tempo de centelhamento $t_s$ (s)	Velocidade de Mergulho $V_f$ (mm/min)	Velocidade da peça $V_w$ (m/min)
E1	0	$0,75 \pm 0,07$	$15,0 \pm 0,6$
E2	4	$0,75 \pm 0,07$	$15,0 \pm 0,6$
E3	0	$1,50 \pm 0,07$	$15,0 \pm 0,6$
E4	4	$1,50 \pm 0,07$	$15,0 \pm 0,6$
E5	0	$0,75 \pm 0,07$	$30,0 \pm 0,4$
E6	4	$0,75 \pm 0,07$	$30,0 \pm 0,4$
E7	0	$1,50 \pm 0,07$	$30,0 \pm 0,4$
E8	4	$1,50 \pm 0,07$	$30,0 \pm 0,4$

Com a execução dos ensaios, as variáveis de saída foram avaliadas quanto aos efeitos principais e sinérgicos, tanto no gráfico de Pareto quanto pela análise estatística de variância (ANOVA), adotando-se o intervalo de confiança de 95 % e teste p-valor de 5 %. Para isso, utilizou-se o *software* Statistica versão 12 do desenvolvedor StatSoft®.

### 3.5 Variáveis de saída

#### 3.5.1 – Parâmetros de rugosidade

O procedimento de medição foi realizado em uma mesa de desempenho no Laboratório de Metrologia. A peça foi montada ao eixo de apoio e fixada ao bloco

prismático para padronizar o posicionamento da amostra, conforme ilustrado na Fig. 3.5.

O comprimento de onda selecionado no filtro (*cut-off*) foi de 0,8 mm e o comprimento de avaliação de 4,0 mm foi selecionado conforme indicação da norma ISO 16610. Previamente, verificou-se a indicação de rugosidade do sistema de medição por meio da medição do parâmetro de rugosidade  $R_a$  do bloco-padrão do fabricante, resultando em três medições com  $R_a = 3,10 \mu\text{m}$  em conformidade ao declarado.

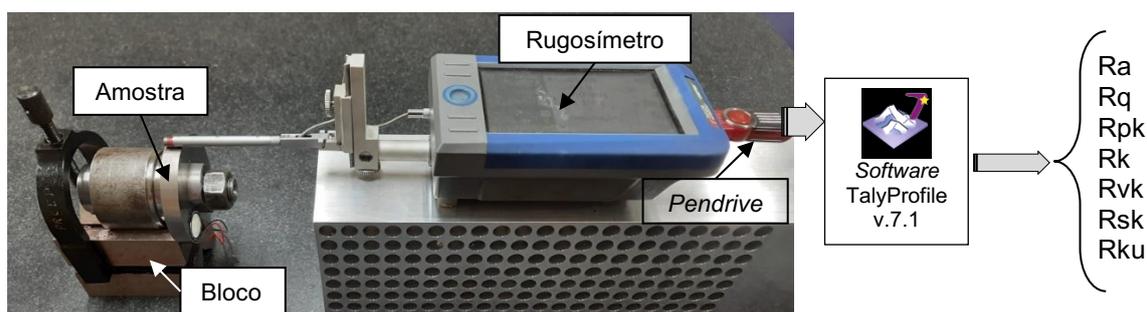


Figura 3.5 - Medição do perfil de rugosidade das amostras.

Para obtenção dos parâmetros de rugosidade da superfície, utilizou-se um Rugosímetro portátil Surtronic S100 (SN nº 010720) do fabricante Taylor Hobson®, de resolução  $0,01 \mu\text{m}$ , raio de ponta do apalpador igual a  $2 \mu\text{m}$ . O perfil obtido em cada medição foi armazenado em um dispositivo móvel de armazenamento de dados (*pendrive*) via USB e processado pelo *software* TalyProfile® Lite 7.1, fornecido pelo mesmo fabricante.

Foram realizadas quatro medições de rugosidade a cada  $90^\circ$  do perímetro retificado, perpendiculares à direção de avanço do rebolo. Avaliaram-se os parâmetros de rugosidade  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_{pk}$ ,  $R_k$ ,  $R_{vk}$ ,  $R_{sk}$  e  $R_{ku}$ , definidos pela norma NBR 4287 (ABNT, 2002), sendo verificada a normalidade de distribuição dos dados para a expressão do resultado.

### 3.5.2 – Desvios dimensionais

As medições do diâmetro externo das amostras foram realizadas no Laboratório de Metrologia do Instituto Federal de Goiás (IFG Goiânia) sob temperatura ambiente de  $22 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ . Cada amostra (k) foi medida em cinco diferentes pontos. Para isso, foi utilizado um micrômetro para dimensões externas com faixa nominal de 50 a 75 mm

e resolução de 0,001 mm, do fabricante Mitutoyo®, fixado em um suporte conforme ilustrado na Fig. 3.6 (a).

Com intuito de verificar a distribuição do erro associado à medição neste instrumento, foi realizada a comparação entre a indicação do instrumento e a dimensão declarada de blocos-padrão ao longo da faixa de medição. Este procedimento, indicado na norma NBR 3611 (ABNT, 1997b), define como aceitável o caso em que a dispersão dos valores medidos (2.s) esteja contida no erro máximo  $F_{máx}$ , estabelecido em 5  $\mu\text{m}$  para esta faixa de medição. Ilustra-se graficamente na Fig. 3.6 (b) o resultado deste procedimento, sendo o erro médio (E) e os desvios ( $\pm 2.s$ ), expressos em duas vezes o desvio padrão amostral para 95 % de confiabilidade.

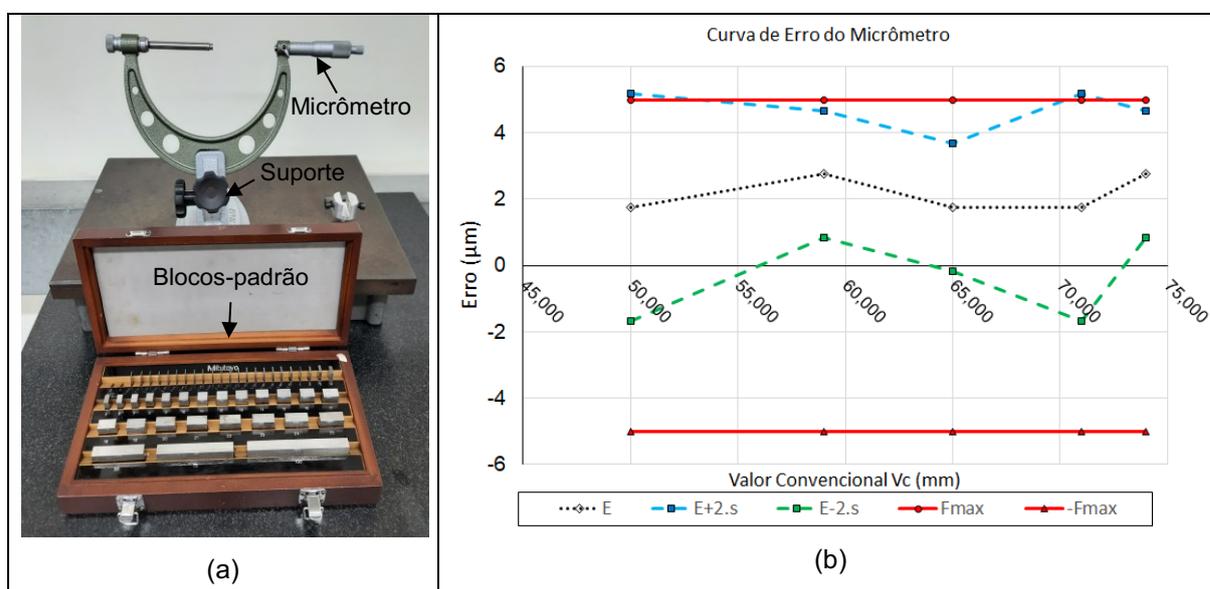


Figura 3.6 - Micrômetro para externos: aparato de verificação (a) e curva de erro (b).

Para realizar o cálculo dos desvios dimensionais das amostras retificadas, foi realizada a medição do diâmetro externo antes e após os ensaios de retificação. Na Fig. 3.7, o procedimento é ilustrado pelo fluxograma de trabalho adotado para esta variável. Logo, foram obtidos como resultado:

(a) Diferença dimensional –  $\Delta D$  [ $\mu\text{m}$ ]: obtida pelo módulo da diferença entre a dimensão média do diâmetro externo antes da retificação ( $\overline{D_{l,k}}$ ) e o diâmetro médio após a retificação. Ele representa a quantidade linear (diâmetro) de material removido da peça após a retificação;

(b) Desvio dimensional –  $d_D$  [ $\mu\text{m}$ ]: diferença algébrica entre o diâmetro nominal que seria obtido com a penetração de trabalho teórica ( $a_e$ ) estabelecida e o diâmetro real atingido após o processo.

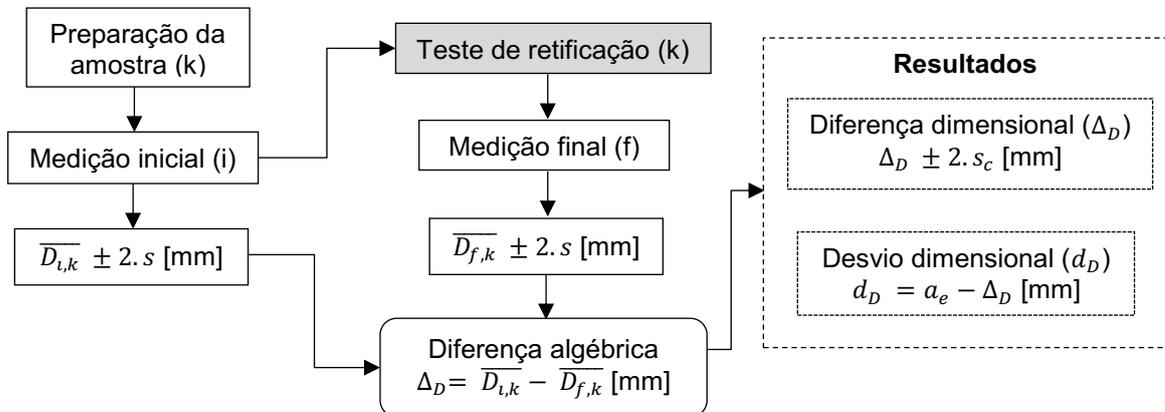


Figura 3.7 – Fluxograma para obtenção dos desvios dimensionais da peça a partir das medições

Portanto, a diferença dimensional ( $\Delta_D$ ) é obtida pela diferença algébrica do valor médio das medições iniciais e finais de cada amostra. Pelo Princípio da Superposição, citado por Barros Neto *et al.* (2010), a diferença das médias é igual à média das diferenças, o que permite a expressão do resultado ( $\Delta_D$ ) pela diferença algébrica entre os valores obtidos nas duas ocasiões. Entretanto, no caso da medida de dispersão pelo desvio-padrão amostral ( $s$ ), esse princípio não se aplica, sendo necessário adotar a medida de dispersão denominada pelos autores como Estimativa Conjunta de Desvio ( $s_c$ ), conforme a expressão dada pela equação (3.1):

$$s_c = \sqrt{\frac{v_i \cdot s_i^2 + v_f \cdot s_f^2}{v_i + v_f}} \quad (3.1)$$

Em que:

$v_i$  e  $v_f$  = graus de liberdade do conjunto de dados inicial e final, respectivamente;

$s_i$  e  $s_f$  = desvio-padrão do conjunto de dados inicial e final, respectivamente.

Com o desvio dimensional calculado  $d_D$  [ $\mu\text{m}$ ], comparou-se à Tolerância de Trabalho (IT) para o diâmetro nominal de 68 mm, disponível na norma NBR ISO 6158 (ABNT, 1995). A classe de tolerância atingida em cada condição de retificação foi estabelecida pelo critério:  $IT \geq d_D$ .

### 3.5.3 – Perfil de microdureza

A microdureza das amostras de aço SAE 52100 foi medida pela face do anel, ou seja, a seção transversal da superfície retificada. Conforme ilustrado na Fig. 3.8 (a), realizaram-se as medições em três regiões da seção (M1, M2 e M3), sendo realizadas 8 identações a partir da superfície por região, espaçadas em 30  $\mu\text{m}$  na vertical e 50  $\mu\text{m}$  na horizontal (Fig. 3.8 (b)), para obter o perfil de microdureza até 240  $\mu\text{m}$  de profundidade.

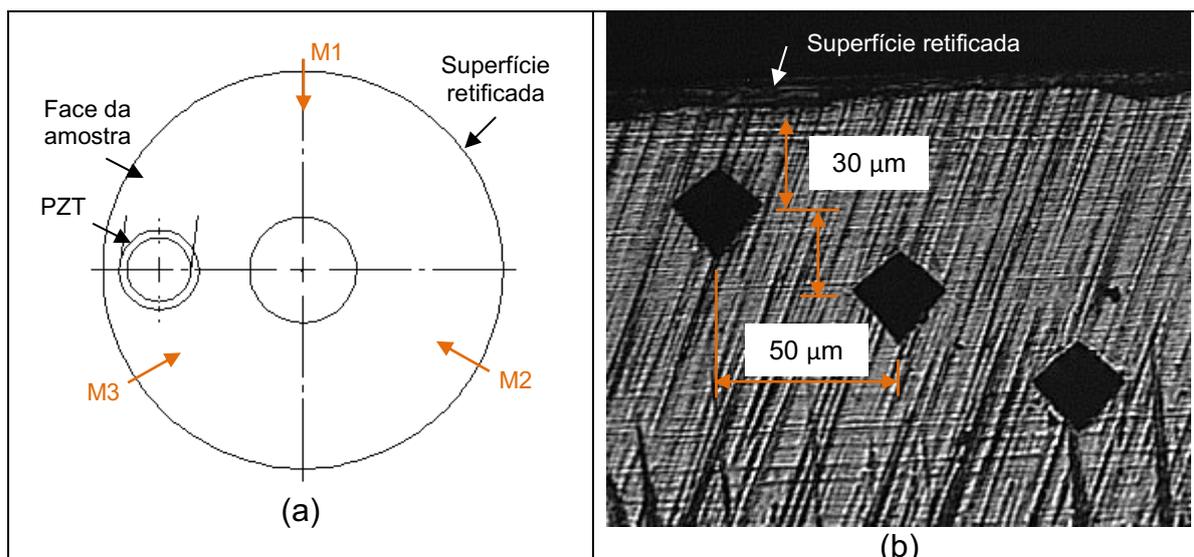


Figura 3.8 – Esquema dos pontos de partida de medição do perfil de microdureza das amostras (a) e distanciamento entre as identações a partir da superfície (b)

As faces dos anéis foram preparadas pelo lixamento progressivo com lixas de granulometria *mesh* 80, 120, 220, 320, 600. Antes dos ensaios de retificação, realizou-se três medições em cada amostra no núcleo de todas as amostras, sendo que a média dos valores foi de  $754,0 \pm 12,5$  HV.

Utilizou-se um microdurômetro do fabricante SHIMADZU, modelo HMV-2, com indentador Vickers (ponta piramidal com ângulo de  $136^\circ$ ) no Laboratório de Processos de Soldagem (LAPROSOLDA-UFU). Foi empregada uma carga de 490,3 mN (HV0,05) e tempo de aplicação de 15 segundos, certificando-se que a distância entre as identações foi maior que duas vezes e meia o comprimento da diagonal na primeira identação, conforme o critério da norma ASTM E384.

### 3.5.4 – Grandezas elétricas do processo

Para aquisição da potência elétrica durante a retificação foi utilizado o sistema de aquisição de potência elétrica trifásica concebido com base na instrumentação

desenvolvida por Rosa (2013). Esse sistema de medição, denominado SAS+, consiste em sensores de tensão (ST1, ST2 e ST3) e corrente (SC1, SC2, SC3) do tipo Hall, dos modelos LV25-P e LA50-P e faixa nominal de medição de 500 V e 50 A, respectivamente. É ilustrado na Fig. 3.9 o esquema de montagem, aquisição e tratamento dos dados, sendo os sensores de corrente inseridos em série à linha de alimentação do motor elétrico do cabeçote do rebolo, e os sensores de tensão em paralelo às fases (L1, L2, L3) e o neutro (N).

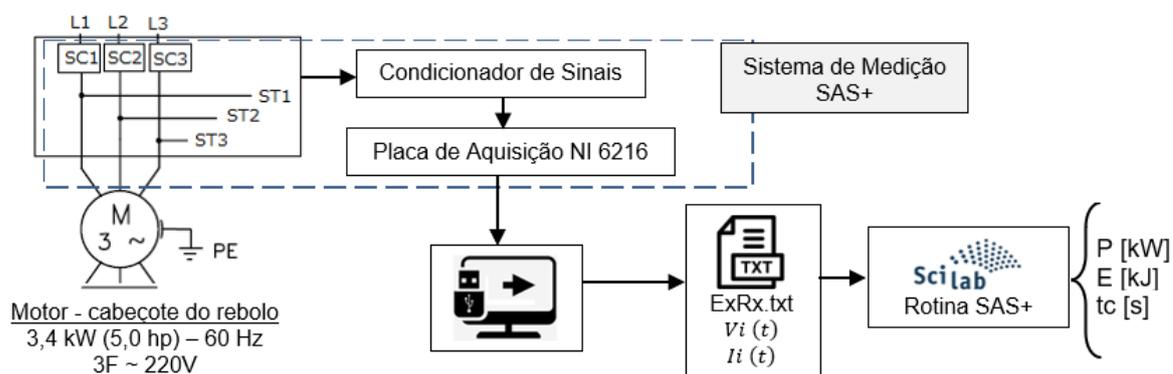


Figura 3.9 – Esquema com detalhes do sistema de aquisição e processamento das grandezas elétricas.

Os sinais obtidos pelo módulo de tensão e corrente, Fig. 3.10 (a), foram adquiridos à taxa de mil amostras por segundo (1 kS/s) em cada canal, atendendo ao critério de Nyquist. Foi utilizada uma placa National Instruments® modelo NI-USB-6216 pela interface USB no microcomputador e o *software* LabView. Cada ensaio realizado gerou um arquivo denominado “ExRy” em formato de texto (txt) contendo os sinais de tensão e corrente no domínio do tempo, tal que o sufixo “x” refere-se ao número do ensaio e “y” o número da réplica.

O arquivo de dados obtido em cada ensaio foi processado em uma rotina desenvolvida no *software* livre Scilab para obtenção das grandezas elétricas, conforme a metodologia da norma IEEE 1459 (IEEE, 2010). Na ausência de distorções harmônicas no sistema relacionada à Potência Ativa não fundamental ( $P_H$ ), a Potência Ativa ( $P$ ) é igual à Potência Ativa fundamental ( $P_{60\text{Hz}}$ ), que exclusivamente executa trabalho, obtida a partir da integração numérica do sinal das três fases na faixa experimental, conforme a equação (2.2):

$$P = P_{60\text{ Hz}} + P_H = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N v_{ai} \cdot i_{ai} + v_{bi} \cdot i_{bi} + v_{ci} \cdot i_{ci} \quad (3.2)$$

Em que:

$P$  = a potência ativa composta pela parcela fundamental  $P_{60\text{ Hz}}$ , do fluxo originando no sistema de suprimento de 60 Hz com destino à carga e a potência ativa não fundamental  $P_H$  de cargas não lineares com uma ou mais harmônicas de frequências especificadas;

$v_{ai}, v_{bi}, v_{ci}$  e  $i_{ai}, i_{bi}, i_{ci}$  = sinais tensão e corrente elétrica nas respectivas fases, oriundos da janela de avaliação do ciclo de retificação, selecionada pelo usuário, composto por  $N$  amostras.

Logo, a Energia Elétrica ( $E$ ) no período composto pelo número de amostras ( $N$ ) é calculada pelo produto da potência ativa (Eq. 3.2) no intervalo no período de tempo do ciclo de retificação ( $t_c$ ), em segundo, conforme a equação (3.3).

$$E = \left( \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N v_{ai} \cdot i_{ai} + v_{bi} \cdot i_{bi} + v_{ci} \cdot i_{ci} \right) \cdot t_c \quad (3.3)$$

Ilustra-se na Fig. 3.10 (b) um ciclo teórico do processo de retificação de mergulho, extraído-se a potência ativa no ciclo retificação ( $P$  – [kW]), em vazio ( $P_v$  – [kW]), a potência de pico ( $P_p$  – [kW]) e energia elétrica gasta no ciclo ( $E$  - [kJ]) na janela de tempo do ciclo de mergulho ( $t_c$ ) selecionada pelo usuário.

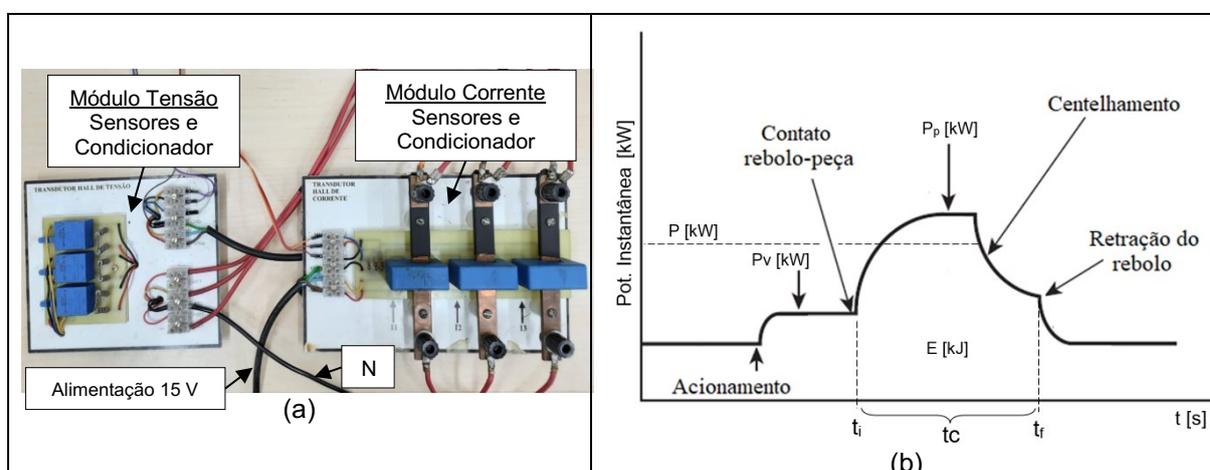


Figura 3.10 - Sistema SAS+: sensores (a), grandezas elétricas durante o ciclo de retificação cilíndrica (b).

Neste trabalho, invés de medir a força tangencial ( $F_t$ ) que normalmente é utilizada para o cálculo da energia específica de corte ( $e_c$ ), foi medida a energia elétrica consumida ( $E_e$ ) durante cada ensaio de retificação, conforme proposto por Li *et al.* (2012) quem investigaram a relação entre energia elétrica consumida e alguns parâmetros de corte na retificação de aço rolamento com diferentes materiais de rebolo. No trabalho desses autores, foi proposta a Eq. (3.4) que é a razão entre a energia elétrica do ciclo de retificação ( $E$ ) e o volume de material removido ( $V_{MR}$ ), calculado a partir da diferença entre as dimensões antes e após usinagem.

$$Ee = \frac{E}{V_{MR}} = \frac{E}{\frac{\pi}{4} \cdot (D_i^2 - D_f^2) \cdot ap} \quad (3.4)$$

Em que:

$E$  = energia elétrica do ciclo de mergulho;

$V_{MR}$  = o volume de material removido pelo processo, a diferença entre o volume da peça antes e após a retificação, respectivamente obtidos pela dimensão média do diâmetro ( $D_i$ ) e ( $D_f$ ), além da largura da peça ( $ap$ ), idêntica em todas as amostras.

### 3.5.5 – Sinais de impedância eletromecânica (IEM) e métricas de dano

Para medição dos sinais de impedância eletromecânica (IEM), utilizou-se o sistema de medição proposto por Baptista e Filho (2010), aplicado à metodologia de Da Silva *et al.* (2018) como ferramenta para monitoramento de danos provocados na retificação plana do aço ferramenta N2711. Conforme ilustrado na Fig. 2.22, o sistema inicia-se no elemento piezolétrico (PZT), aderido à face da peça, que permuta simultaneamente os sinais de excitação e resposta aos canais da placa de aquisição. Por meio da interface criada no LabView®, os sinais de excitação e resposta são manipulados por ferramentas matemáticas no domínio tempo-frequência com a Transformada Rápida de Fourier (FFT) e o sinal de impedância ( $Z_e(\omega)$ ) é armazenado no microcomputador.

Para aquisição dos sinais de IEM utilizou-se a placa de aquisição da National Instruments®, modelo NI-6216, sincronizada à interface LabView DAQmx®. Por meio da rotina desenvolvida, configurou-se a excitação por sinal *chirp* em 1 V de amplitude na faixa de frequência de 0 a 135 kHz e frequência de amostragem de 400 kS/s, satisfazendo-se o critério de Nyquist.

Em cada amostra, um diafragma piezoelétrico (PZT) modelo 7BB-15-6 do fabricante Murata®, foi colado à face do anel por adesivo instantâneo à base de etilcianocrilato, TekBond® 721. Em seguida, foi aplicada uma camada de silicone em torno do diafragma com o intuito de garantir o isolamento do contato direto com fluido de corte do processo de retificação. A cura do adesivo e silicone foi obtida após 24 horas, sendo realizada a primeira medição de IEM, além de duas réplicas em intervalo de 4 horas. A cada medição, a peça foi acomodada sobre a mesa de desempenho e apoiada por uma bolsa de ar, cuja impedância mecânica tende a zero.

Ilustra-se na Fig. 3.11 (a) o aparato do sistema de medição e, na Fig. 3.11 (b), o esquema de ligação elétrica dos terminais entre o PZT, circuito auxiliar e placa de aquisição.

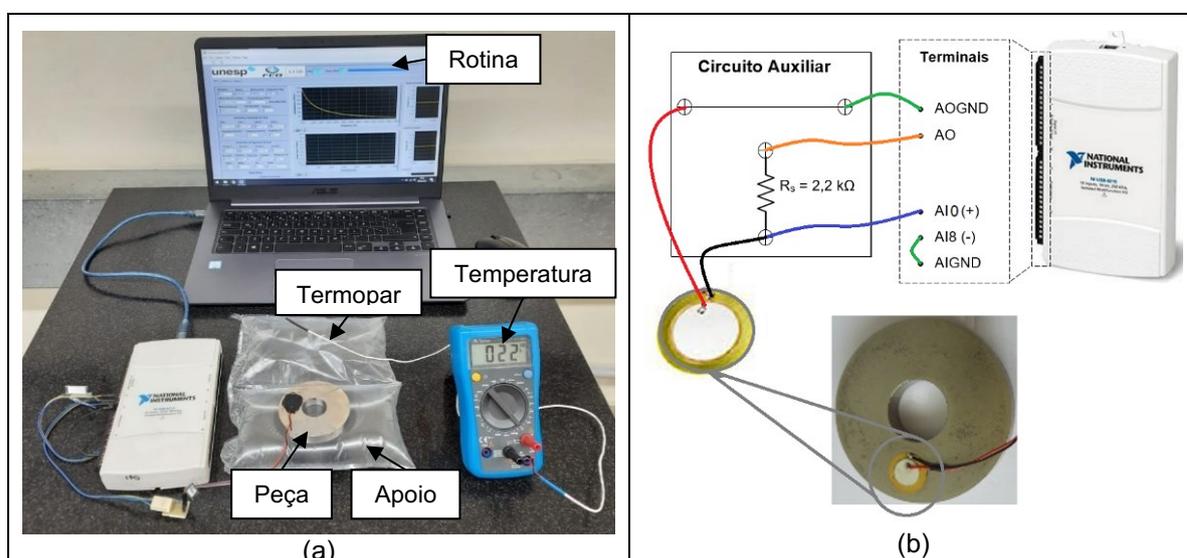


Figura 3.11 - Aparato experimental para medição da IEM (a), detalhe das conexões elétricas do PZT (b).

Para monitoramento da temperatura ambiente do laboratório, foi utilizado um termopar tipo k e um multímetro digital Minipa ET 1100, com faixa nominal de  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$  a  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$  e resolução de  $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ . As medições de IEM foram conduzidas após 30 minutos de estabilização da temperatura ambiente à  $22,0 \pm 2,0\text{ }^{\circ}\text{C}$ , caracterizando o equilíbrio térmico entre o ambiente, a peça e o sistema de medição.

Após cada teste de retificação o procedimento foi repetido, sendo denominado IEM Pós-Retificação. Em ambos os casos, os índices de dano foram calculados dentro do espectro de frequências de 0 a 135 kHz, discretizado em intervalos de 5 kHz totalizando 27 bandas de frequência.

É ilustrado na Fig. 3.12 o fluxograma da metodologia aplicada para obtenção dos sinais de IEM. Inicialmente, o funcionamento de cada PZT foi verificado antes de ser aderido à peça para atestar seu funcionamento. Executou-se a medição de impedância em cada PZT livre, quando a impedância mecânica corresponde apenas ao disco fino de latão do diafragma, ou seja, tende a zero.

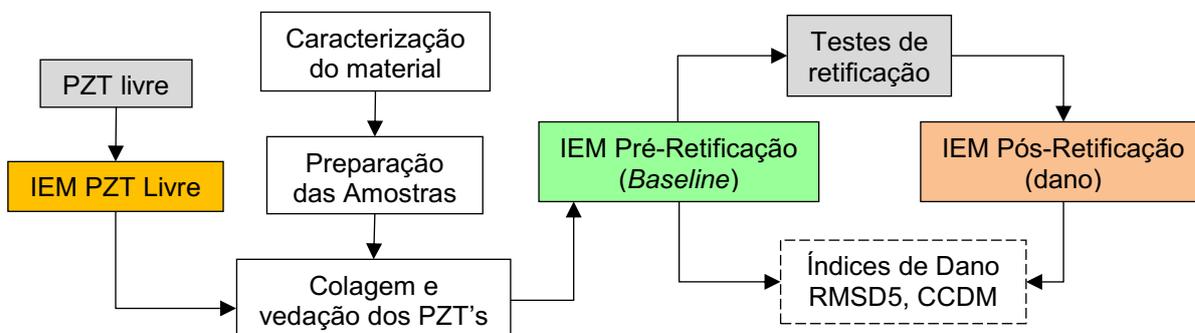


Figura 3.12 - Sequência de obtenção dos sinais de IEM

Tanto as assinaturas do PZT livre como do conjunto (PZT+peça) foram submetidas ao teste de sensibilidade ao dano em cada uma das 27 bandas de 5 kHz de frequência, valendo-se também ao teste de hipóteses. Foi utilizado o método proposto por Baptista e Filho (2010) para avaliar a diferença percentual dos sinais de impedância na condição pré-retificação e pós-retificação, conforme a equação (3.4):

$$\eta = 100. \frac{||Z_{E,D}| - |Z_{E,H}||}{|Z_{E,H}|} \quad (3.4)$$

$$\eta = 100. \frac{||Z_{E,D}| - |Z_{E,H}||}{|Z_{E,H}|}$$

Em que:

$\eta$  = a variação percentual da impedância elétrica do transdutor no espectro de frequência do sinal;

$Z_{E,H}$  = sinal de impedância da ocasião de referência;

$Z_{E,D}$  = sinal de impedância da ocasião de dano.

Os índices de dano RMSD5 e CCDM, apresentados no capítulo anterior, foram normalizados para viabilizar a comparação. Por fim, estabeleceram-se as correlações entre esses índices e as variáveis de saída da peça associadas à qualidade (rugosidade Ra e desvios dimensionais), integridade (microdureza à 30  $\mu\text{m}$  da superfície retificada).

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os resultados e discussões sobre os parâmetros de rugosidade, desvio dimensional e microdureza abaixo da superfície do aço SAE 52100, como também grandezas elétricas inerentes ao processo de retificação cilíndrica de mergulho executados com a variação do tempo de centelhamento ( $t_s$ ), velocidade de mergulho ( $V_f$ ) e velocidade da peça ( $V_w$ ) em dois níveis cada. Na sequência são também apresentados os sinais Impedância Eletromecânica (partes real e imaginária) bem como os índices de danos associados às características qualitativas das amostras retificadas e principais correlações com os parâmetros de saída já mencionados.

#### 4.1 Parâmetros de rugosidade

Na Figura 4.1 são apresentados os resultados dos parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_q$  dos ensaios E1 a E8, conforme o planejamento experimental da Tab. 3.1. É verificado que entre E1 e E2 em virtude do tempo de centelhamento ( $t_s$ ) houve o maior efeito de redução do parâmetro  $R_a$ , em 26 %. O parâmetro  $R_q$  apresentou tendência semelhante analisando os resultados com base na variação percentual. Por outro lado, na comparação entre os ensaios E2 e E4 o aumento da velocidade de avanço ( $V_f$ ) resultou no aumento percentual de  $R_a$  em até 54 %.

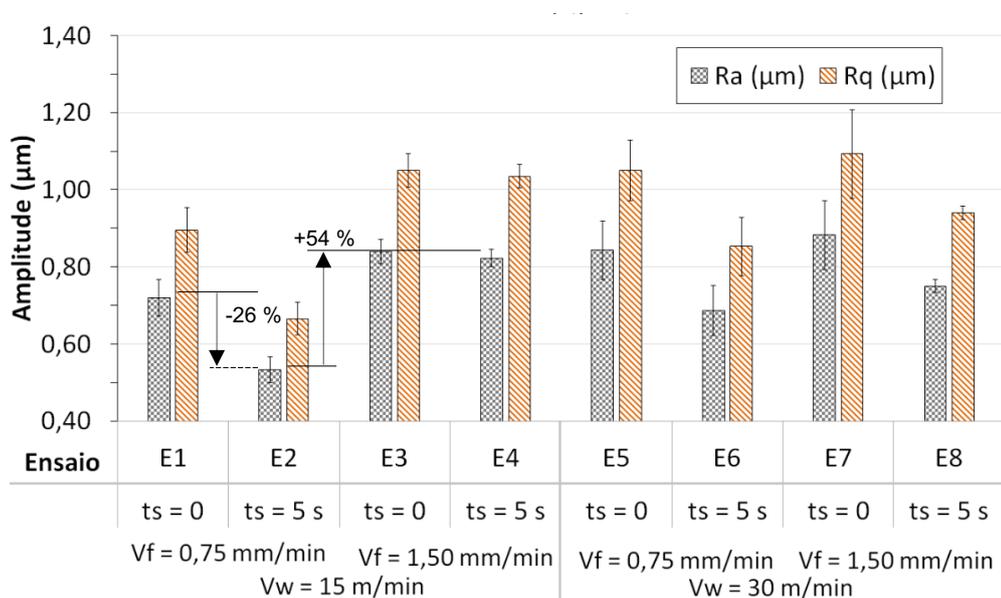


Figura 4.1 - Resultados de rugosidade  $R_a$  e  $R_q$

Os resultados de rugosidade média Ra atingiram menores valores no ensaio E2, registrando  $0,53 \pm 0,03 \mu\text{m}$ , conduzido sob velocidade da peça (Vw) em nível baixo, enquanto o maior valor para o ensaio E7 com  $0,88 \pm 0,09 \mu\text{m}$ . Essa faixa de valores de rugosidade enquadrou-se naquela normalmente obtida em peças submetidas à retificação de semi-acabamento, cujo Ra deve ser menor que  $1,6 \mu\text{m}$  (DINIZ *et al.*, 2010).

Com intuito de avaliar os efeitos estatisticamente significativos, apresenta-se na Fig. 4.2 (a) e (b) o gráfico de Pareto com valores absolutos dos efeitos padronizados em ordem crescente, delimitados ao p-valor = 0,05. Tais efeitos são estimados conforme a distribuição estatística *t-student* que testam a hipótese nula de que o efeito é 0 (zero). Nota-se que os fatores mais significativos são a velocidade de mergulho (Vf) e o tempo de centelhamento ( $t_s$ ), sendo interpretados de acordo com o sinal que precede o efeito normalizado.

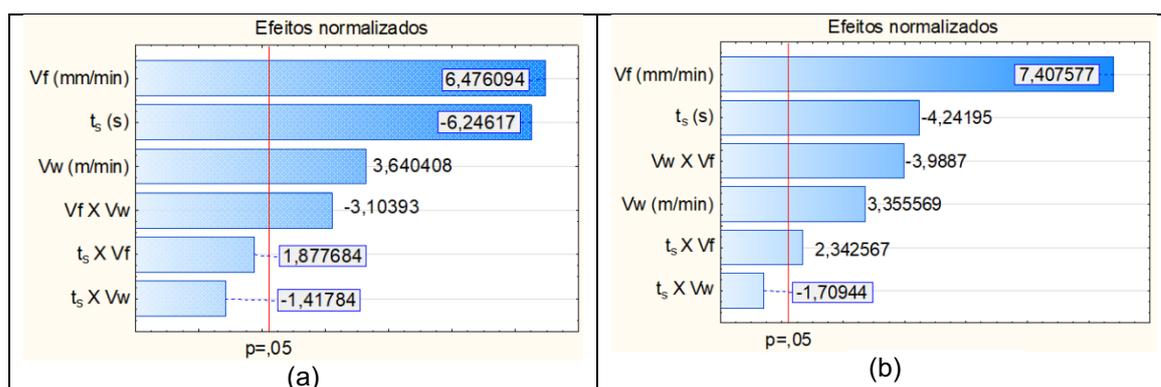


Figura 4.2 - Efeitos dos parâmetros de retificação nos parâmetros de rugosidade normalizados: Ra (a) e Rq (b).

Desta forma, ao elevar Vf de 0,75 mm/min para 1,50 mm/min, mantendo-se os demais fatores no nível inferior, há o aumento do parâmetro Ra em 6,476 e para Rq em 7,407. No estudo de Tawakoli *et al.* (2009) os autores realizaram a retificação transversal do aço SAE 52100 com rebolo de óxido de alumínio branco sob diferentes condições de corte (com Vw entre 2,5 m/min e 10 m/min e Vft entre 2,5 m/min e 10 m/min) e diferentes condições de lubri-refrigeração. Como resultados, eles relataram que ao aumentar Vft, em combinação com a penetração de trabalho  $a_e = 15 \mu\text{m}$  e lubri-refrigeração abundante, os valores de rugosidade Ra e Rz aumentaram, atribuído à maior espessura de cavaco equivalente ( $heq$ ). Na mesma ordem, os autores apresentaram que houve o aumento da força de retificação conforme o

aumento de  $V_{ft}$ . No caso da retificação de mergulho, a grandeza ( $heq$ ), regida pela Eq. (2.4), depende proporcionalmente da velocidade de avanço radial ( $V_f$ ).

Por outro lado, aumentando-se  $t_s$  de 0 para 5 s com a manutenção dos demais fatores em nível inferior, observou-se a redução dos parâmetros  $R_a$  em 6,246 e  $R_q$  em 4,242. Este resultado indica que o tempo de centelhamento contribuiu para a redução dos parâmetros de amplitude  $R_a$  e  $R_q$ , tendo em vista que a área da seção de corte é gradualmente decrescente ao cessar o avanço radial da peça, fazendo com que a ação dos grãos abrasivos remova o volume de material remanescente do período de mergulho. Alves *et al.* (2009) realizaram a retificação de mergulho do aço VC-131 (temperado e revenido) com rebolo de óxido de alumínio branco sob diferentes condições lubri-refrigeração e tempos de centelhamento de 2, 6 e 12 segundos. Os autores concluíram que o aumento no tempo de centelhamento resultou em relação inversa ao parâmetro de rugosidade  $R_a$ , registrando-se respectivamente 0,63  $\mu\text{m}$ , 0,54  $\mu\text{m}$  e 0,42  $\mu\text{m}$  ao utilizar o bocal Webster (Webster *et al.*, 2005) com vazão de 22 L/min.

Portanto, nas condições experimentais da retificação de mergulho, o aumento de  $t_s$  implicou na redução do parâmetro  $R_a$ , independente das demais condições, como demonstrado pelo diagrama de efeitos normalizados da Fig. (4.2).

No entanto, o aumento da velocidade da peça ( $V_w$ ) com os demais fatores em nível inferior implicou no aumento de  $R_a$  em 3,640 e  $R_q$  em 3,355. Conforme denotado na Eq. (2.5), a taxa de velocidades ( $q_s$ ) é a razão entre a velocidade de corte ( $V_s$ ), que nos ensaios manteve-se constante em  $32,0 \pm 0,2$  m/s, e a velocidade da peça ( $V_w$ ). Com isso, a taxa de velocidade depende inversamente de  $V_w$ , o que na presente comparação resultará em  $q_s = 128$  e  $q_s = 64$  quando utilizadas  $V_w = 15$  m/min e  $V_w = 30$  m/min, respectivamente. Conforme a classificação de Brandino (2019), a faixa de valores atribuídos à  $q_s$  para retificação de aços utilizando rebolos convencionais em operação de acabamento encontra-se quando  $q_s$  vale entre 80 e 120, como no caso do emprego de  $V_w = 15$  m/min, enquanto para semi-acabamento ( $60 < q_s < 80$ ) é aquela quando fora utilizado  $V_w = 30$  m/min.

Logo, a redução isolada de  $q_s$  na retificação em função do aumento de  $V_w$  resultou na deterioração do acabamento superficial, aqui expresso pelos parâmetros  $R_a$  e  $R_q$ . O efeito similar foi verificado por Li *et al.* (2012) na retificação do aço SAE 52100 com emprego de rebolo convencional de óxido de alumínio branco. Ao empregarem a taxa de remoção de material de 10  $\text{mm}^3/\text{s}$  para  $V_w = 10$  m/min e  $V_w = 40$  m/min, os autores registraram valores de rugosidade  $R_z$  iguais a 1,6  $\mu\text{m}$  e

$R_z = 3,0 \mu\text{m}$ , respectivamente, uma vez que o aumento da velocidade da peça implica em relação diretamente proporcional à espessura de corte máxima do cavaco não deformado ( $h_m$ ).

No caso dos efeitos sinérgicos, interpreta-se de maneira em que um fator é mantido em nível baixo e os demais são levados ao nível alto. Por exemplo, para o efeito com combinação entre  $V_f \times V_w$ , notou-se a redução de 3,103 para  $R_a$  enquanto  $R_q$  foi reduzido em 3,989, diferente do efeito de acréscimo nessas variáveis de saída quando cada fator fora posto em nível alto isoladamente. Conforme expresso na Eq. (2.3), a taxa de avanço radial é a razão entre  $V_f$  e  $V_w$ , que nos ensaios conduzidos em nível alto simultaneamente é idêntica àquela em nível baixo. Com isso, o efeito de redução dos parâmetros  $R_a$  e  $R_q$  demanda maior investigação, tendo em vista que pode ser associado às condições do processo não mensuradas no presente trabalho, como a temperatura de corte.

Na Tabela 4.1 são apresentados os p-valores e contribuição de cada fator sobre os parâmetros  $R_a$  e  $R_q$ , obtidos por meio de uma análise de variância (ANOVA) realizada no *software* Statistica®, em complemento aos gráficos de Pareto ilustrados pela Fig. 4.2 (a) e (b). Nos casos em que  $p\text{-valor} > 0,05$  em intervalo de confiança de 95 %, o teste de hipótese refuta que tal fator não é significativo quanto à redução ou aumento dos parâmetros de rugosidade, baseando-se na distribuição F que compara a variação entre médias da amostra pela variação dentro de uma mesma amostra. Logo, o fator cuja mudança de nível implica na variação maior que a média dos efeitos é considerado como significativo, destacados na tabela.

Tabela 4.1 - ANOVA dos parâmetros de rugosidade Ra e Rq

Parâmetro Ra ( $\mu\text{m}$ )						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
<b>ts (s)</b>	0,111	1	0,111	39,015	<b><math>8,86 \cdot 10^{-6}</math></b>	<b>30,9</b>
<b>Vf (mm/min)</b>	0,119	1	0,119	41,940	<b><math>5,69 \cdot 10^{-6}</math></b>	<b>33,2</b>
<b>Vw (m/min)</b>	0,038	1	0,038	13,253	<b><math>2,02 \cdot 10^{-3}</math></b>	<b>10,5</b>
ts X Vf	0,010	1	0,010	3,526	$7,77 \cdot 10^{-2}$	2,8
ts X Vw	0,006	1	0,006	2,010	$1,74 \cdot 10^{-1}$	1,6
<b>Vf X Vw</b>	0,027	1	0,027	9,634	<b><math>6,45 \cdot 10^{-3}</math></b>	<b>7,6</b>
Erro	0,048	17	0,003	-	-	13,5
Total SS	0,359	23	-	-	-	-
Parâmetro Rq ( $\mu\text{m}$ )						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
<b>ts (s)</b>	1,870	1	1,870	17,994	<b><math>5,50 \cdot 10^{-4}</math></b>	<b>14,3</b>
<b>Vf (mm/min)</b>	5,704	1	5,704	54,872	<b><math>1,00 \cdot 10^{-6}</math></b>	<b>43,7</b>
<b>Vw (m/min)</b>	1,170	1	1,170	11,260	<b><math>3,75 \cdot 10^{-3}</math></b>	<b>9,0</b>
<b>ts X Vf</b>	0,570	1	0,570	5,488	<b><math>3,16 \cdot 10^{-2}</math></b>	<b>4,4</b>
ts X Vw	0,304	1	0,304	2,922	$1,06 \cdot 10^{-1}$	2,3
<b>Vf X Vw</b>	1,654	1	1,654	15,910	<b><math>9,50 \cdot 10^{-4}</math></b>	<b>12,7</b>
Erro	1,767	17	0,104	-	-	13,6
Total SS	13,040	23	-	-	-	-

Na Figura 4.3 são apresentados os resultados médios dos parâmetros Rpk, Rk e Rvk que compõem a curva de *Abbot-Firestone*, com destaque para as maiores variações percentuais observadas entre cada experimento. As barras de erro correspondem a duas vezes o desvio padrão amostral das medições, considerando 95 % de abrangência. O primeiro, Rpk é altura média dos picos em cerca de 10 % de toda a área do perfil. Por sua vez, Rk é a rugosidade média da parcela de material contida entre 10 % e 90 %, também denominada de rugosidade do núcleo do perfil, enquanto Rvk representa a altura média dos vales que estão abaixo da área de contato do perfil.

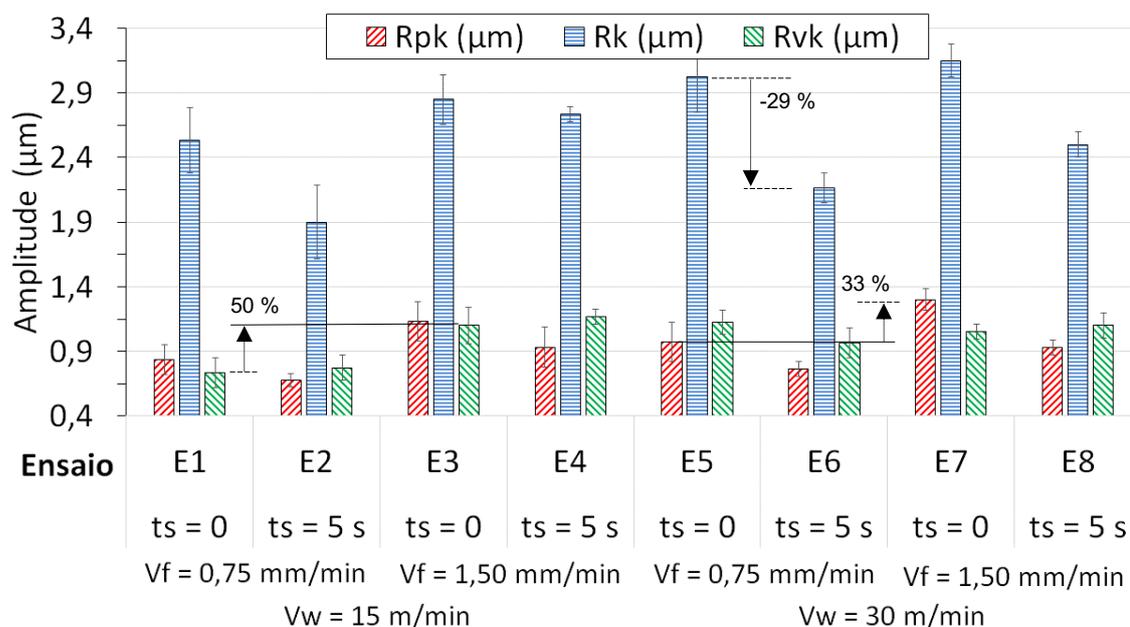


Figura 4.3 - Parâmetros da curva de Abbot-Firestone das superfícies de aço SAE 52100 após retificação.

O parâmetro Rvk incrementou em até 50 % sob o aumento de velocidade de mergulho ( $V_f$ ), como nos ensaios E1 vs. E3 sem centelhamento e E2 vs. E4 com tempo de centelhamento  $t_s = 5$  s, empregando-se a velocidade da peça  $V_w = 15$  m/min. Este resultado complementa a análise feita anteriormente no parâmetro  $R_a$ , tendo em vista os vales mais profundos gerados em função do aumento de  $V_f$  conduziram ao aumento tanto dos parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_q$ , como de Rvk.

De maneira análoga, a altura dos picos expressa pelo parâmetro Rpk foi acrescida na mesma ordem de comparação, com destaque à condição E5 vs. E7 (+33 %) quando empregada a velocidade da peça  $V_w = 30$  m/min. Vale ressaltar que as superfícies obtidas pelos ensaios E5 e E7 tiveram como resultado o parâmetro  $R_a$  estatisticamente iguais, com  $R_a = 0,84 \pm 0,06 \mu\text{m}$  e  $R_a = 0,85 \pm 0,09 \mu\text{m}$  respectivamente. Por essa razão, comparar os aspectos de qualidade da superfície apenas pelo parâmetro  $R_a$  pode ser inconclusivo, visto que para os casos expostos há a mesma rugosidade aritmética média  $R_a$ , mas com picos 33 % maiores no ensaio E7 denotado pelo parâmetro Rpk.

ZIPIN (1990) ressalta que o parâmetro Rvk tem a função de depósito de lubrificante em superfícies submetidas ao contato e movimento relativo com lubrificação, como no caso de rolamentos. Em contrapartida, o incipiente contato entre as asperidades das superfícies faz com que o volume de material associado a Rpk se

desgaste logo nas primeiras interações, o que prejudica o desempenho tribológico. Por esse motivo, torna-se crucial o controle do parâmetro Rpk em superfícies usinadas dessa natureza.

Quanto ao parâmetro Rk, dentre os ensaios avaliados detectou-se a máxima redução ao comparar E5 vs. E6 (- 29 %) com o aumento do tempo de centelhamento de  $t_s = 0$  para  $t_s = 5$  s, ou seja, a altura média do núcleo do perfil passou de  $2,5 \mu\text{m}$  para  $1,9 \mu\text{m}$  ao empregar o centelhamento por 5 segundos com velocidade de mergulho  $V_f = 0,75 \text{ mm/min}$  e velocidade da peça  $V_w = 30 \text{ m/min}$ .

Para melhor entendimento dos efeitos de mudança de nível dos parâmetros de retificação, fatores do planejamento experimental, foram elaborados os gráficos de Pareto dos efeitos normalizados. De maneira análoga, a interpretação é realizada conforme a amplitude e sinal precedente do efeito, considerando como significativo aquele efeito cujo p-valor  $< 0,05$  para o intervalo de confiança de 95 %.

Na Figura 4.4 (a) e (c) é demonstrado que ao elevar  $V_f$  de  $0,75 \text{ mm/min}$  para  $1,50 \text{ mm/min}$ , mantendo-se os demais fatores no nível baixo, há o aumento dos parâmetros Rvk em 5,77 e para Rpk em 6,51. No entanto, ao elevar  $t_s$  de 0 a 5 s, o parâmetro Rvk não é influenciado significativamente, enquanto Rpk tende a reduzir (-5,36). Em contrapartida, a variação simultânea de  $V_f$  e  $V_w$ , visualizada pelo efeito sinérgico da Fig. 4.4 (a), indica que a manutenção desses fatores em nível alto ocasiona a redução de Rvk (-4,54), seguida do efeito de 2,89 quando  $V_w$  é levada a  $30 \text{ m/min}$  com demais fatores em nível baixo.

Quanto ao parâmetro Rk, é ilustrado na Fig. 4.3 (b) que dois fatores atingiram significância estatística. Ao levar  $t_s = 0$  (nível baixo) à  $t_s = 5$  s (nível alto), há o efeito de redução do parâmetro, registrado em -6,08. Entretanto, ao elevar  $V_f$  para  $1,50 \text{ mm/min}$  há o aumento de amplitude do parâmetro, registrando 4,58.

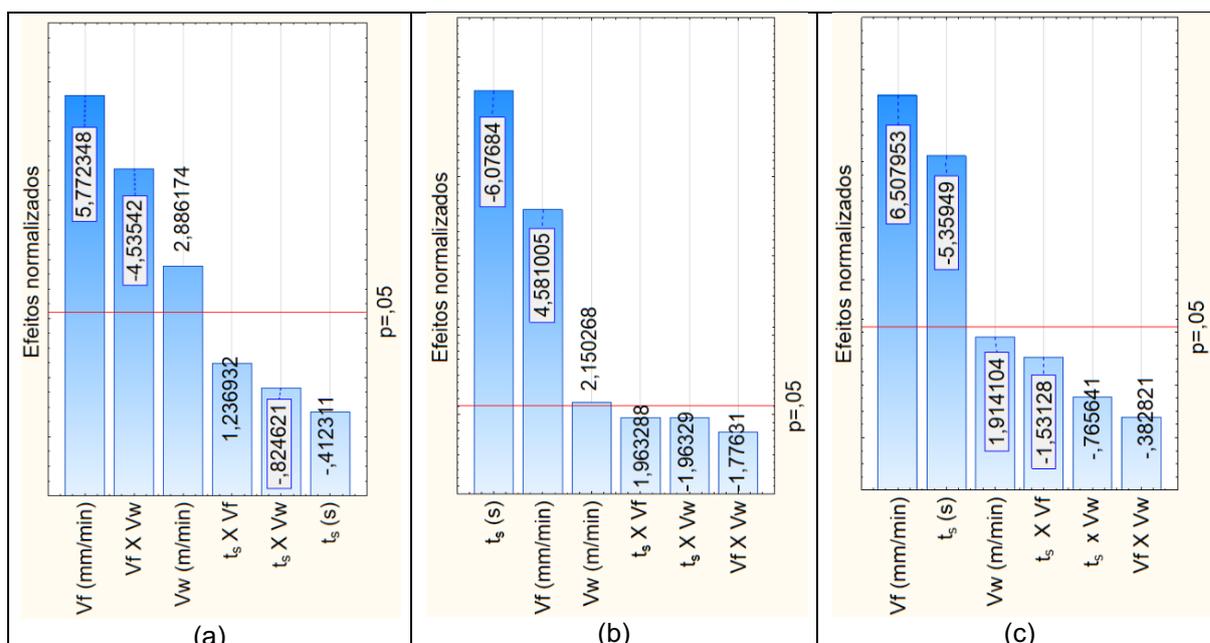


Figura 4.4 - Efeitos normalizados nos parâmetros: Rvk (a), Rk (b) e Rpk (c).

No estudo conduzido por Ruzzi *et al.* (2020) os autores realizaram o processo de retificação de mergulho de amostras do aço ABNT 4340 com rebolo de óxido de alumínio branco sob diferentes condições de lubri-refrigeração e variação da velocidade de mergulho (Vf) em três níveis (0,25 mm/min; 0,50 mm/min; 0,75 mm/min). Os autores relataram que o parâmetro Rvk situou-se em torno de 0,4  $\mu\text{m}$ , tanto com Vf = 0,25 mm/min quanto Vf = 0,50 mm/min, mas atingiu 1,0  $\mu\text{m}$  ao ser empregado Vf = 0,75 mm/min nos ensaios a condição de lubri-refrigeração abundante. O parâmetro Rvk teve média em torno de 0,4  $\mu\text{m}$ , tanto com Vf = 0,25 mm/min quanto Vf = 0,50 mm/min, mas atingiu 1,0  $\mu\text{m}$  ao ser empregado Vf = 0,75 mm/min. Já o parâmetro Rpk atingiu em média 0,25  $\mu\text{m}$  com o emprego da menor velocidade de avanço e 0,42  $\mu\text{m}$  para as demais. Nessa faixa experimental, os autores atribuem a formação de vales profundos ao mecanismo de remoção de material, demonstrado por imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV) que riscos profundos (microsulcamento) e o acúmulo de material nas bordas caracterizam o perfil de rugosidade com crescimento do parâmetro Rvk, em virtude do aumento de Vf.

Na Tabela 4.2 são apresentados os p-valores e contribuição de cada fator sobre Rvk, Rk e Rpk, obtidos por meio de uma análise de variância (ANOVA) realizada no software Statistica®, em complemento aos gráficos de Pareto ilustrados pela Fig. 4.4 (a), (b) e (c).

Tabela 4.2 - ANOVA dos parâmetros de rugosidade Rvk, Rk e Rpk

Parâmetro Rvk ( $\mu\text{m}$ )						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
ts (s)	0,002	1	0,002	0,170	$6,85 \cdot 10^{-1}$	0
<b>Vf (mm/min)</b>	<b>0,327</b>	<b>1</b>	<b>0,327</b>	<b>33,320</b>	<b><math>2,25 \cdot 10^{-5}</math></b>	<b>41</b>
<b>Vw (m/min)</b>	<b>0,082</b>	<b>1</b>	<b>0,082</b>	<b>8,330</b>	<b><math>1,03 \cdot 10^{-2}</math></b>	<b>10</b>
ts X Vf	0,015	1	0,015	1,530	$2,33 \cdot 10^{-1}$	2
ts X Vw	0,007	1	0,007	0,680	$4,21 \cdot 10^{-1}$	1
<b>Vf X Vw</b>	<b>0,202</b>	<b>1</b>	<b>0,202</b>	<b>20,570</b>	<b><math>2,93 \cdot 10^{-1}</math></b>	<b>25</b>
Erro	0,167	17	0,010	-	-	21
Total SS	0,800	23	-	-	-	100

Parâmetro Rk ( $\mu\text{m}$ )						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
<b>ts (s)</b>	<b>1,760</b>	<b>1</b>	<b>1,760</b>	<b>36,928</b>	<b><math>1,23 \cdot 10^{-5}</math></b>	<b>41</b>
<b>Vf (mm/min)</b>	<b>1,000</b>	<b>1</b>	<b>1,000</b>	<b>20,986</b>	<b><math>2,66 \cdot 10^{-4}</math></b>	<b>23</b>
Vw (m/min)	0,220	1	0,220	4,624	$4,62 \cdot 10^{-2}$	5
ts X Vf	0,184	1	0,184	3,854	$6,62 \cdot 10^{-2}$	4
ts X Vw	0,184	1	0,184	3,854	$6,62 \cdot 10^{-2}$	4
Vf X Vw	0,150	1	0,150	3,155	$9,36 \cdot 10^{-2}$	3
Erro	0,810	17	0,048			19
Total SS	4,310	23				100

Parâmetro Rpk ( $\mu\text{m}$ )						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
<b>ts (s)</b>	<b>0,327</b>	<b>1</b>	<b>0,327</b>	<b>28,724</b>	<b><math>5,20 \cdot 10^{-5}</math></b>	<b>30</b>
<b>Vf (mm/min)</b>	<b>0,482</b>	<b>1</b>	<b>0,482</b>	<b>42,353</b>	<b><math>5,36 \cdot 10^{-6}</math></b>	<b>45</b>
Vw (m/min)	0,042	1	0,042	3,664	$7,26 \cdot 10^{-2}$	4
ts X Vf	0,027	1	0,027	2,345	$1,44 \cdot 10^{-1}$	2
ts X Vw	0,007	1	0,007	0,586	$4,54 \cdot 10^{-1}$	1
Vf X Vw	0,002	1	0,002	0,147	$7,07 \cdot 10^{-1}$	0
Erro	0,193	17	0,011			18
Total SS	1,078	23				100

Elenca-se na Tabela 4.3 o resumo da sensibilidade dos parâmetros de rugosidade quanto ao aumento (seta para cima) ou redução (seta para baixo) da amplitude em função da variação dos parâmetros de retificação estudados, para efeitos individuais e sinérgicos de segunda ordem, valendo-se da significância estatística para o teste de hipóteses com p-valor  $< 0,05$  para o intervalo de confiança de 95 % do planejamento experimental.

Tabela 4.3 - Efeito da variação dos parâmetros de retificação na rugosidade do aço SAE 52100.

Parâmetro [ $\mu\text{m}$ ]	$t_s$	Vf	Vw	$t_s \times Vw$	$t_s \times Vf$	Vf $\times$ Vw
Ra	↓	↑	↑			↓
Rq	↓	↑	↑	↑		↓
Rvk		↑	↑			↓
Rk	↓	↑				
Rpk	↓	↑				

Quanto aos parâmetros Rsk e Rku, é ilustrado na Fig. 4.5 (a) o campo morfológico das quatro primeiras condições experimentais avaliadas neste trabalho, com  $Vw = 15$  m/min. Os valores médios do parâmetro Rku (*Kurtosis*) concentraram-se em torno de 3,0 e caracterizam a distribuição Mesocúrtica, ou seja, balanceamento entre picos e vales. Já os resultados dos parâmetros Rsk (*Skewness*) concentraram-se em valores predominantes negativos, entre 0 e -0,1, cuja indicação representa a assimetria favorável à formação de vales perante picos. Estes resultados demonstram que a distribuição no perfil de rugosidade é predominante de vales e platôs, com picos de menor amplitude, o que corrobora com o entendimento dos parâmetros da curva de *Abbott-Firestone* (Rvk, Rk, Rpk) apresentados anteriormente, e estão contidos no envelope típico dos processos de retificação proposto por Bhushan (2000).

Para os ensaios E2, E3 e E4 foram obtidos valores substancialmente maiores para Rk perante os demais, bem como vales mais profundos que picos ( $Rvk > Rpk$ ). Entretanto, o ensaio E1 resultou em  $Rku < 3$  e Rsk próximo de 0,1, uma vez que nessa condição experimental a ausência de centelhamento ( $t_s = 0$ ) resultou na maior proporção de picos no perfil de rugosidade ( $Rpk > Rvk$ ). Segundo Alves *et al.* (2009), a redução ou ausência de centelhamento implica anulação da remoção de material não removido durante o movimento de avanço radial, cujas deformações plásticas resultantes na superfície da peça deterioram o acabamento superficial.

Na Fig. 4.5 (b) é ilustrado o campo morfológico das quatro últimas condições experimentais avaliadas neste trabalho, com  $Vw = 30$  m/min. De maneira análoga à comparação precedente, os valores médios do parâmetro Rku concentraram-se em torno de 3,0 e, o parâmetro Rsk predominante negativo, entre 0 e -0,1.

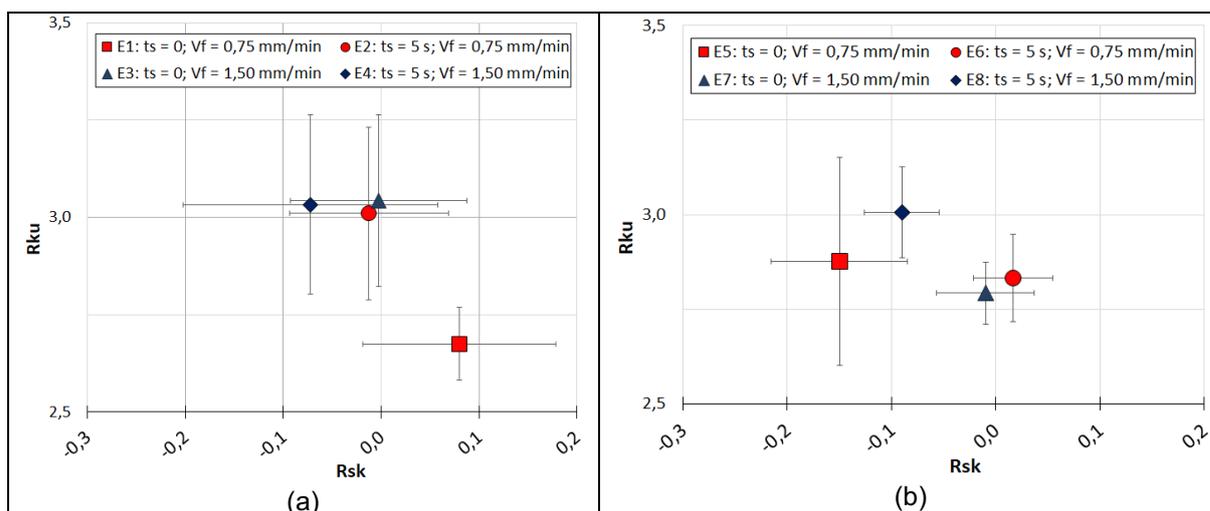


Figura 4.5 - Campo morfológico Rsk versus Rku: para  $V_w = 15$  m/min (a), para  $V_w = 30$  m/min (b).

Considerando os perfis de rugosidade típicos dos processos de retificação, os resultados do campo morfológico ( $Rsk$  vs.  $Rku$ ) obtidos nos ensaios de retificação estão de acordo com o que é normalmente relatado na literatura científica. De acordo com Blateyron (2013), para superfícies retificadas, é possível obter perfis de rugosidade dentro de um envelope que compreende os limiares da distribuição Platicúrtica (balanceamento entre picos e vales) até à distribuição Leptocúrtica que indica maior agudez dos picos, delimitado pela relação:  $2,8 < Rku < 5,0$ . Por outro lado, o parâmetro de achatamento da distribuição ( $Rsk$ ) é tipicamente negativo (entre 0 e -0,7), o que indica que as asperidades predominantes obtidas pelos processos de retificação são vales.

Segundo Wang *et al.* (2018), a maior amplitude do parâmetro  $Rvk$  perante  $Rpk$ , que desloca o parâmetro  $Rsk$  para valores negativos, está associada à predominante exposição do grão abrasivo do rebolo, que na ação de remoção de material com maior engajamento de múltiplos grãos aleatoriamente dispostos causam a formação de sulcos mais profundos.

Hutchings e Shipway (2017) destacam que o desempenho do contato entre duas superfícies é dependente, dentre outros fatores, da interação entre a área real de contato, regida pela interação entre as asperidades (picos), a capacidade de assentamento (formação de platôs) e os vales, cuja função é depositar lubrificante e partículas de desgaste. Por essa razão, o estudo e compreensão dos parâmetros extraídos do perfil de rugosidade são complementares entre si e, sobretudo, intimamente associados aos parâmetros de retificação empregados neste estudo.

## 4.2 Desvio dimensional de diâmetro

Na Figura 4.6 são apresentados os resultados de diferença dimensional ( $\Delta D$ ) e desvio dimensional ( $d_D$ ) das amostras de aço SAE 52100 submetidas às condições de retificação com  $V_w = 15$  m/min. A primeira grandeza trata da diferença média absoluta do diâmetro externo das amostras, obtido por medições antes e após a retificação. Já o desvio ( $d_D$ ) é a diferença absoluta entre a média do diâmetro externo atingido após o processo de retificação e o valor teórico (pretendido), neste caso o valor de  $200 \pm 10$   $\mu\text{m}$  no diâmetro da amostra, uma vez que penetração radial fora  $a_e = 100 \pm 5$   $\mu\text{m}$ . As dimensões são acompanhadas das respectivas barras de variação conjunta, conforme detalhado no item 3 do Capítulo III.

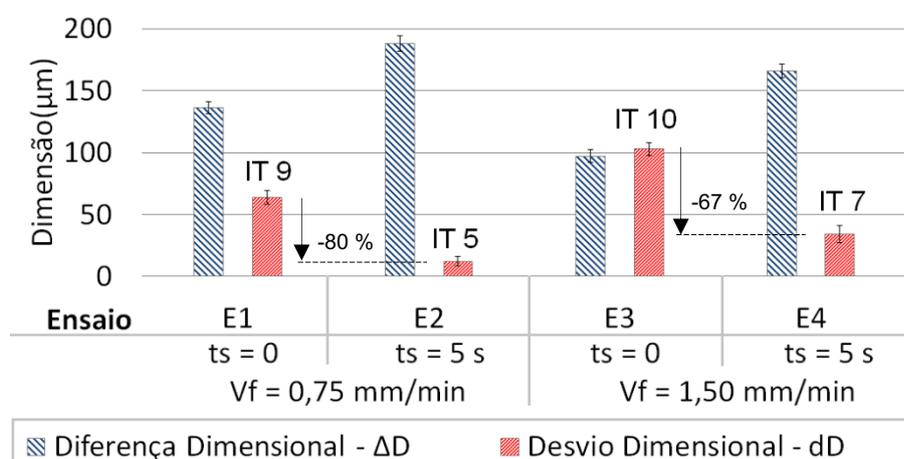


Figura 4.6 - Diferença e desvio dimensional nas amostras de aço SAE 52100 após a retificação nos ensaios E1 a E4 ( $V_w = 15$  m/min).

Para a amostra cujas condições de corte representam o ensaio brando (E2), com emprego da velocidade de avanço  $V_f = 0,75$  mm/min e tempo de centelhamento  $t_s = 5$  s, foi observada a maior diferença dimensional,  $\Delta D = 188 \pm 8$   $\mu\text{m}$ , e, por consequência, o menor desvio,  $d_D = 12 \pm 4$   $\mu\text{m}$ . Por outro lado, a amostra com maior desvio ( $d_D$ ) desta série foi obtida após a usinagem conforme as condições do ensaio E3, sem centelhamento e com  $V_f = 1,50$  mm/min. Analisando aos pares, observa-se que ao realizar a retificação alterando-se  $t_s = 0$  s para  $t_s = 5$  s houve redução do desvio ( $d_D$ ) em 80 % nas condições E1 e E2 (em que  $V_f$  está no nível baixo), enquanto entre E3 e E4 ( $V_f$  no nível alto) a diminuição foi de 67 %. Estes resultados mostram que, mesmo em condições mais severas de retificação, a execução do centelhamento foi

benéfica tanto para a qualidade dimensional da peça quanto para a qualidade superficial, cujos parâmetros de rugosidade foram investigados no tópico anterior.

Da Silva *et al.* (2019) obtiveram resultados dimensionais assertivos com o emprego de centelhamento mais longo na retificação cilíndrica do aço endurecido AISI 1045 com rebolo convencional. Além disso, os autores relataram que o aumento da velocidade de mergulho ( $V_f$ ) de 0,08 mm/s para 3,00 mm/s provocou maior deformação mecânica do conjunto (máquina, rebolo, peça), o que demandou tempo de centelhamento três vezes maior para a remoção de material residual do período de avanço até que a diferença dimensional real fosse igual à pretendida (ideal).

Em consulta à norma NBR ISO 6158 (ABNT, 1995), para os valores nominais entre 50 mm e 80 mm os desvios dimensionais obtidos para as peças submetidas aos ensaios com a menor velocidade da peça ( $V_w = 15$  m/min) qualificam-se respectivamente no grau de tolerância: IT9 e IT5 (para E1 e E2) e IT10 e IT7 (para E3 e E4).

Quanto às amostras de aço SAE 52100 submetidas à retificação nos ensaios E5 a E8, com  $V_w = 30$  m/min, na Fig. 4.7 são mostrados os resultados de diferença dimensional ( $\Delta D$ ) e desvio dimensional ( $d_D$ ). Nota-se que o menor desvio foi obtido na amostra usinada sob a condição E6 ( $d_D = 33 \pm 7 \mu\text{m}$ ), com  $V_f = 0,75$  mm/min e  $t_s = 5$  s. Com este resultado, o grau de tolerância IT para esta amostra enquadra-se em IT7, com destaque à redução do desvio ( $d_D$ ) em 74 % quando comparada com a amostra que foi usinada com condição E5, com  $d_D = 58 \pm 8 \mu\text{m}$  e que resultou em IT9, cujas condições experimentais foram idênticas, exceto o tempo de centelhamento nulo.

Ao analisar o desvio dimensional da amostra obtido após a condição mais severa (E7), sob o ponto de vista que  $V_f$  foi igual a 1,50 mm/min, observa-se que ela representa o maior desvio dimensional ( $d_D = 131 \pm 10 \mu\text{m}$ ) e, portanto, enquadrando-se no grau de tolerância IT11, ou seja, menor exatidão que aquela amostra usinada com E5 (IT9). Por fim, ao analisar o desvio dimensional do diâmetro nas condições do ensaio E8 com mesmo avanço radial ( $V_f = 1,50$  mm/min) e centelhamento  $t_s = 5$  s, observa-se uma redução de 74 % no desvio dimensional, e assim, enquadrando em IT7, ou seja, maior exatidão dentre as peças usinadas com a maior velocidade da peça ( $V_w$ ).

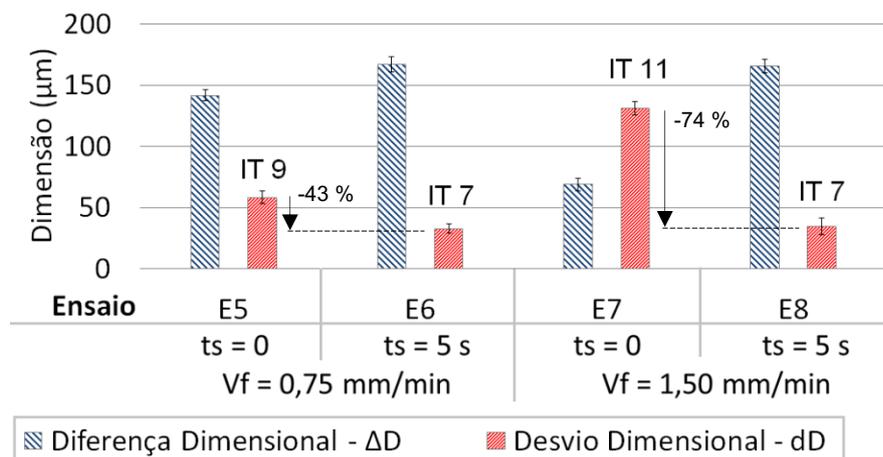


Figura 4.7 - Diferença e desvio dimensional nas amostras de aço SAE 52100 após a retificação nos ensaios E5 a E8 ( $V_w = 30$  m/min).

Comparando os desvios provenientes dos ensaios pares E6 e E8, nota-se a equivalência dos respectivos desvios ( $d_D$ ), ambos contidos no grau de tolerância IT7. Logo, há a hipótese de que o tempo de cisalhamento governou o controle dimensional na faixa de parâmetros estudados.

Segundo Machado *et al.* (2009), os processos de retificação visam conferir aos componentes usinados a combinação entre bom acabamento superficial ( $R_a < 1,6 \mu\text{m}$ ) e tolerâncias dimensionais estreitas de IT6 a IT3. Portanto, a condição experimental E2 ( $t_s = 5$  s,  $V_f = 0,75$  mm/min e  $V_w = 15$  m/min) poderia enquadrar-se na faixa de tolerância estipulada para os processos de retificação com abrasivos convencionais.

É importante destacar que, ainda que empregado o centelhamento ( $t_s = 5$  s), foi observado que o desvio dimensional mínimo proveniente da amostra após a retificação pelo ensaio E2, no grau de tolerância IT5, foi ainda mais estreita que aquela obtida na peça após o ensaio na condição E8 ( $t_s = 5$  s,  $V_f = 1,50$  mm/min e  $V_w = 30$  m/min) em virtude da incerteza associada à aproximação (ponto zero) no sistema de fixação da peça na retificadora, além das variáveis não controladas ou não mensuradas na bateria de testes, como o desgaste do rebolo e deflexões do conjunto mecânico.

Os ensaios conduzidos sem o emprego de centelhamento (E1, E3, E5 e E7) resultaram em maiores desvios dimensionais das amostras. Cabe ressaltar que ao atingir o avanço radial programado (teórico), o valor determinado para a penetração de trabalho ( $a_e = 100 \mu\text{m}$ ) não transformou em cavaco todo o volume de material pretendido, restando ao período de centelhamento a remoção do valor residual de ( $a_e$ )

não atingido anteriormente. Este fenômeno é atribuído à recuperação elástica do material, o desgaste do rebolo e deflexão do sistema durante a operação (MARINESCU *et al.*, 2007).

Para determinar os efeitos de mudança de nível dos parâmetros de retificação no desvio dimensional ( $d_D$ ) do diâmetro externo das amostras, foram elaborados os gráficos de Pareto dos efeitos normalizados, sendo avaliado conforme a amplitude e sinal precedente do efeito, considerando-se como significativo aquele cujo p-valor  $< 0,05$  para o intervalo de confiança de 95 %.

Na Figura 4.8 o efeito de -15,55 para fator  $t_s$  indica que ao elevar o fator tempo de centelhamento do nível baixo (0) para alto (5 s) e mantendo-se as demais variáveis constantes, há a redução mais significativa do desvio dimensional ( $d_D$ ), sendo possível atingir tolerâncias mais estreitas. Por outro lado, ao aumentar isoladamente a velocidade de avanço (0,75 mm/min para 1,50 mm/min) observou-se o aumento do desvio dimensional (8,29), ou seja, a redução na exatidão da amostra, já que a tolerância de trabalho IT foi maior, representando valor mais afastado do pretendido.

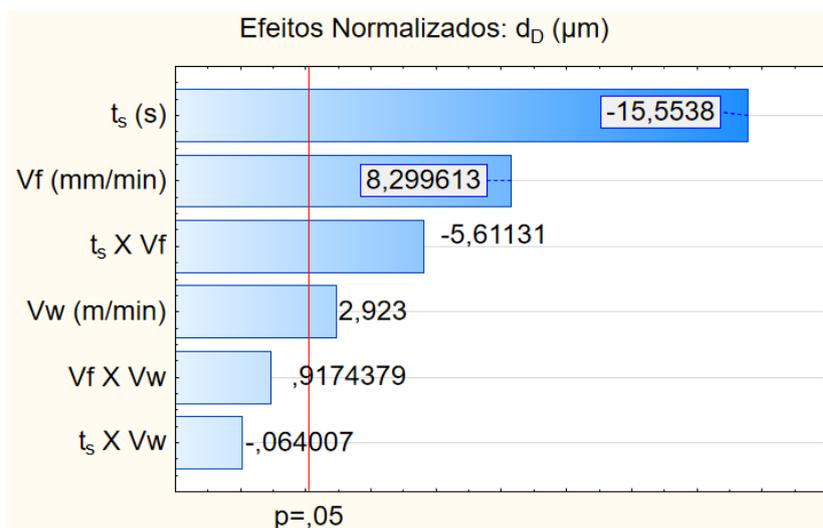


Figura 4.8 - Efeitos padronizados no desvio dimensional das amostras

Por outro lado, ao elevar os fatores  $t_s$  e  $V_f$  simultaneamente para o nível alto, observou-se o efeito sinérgico de redução do desvio ( $d_D$ ) em -5,61, o que confirma a hipótese de que a remoção de material a partir do centelhamento do rebolo transforma em cavaco o volume de material não removido progressivamente pelo avanço radial maior. Além disso, o aumento da espessura equivalente de cavaco ( $h_{eq}$ ), proporcional à velocidade de avanço ( $V_f = 1,50$  mm/min), aumenta a área da seção de corte a cada

rotação da peça, restando ao período de centelhamento maior volume de material remanescente a ser removido.

Por último, o fator velocidade da peça  $V_w$  foi influente no desvio dimensional, no sentido de aumentá-lo (2,92), tendo em vista que este fator está associado em proporcionalidade direta à espessura máxima de cavaco não deformado ( $h_m$ ) e reduz a taxa de velocidades ( $q_s$ ) à faixa de valores indicada para semi-acabamento (Patel *et al.*, 2018; Brandino, 2019).

No trabalho de Oliveira *et al.* (2019), foram avaliados vários parâmetros de saída relacionados à peça de Inconel 718 após a retificação plana com rebolo de carbetto de silício (SiC) em diversas condições de corte e a técnica convencional de aplicação de fluido de corte convencional e MQL. Os autores registraram tolerâncias de trabalho mais fechadas na dimensão altura da peça em torno de IT5, quando realizados ensaios com menor penetração de trabalho ( $a_e = 20 \mu\text{m}$ ), independente da técnica de aplicação de fluido de corte. Eles ainda relataram que ao aumentar a penetração de trabalho para  $a_e = 40 \mu\text{m}$  houve aumento do desvio dimensional, que se enquadrou em qualidade de trabalho IT8 e IT9. Os autores atribuíram as melhores qualidades de trabalho associadas ao menor valor de penetração ( $a_e$ ), fundamentada na redução da espessura equivalente de cavaco corte ( $h_{eq}$ ) na retificação plana, e que exige menores esforços de corte e favorece os aspectos tribológicos, refletindo positivamente na qualidade da peça, seja pela redução da rugosidade ou pela redução na possibilidade de distorções que está associada com desvio dimensional.

Em outro trabalho desenvolvido por Hassui e Diniz (2003), os autores comentam que o surgimento de deformações elásticas durante o processo de retificação ocasiona um atraso do avanço real em relação ao teórico, o que por consequência resulta em um “atraso dimensional”. Por este motivo, o tempo de centelhamento tem como objetivo a remoção de material não transformado em cavaco ao longo do avanço radial, período em que as deformações são gradualmente eliminadas e mais próximo das dimensões pretendidas.

Na Tabela 4.4 são apresentados os p-valores e contribuição de cada parâmetro de retificação sobre o desvio dimensional (dD) das amostras de aço SAE 52100, em complemento aos gráficos de Pareto ilustrados pela Fig. 4.11.

Tabela 4.4 - ANOVA dos desvios dimensionais ( $d_D$ ) do diâmetro externo das amostras de SAE 52100 após a retificação em diferentes condições de corte.

Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
<b>ts (s)</b>	$2,21 \cdot 10^{-2}$	1	$2,21 \cdot 10^{-2}$	241,920	<b><math>1,74 \cdot 10^{-11}</math></b>	<b>66</b>
<b>Vf (mm/min)</b>	$6,31 \cdot 10^{-3}$	1	$6,31 \cdot 10^{-3}$	68,884	<b><math>2,20 \cdot 10^{-7}</math></b>	<b>19</b>
<b>Vw (m/min)</b>	$7,82 \cdot 10^{-4}$	1	$7,82 \cdot 10^{-4}$	8,544	<b><math>9,49 \cdot 10^{-3}</math></b>	<b>2</b>
<b>ts X Vf</b>	$2,88 \cdot 10^{-3}$	1	$2,88 \cdot 10^{-3}$	31,487	<b><math>3,12 \cdot 10^{-5}</math></b>	<b>9</b>
ts X Vw	$3,75 \cdot 10^{-7}$	1	$3,75 \cdot 10^{-7}$	0,004	$9,50 \cdot 10^{-1}$	0
Vf X Vw	$7,70 \cdot 10^{-5}$	1	$7,70 \cdot 10^{-5}$	0,842	$3,72 \cdot 10^{-1}$	0
Erro	$1,56 \cdot 10^{-3}$	17	$9,15 \cdot 10^{-5}$			5
Total SS	$3,37 \cdot 10^{-2}$	23				

### 4.3 Perfis de microdureza

Na Figura 4.9 são apresentados os perfis de microdureza Vickers (HV 0,05) abaixo da superfície de aço SAE 52100 após o processo de retificação de mergulho em diferentes condições de corte, conforme o planejamento descrito na Tab. (3.1). Cada ponto neste gráfico representa a média de três medições nas respectivas seções transversais, distanciadas em 30  $\mu\text{m}$  a partir das superfícies retificadas das amostras de aço SAE 52100. A linha tracejada trata-se da microdureza do material preparado para metalografia, região considerada isenta de danos térmicos (Ref.) no núcleo da seção transversal, registrando o resultado de medição  $754,0 \pm 12,5$  HV para 95 % de confiabilidade. Vale lembrar que os ensaios E1 e E2 foram conduzidos com  $V_f = 0,75$  mm/min, enquanto E3 e E4 com  $V_f = 1,50$  mm/min, ambos com a velocidade da peça  $V_w = 15$  m/min. Os ímpares tratam dos ensaios conduzidos sem centelhamento ( $t_s = 0$ ) e os pares com  $t_s = 5$  s.

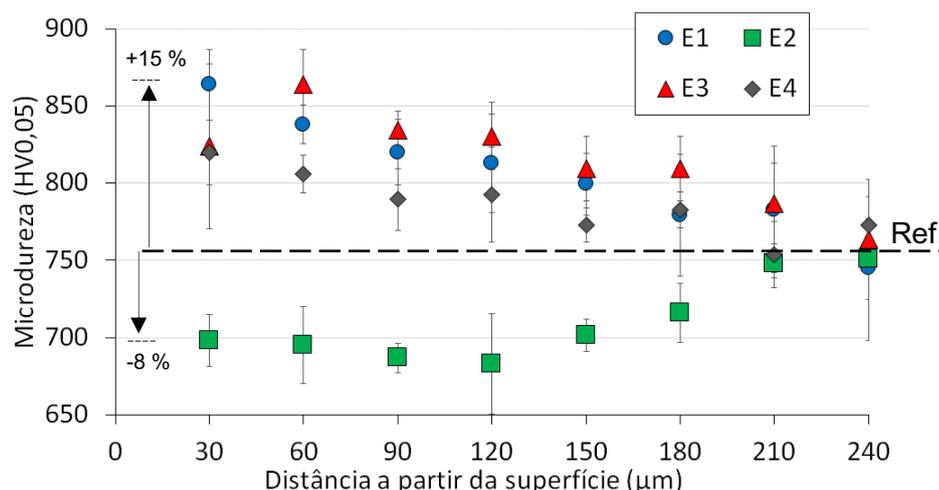


Figura 4.9 - Perfil de microdureza das amostras nos ensaios com  $V_w = 15$  m/min.

Da Figura 4.9, nota-se que a usinagem no ensaio E1 resultou em maior valor de microdureza ( $863,8 \pm 22,9$  HV) na primeira região de medição, a  $30 \mu\text{m}$  da superfície retificada, resultando em variação de 15 % acima do valor de referência (ref.) e seguindo o decaimento ao longo da seção transversal até  $240 \mu\text{m}$ . No entanto, a usinagem no ensaio E2, cujo tempo de centelhamento é  $t_s = 5$  s proporcionou resultado particularmente inverso, partiu do primeiro ponto de medição com valor de microdureza  $698,0 \pm 16,9$  HV, ou seja, 8 % menor que a referência. Por outro lado, na comparação entre os ensaios E3 e E4, ao empregar a velocidade de avanço em nível alto ( $V_f = 1,50$  mm/min), a microdureza partiu de  $820,1$  HV para ambas as amostras a  $30 \mu\text{m}$  da superfície, sendo observada a variação decrescente a partir de  $60 \mu\text{m}$  das superfícies, com destaque para o pico de microdureza nesta localidade na condição experimental do ensaio E3. Logo, estes resultados evidenciam que o emprego do centelhamento no processo tendeu a reduzir gradualmente a microdureza a partir da superfície.

Na Figura 4.10 é ilustrado o resultado dos experimentos de E5 a E8, conduzidos com parâmetros idênticos aos apresentados anteriormente, exceto a velocidade da peça que agora é  $V_w = 30$  m/min. Em todos os casos, o valor médio de microdureza a  $30 \mu\text{m}$  da superfície foi substancialmente maior, com destaque para a amostra na condição E7 com  $863,8 \pm 22,9$  HV, ou seja, representou o aumento de até 50 %. Em todos os casos, com o afastamento a partir da superfície usinada, foi observado o decaimento progressivo de microdureza, igualando-se ao valor de referência em torno de  $210 \mu\text{m}$ .

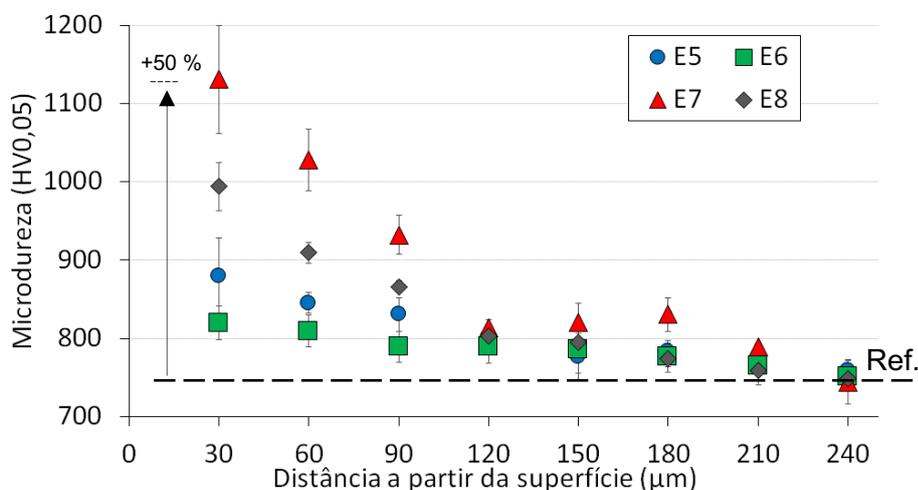


Figura 4.10 - Perfil de microdureza das amostras nos ensaios com  $V_w = 30$  m/min.

Para avaliar os efeitos estatisticamente significativos da variação de microdureza em função das condições de retificação, elegeram-se os valores médios a 30  $\mu\text{m}$  a partir da superfície por se tratar da medição mais próxima da superfície retificada. Desta forma, foi elaborado o gráfico de Pareto (Fig. 4.11) com valores absolutos dos efeitos padronizados em ordem crescente, delimitados à significância estatística  $p$ -valor = 0,05. Nota-se que os fatores velocidade da peça ( $V_w$ ) e velocidade de mergulho ( $V_f$ ) implicaram no efeito de maior intensidade e positivo, ou seja, a mudança de nível baixo para alto, ora para  $V_w$  e ora para  $V_f$ , implicou no aumento da microdureza a 30  $\mu\text{m}$  da superfície retificada, registrando 19,26 para  $V_w$  e 15,80 para  $V_f$ , respectivamente. No caso do fator denominado tempo de centelhamento ( $t_s$ ) o efeito foi negativo, o que indica que nas superfícies obtidas sob as condições cujo  $t_s$  fora 5 s houve redução de microdureza para a região a 30  $\mu\text{m}$  da superfície retificada (-2,64).

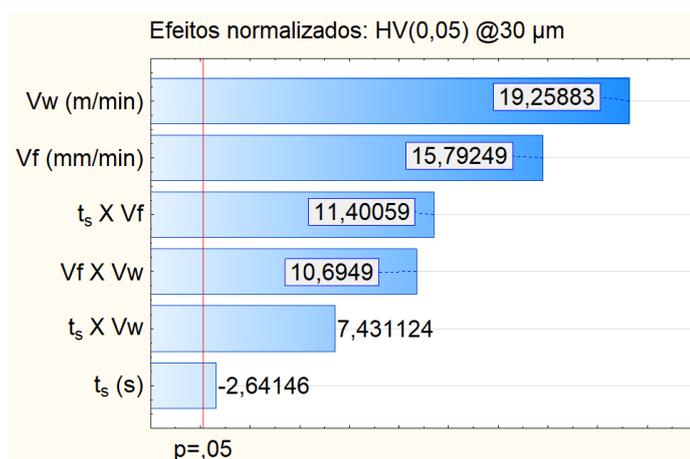


Figura 4.11 - Efeito normalizado para a microdureza a 30  $\mu\text{m}$  da superfície retificada de aço SAE 52100

Com o aumento  $V_w$ , a espessura de corte máxima do cavaco não deformado ( $h_m$ ) é aumentada proporcionalmente, pelo fato do termo compor o numerador da equação e os demais serem mantidos constantes. De acordo com Malkin (2008), este parâmetro refere-se à profundidade de corte por grão abrasivo pela análise estática da cinemática rebolo-peça na retificação cilíndrica de mergulho. Por consequência, o autor cita que o aumento da profundidade de corte por grão abrasivo induz maior dissipação de calor e energia mecânica, o que desencadeia alterações superficiais e subsuperficial, como verificado nas medições pela microdureza.

Por outro lado, o aumento de  $V_f$  afeta proporcionalmente a espessura equivalente de cavaco ( $heq$ ), regido pela Eq. (2.4). Esta grandeza permite quantificar a severidade do processo por se tratar da espessura de material removida por volta da peça (MARINESCU, 2007). Com isso, nas condições de retificação testadas, a severidade do processo com  $V_f = 1,50$  mm/min ocasionou alterações microestruturais que se manifestaram no aumento do valor médio de microdureza na região avaliada.

Na publicação de Alves *et al.* (2008), os autores realizaram um estudo experimental do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT D6 com rebolo de CBN e lubri-refrigeração abundante e verificaram a influência do aumento do avanço radial ( $V_f$ ) nas tensões residuais e microestrutura afetada do aço. Como resultado, os autores relataram que as tensões residuais foram compressivas, em média -900 MPa, quando empregado menor avanço radial,  $V_f = 0,25$  mm/min. Ao empregar o avanço  $V_f = 2,00$  mm/min, a tensão residual foi maior, cerca de -500 MPa. No entanto, não foi identificada variação microestrutural abaixo da superfície retificada.

Quanto aos efeitos sinérgicos, observa-se que todas as combinações de fatores demonstraram significância sob o efeito de aumentar a microdureza na região avaliada. Considerando  $t_s \times V_f$  e  $t_s \times V_w$ , com respectivamente o efeito de 11,40 e 7,43, este fenômeno deve-se ao fato de que a mudança de nível individual de baixo para alto nos fatores  $V_f$  e  $V_w$  implicou em efeito até 8 vezes maiores que o fator  $t_s$ . Na Tabela 4.5 são apresentados os p-valores e contribuição de cada fator sobre a microdureza a 30  $\mu$ m abaixo da superfície retificada, obtidos por meio de uma análise de variância (ANOVA).

Tabela 4.5 - ANOVA da microdureza à 30  $\mu$ m da superfície retificada.

Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
<b><math>t_s</math> (s)</b>	2702,01	1	2702,01	6,98	<b><math>1,71 \cdot 10^{-2}</math></b>	<b>1</b>
<b><math>V_f</math> (mm/min)</b>	96582,45	1	96582,45	249,40	<b><math>1,36 \cdot 10^{-11}</math></b>	<b>26</b>
<b><math>V_w</math> (m/min)</b>	143633,85	1	143633,85	370,90	<b><math>5,54 \cdot 10^{-13}</math></b>	<b>39</b>
<b><math>t_s \times V_f</math></b>	50332,83	1	50332,83	129,97	<b><math>2,19 \cdot 10^{-9}</math></b>	<b>14</b>
<b><math>t_s \times V_w</math></b>	21384,84	1	21384,84	55,22	<b><math>9,82 \cdot 10^{-7}</math></b>	<b>6</b>
<b><math>V_f \times V_w</math></b>	44294,60	1	44294,60	114,38	<b><math>5,73 \cdot 10^{-9}</math></b>	<b>12</b>
Erro	6583,33	17	387,25			2
Total SS	365513,90	23				

#### 4.4 Grandezas Elétricas

Na Figura 4.12 (a) e (b) são apresentadas as potências elétricas ativas extraídas da curva de potência instantânea dos ensaios E1 a E8, conforme os parâmetros de corte descritos na Tab. 3.1. Como observado, a potência em vazio ( $P_v$ ) permaneceu constante para todos os ensaios, cujo valor médio foi de  $564,3 \pm 11,6$  W para 95 % de confiabilidade. Quanto às grandezas do ciclo de mergulho, foram registrados os menores valores de potência ativa ( $P$ ) e de pico ( $P_p$ ) no ensaio mais brando (E2), respectivamente 870,4 W e  $P_p = 1536,8$  W, enquanto os maiores valores foram observados no ensaio E8, com  $P = 1113,8$  W e  $P_p = 2065,2$  W, ou seja, o respectivo aumento de 28 % e 34 % dentre as condições.

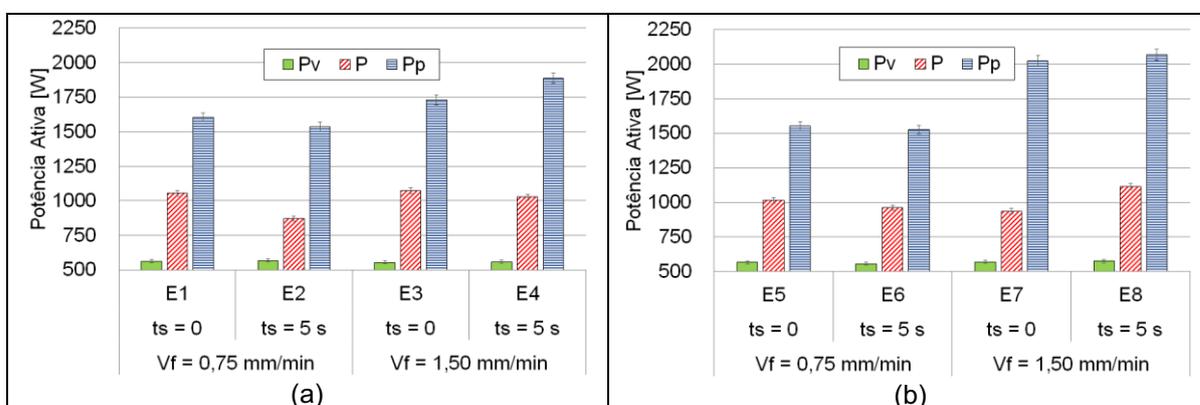


Figura 4.12 - Valores de potência ativa por ciclo de retificação ensaiado:

$V_w = 15$  m/min (a),  $V_w = 30$  m/min (b).

Na Figura 4.13 (a) e Figura 4.13 (b) são ilustradas as curvas de potência elétrica instantânea obtidas durante a usinagem com os ensaios E2 e E8, respectivamente. Ambos foram conduzidos com tempo de centelhamento ( $t_s = 5$  s), sendo que o primeiro com velocidade de avanço ( $V_f$ ) de 0,75 mm/min e velocidade da peça  $V_w = 15$  m/min, enquanto o segundo com esses parâmetros em nível alto,  $V_f = 1,50$  mm/min e  $V_w = 30$  m/min. A janela delimitada pelo retângulo tracejado em vermelho refere-se ao período de desbaste (*spark in*) e compreende o espaço de tempo ( $\Delta T_D$ ) entre o toque do rebolo na peça e o fim do percurso com a penetração de trabalho ajustada (100  $\mu$ m). A janela pontilhada em verde trata-se do tempo de centelhamento (*sparkout*), iniciado ao cessar o avanço radial com ( $\Delta T_C \approx t_s = 5$  s). O período referente ao ciclo da retificação de mergulho considerado é a soma algébrica das duas janelas de tempo.

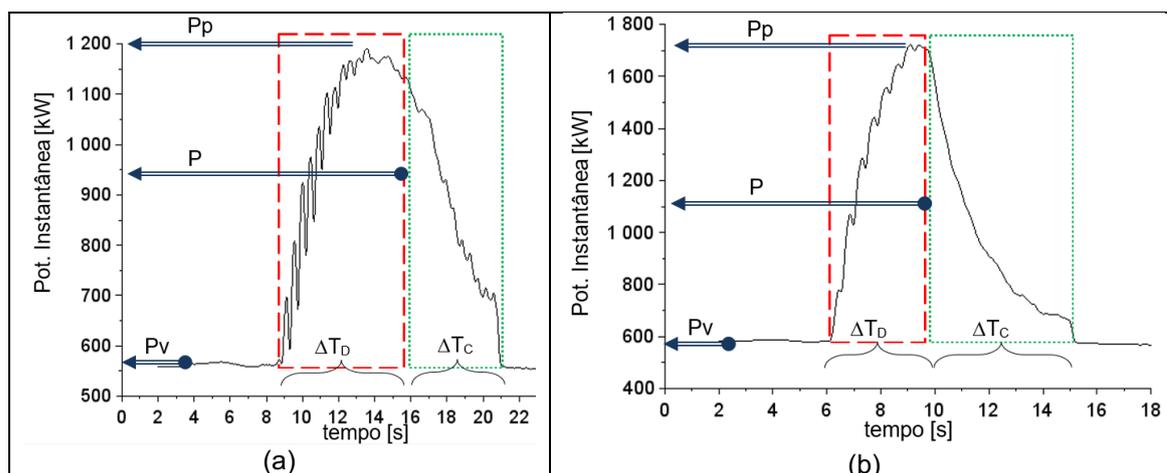


Figura 4.13 - Potência instantânea: ensaio E2 (a), ensaio E8 (b).

Com o contato do rebolo na peça (início do corte), a potência instantânea aumentou repentinamente em relação à potência em vazio, que em razão dos esforços de corte associados à remoção de material demandaram do motor do rebolo maior corrente elétrica no conjugado do motor. A cada volta da peça em torno do próprio eixo e o avanço progressivo do rebolo, a potência elétrica é acrescida linearmente, atingindo-se o pico ao final do movimento radial.

Portanto, a usinagem com emprego de Vf baixa (ensaio E2) resultou no menor valor para potência de pico (Pp) se comparada à mais severa (ensaio E8) com Vf em nível alto. Além disso, a velocidade de avanço menor implicou no tempo de processamento de desbaste (*spark in*) maior dentre os ensaios ( $\Delta T_D = 8,1 \pm 0,2$  s), que representa o dobro do obtido pelo ensaio E7 ( $\Delta T_D = 4,0 \pm 0,2$  s), causando assim a redução da potência ativa (P) no ciclo.

Para avaliar os efeitos estatisticamente significativos da variação de parâmetros de retificação nas potências avaliadas no ciclo, é apresentado na Fig. 4.8 o gráfico de Pareto com valores normalizados em ordem crescente, delimitados ao p-valor = 0,05. Nota-se que o aumento do parâmetro de retificação velocidade de avanço (Vf) com demais parâmetros em nível baixo, confirma o efeito significativamente estatístico no aumento de ambas as potências, com maior intensidade (40,38) na de pico (Pp) contra o efeito de 10,53 para a potência ativa (P) no ciclo de retificação de mergulho.

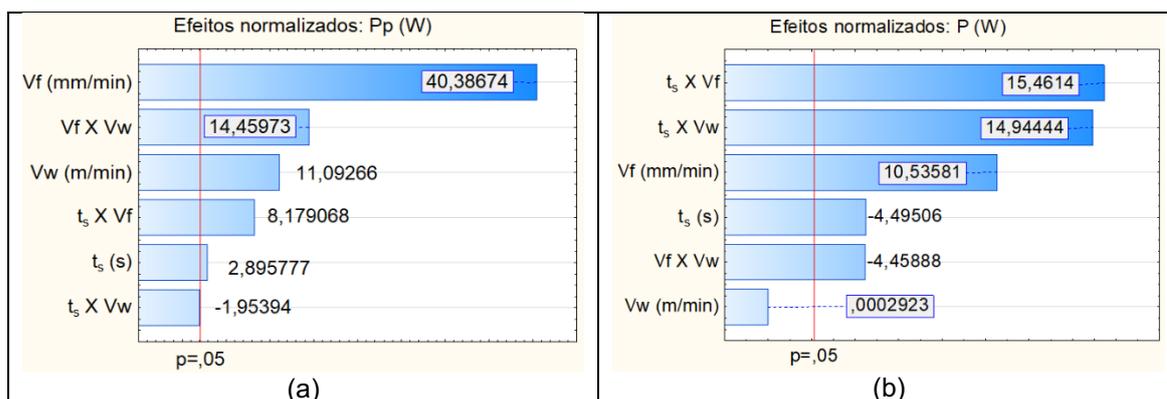


Figura 4.14 - Efeito da mudança de parâmetros de retificação nas potências elétricas: de pico do ciclo (a), ativa do ciclo (b).

O aumento da velocidade de avanço ( $V_f$ ) implica proporcionalmente no aumento da taxa de remoção de material ( $Q$ ) e da espessura de corte equivalente ( $h_{eq}$ ), resultando em maior área de cisalhamento primária da seção de corte e maiores esforços dos grãos abrasivos na peça, e conseqüentemente, de potência elétrica requerida para o processo (KLOCKE, 2009).

Este comportamento foi estudado por Bordin e Weingaertner (2019) na retificação cilíndrica do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de óxido de alumínio sol-gel sob três taxas de remoção de material. Os autores concluíram que a força tangencial praticamente dobrou com a maior taxa de remoção, devido ao aumento da velocidade de avanço.

Na sequência da análise, o parâmetro tempo de centelhamento ( $t_s$ ) exerceu efeito insignificante para a potência de pico ( $P_p$ ) enquanto para a potência ativa ( $P$ ) o efeito foi significativo e no sentido de reduzi-la (-4,49). Este fato confirma a característica de  $P_p$  observada na curva de potência instantânea, tendo em vista que ao atingir a penetração de trabalho ajustada, o contato rebolo-peça sem incremento do avanço radial não implicou no acréscimo de  $P_p$ . Porém, nos ensaios pares do presente estudo ( $t_s = 5$  s), o emprego do centelhamento acarreta em maior tempo de processamento, além do fato de que a potência instantânea tende a decrescer gradativamente com a remoção do volume residual de material da peça, o que ocasiona a redução da potência ( $P$ ) no ciclo.

Por sua vez, a elevação da velocidade da peça ( $V_w$ ) resultou no aumento da potência de pico ( $P_p$ ) em 14,45. Como discutido anteriormente, o aumento de  $V_w$  implica proporcionalmente na espessura de corte máxima do cavaco não deformado ( $h_m$ ), ou seja, os grãos abrasivos do rebolo tendem a penetrar em uma porção maior

de material na peça a cada volta completa da peça (MALKIN e GUO, 2008). Por essa razão, houve maior demanda de potência elétrica para o ciclo.

Por depender do tempo de processamento, a potência ativa resultou em maior efeito sob a mudança sinérgica dos parâmetros de retificação ( $t_s \times V_f$ ) e ( $t_s \times V_w$ ).

Na Tabela 4.6 são apresentados os p-valores e contribuição de cada parâmetro de retificação sobre as potências de pico ( $P_p$ ) e ativa do ciclo ( $P$ ), em complemento aos gráficos de Pareto ilustrados pela Fig. 4.14.

Tabela 4.6 - ANOVA das potências elétricas  $P_p$  e  $P$ .

Pp (W)						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
ts (s)	4,23.10 <sup>3</sup>	1	4,23.10 <sup>3</sup>	8,39	1,00.10 <sup>-2</sup>	0
<b>Vf (mm/min)</b>	8,22.10 <sup>5</sup>	1	8,22.10 <sup>5</sup>	1,63.10 <sup>3</sup>	<b>2,50.10<sup>-18</sup></b>	<b>79</b>
<b>Vw (m/min)</b>	6,20.10 <sup>4</sup>	1	6,20.10 <sup>4</sup>	1,23.10 <sup>2</sup>	<b>3,32.10<sup>-9</sup></b>	<b>6</b>
<b>ts X Vf</b>	3,37.10 <sup>4</sup>	1	3,37.10 <sup>4</sup>	6,69. 10 <sup>1</sup>	<b>2,69.10<sup>-7</sup></b>	<b>3</b>
ts X Vw	1,92E.10 <sup>3</sup>	1	1,92E.10 <sup>3</sup>	3,82	6,73.10 <sup>-2</sup>	0
<b>Vf X Vw</b>	1,05E.10 <sup>5</sup>	1	1,05E.10 <sup>5</sup>	2,09.10 <sup>2</sup>	<b>5,53.10<sup>-11</sup></b>	<b>10</b>
Erro	8,57.10 <sup>3</sup>	17	5,04E.10 <sup>2</sup>			1
Total SS	1,04.10 <sup>6</sup>	23				
P (W)						
Fator	SS	df	MS	F	p-valor	Contribuição (%)
ts (s)	4,27.10 <sup>3</sup>	1	4,27.10 <sup>3</sup>	20,20	3,19.10 <sup>-4</sup>	3
<b>Vf (mm/min)</b>	2,35.10 <sup>4</sup>	1	2,35.10 <sup>4</sup>	111,00	<b>7,17.10<sup>-9</sup></b>	<b>18</b>
Vw (m/min)	1,81.10 <sup>5</sup>	1	0	0	0,99	0
<b>ts X Vf</b>	5,05.10 <sup>4</sup>	1	5,05.10 <sup>4</sup>	239,05	<b>1,91.10<sup>-11</sup></b>	<b>38</b>
<b>ts X Vw</b>	4,72.10 <sup>4</sup>	1	4,72.10 <sup>4</sup>	223,33	<b>3,29.10<sup>-11</sup></b>	<b>35</b>
Vf X Vw	4,20.10 <sup>3</sup>	1	4,20.10 <sup>3</sup>	19,88	3,44.10 <sup>-4</sup>	3
Erro	3,59.10 <sup>3</sup>	17	211,410			3
Total SS	1,33.10 <sup>5</sup>	23				100

Na Figura 4.15 são apresentados os valores de energia elétrica consumida ( $E_e$ ) calculada para os ensaios. Ao realizar a comparação entre as condições de corte representadas pelos ensaios E1, E3, E5 e E7, sem a atuação do centelhamento, pode ser observado que o aumento da velocidade de avanço ( $V_f$ ) tendeu a reduzir a energia em até 66 %, como destacado entre os ensaios E5 e E7 com emprego da velocidade da peça  $V_w = 30$  m/min. Em contrapartida, ao comparar ordenadamente os ensaios, nota-se que o tempo de centelhamento resultou no aumento da energia, com destaque de +132 % para os ensaios E7 e E8, condições nas quais os parâmetros de retificação permaneceram em nível alto, ou seja, mais severas.

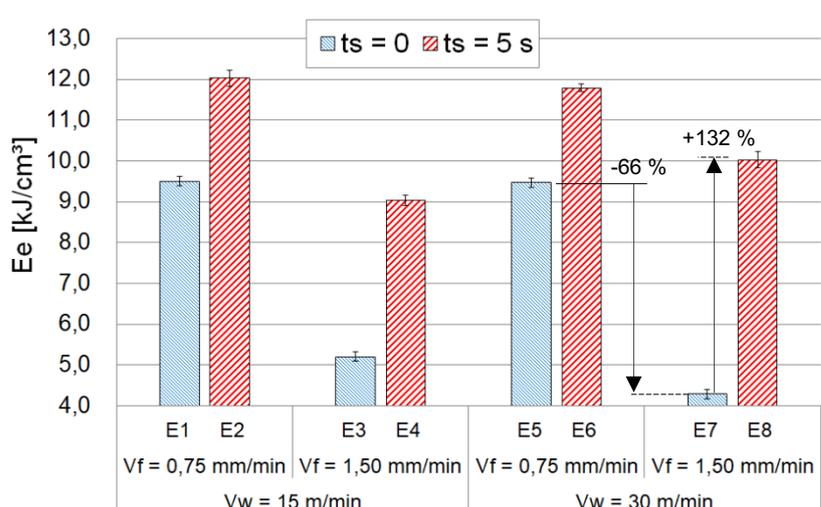


Figura 4.15 - Energia consumida em cada ensaio de retificação

Para avaliar os efeitos estatisticamente significativos da variação de parâmetros de retificação na energia elétrica consumida ( $E_e$ ), é apresentado na Fig. 4.16 o gráfico de Pareto com valores normalizados em ordem crescente, delimitados ao  $p$ -valor = 0,05. Nota-se que o tempo de centelhamento ( $t_s$ ) resultou em efeito de 27,53 no aumento da SEC, enquanto a velocidade de avanço ( $V_f$ ) influenciou na mesma proporção, mas no sentido de reduzi-la.

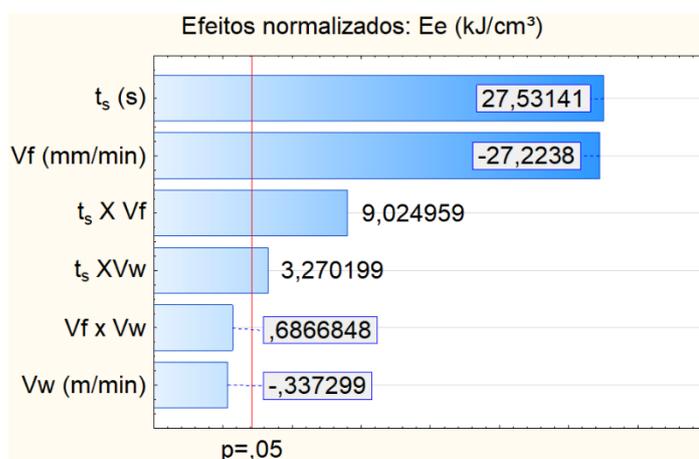


Figura 4.16 - Efeito da variação de parâmetros de retificação na energia consumida.

Para a usinagem com os ensaios em que houve o emprego do centelhamento, o tempo total do ciclo de mergulho ( $t_c$ ) foi em média  $13,3 \pm 0,2$  s quando empregada a menor velocidade de avanço  $V_f = 0,75$  mm/min (E2 e E6), contra  $9,1 \pm 0,3$  s para os ensaios sob  $V_f = 1,50$  mm/min (E4 e E8). Nessas condições, o volume de material removido a partir da ação do centelhamento foi menor que as respectivas parcelas do *spark-in*, como demonstrado pela diferença dimensional ( $\Delta D$ ) entre os experimentos

realizados sem centelhamento (E1, E3, E5 e E7) comparado àqueles com centelhamento (E2, E4, E6 e E8). Ao cessar o avanço radial, por mais que potência instantânea seja decrescente a partir do pico (Pp), a ação do centelhamento com a remoção do volume de material residual da peça fez com que a área da seção de corte fosse gradativamente reduzida. Como efeito, a energia consumida do ciclo aumentou substancialmente.

O estudo envolvendo energia específica de retificação conduzido por Rowe e Chen (1997) demonstra, por meios empíricos, que ao reduzir a espessura de corte equivalente, o efeito escala resulta em maior energia para remoção do pequeno volume de material, comportamento esse que não ocorre de maneira linear, mas que altera os mecanismos de remoção de material.

Além disso, a redução do tempo de processamento do ciclo tem implicações do ponto de vista econômico. Salonitis (2015) realizou ensaios de retificação da liga 42CrMo4 em estado endurecido, comparando a estratégia de remover determinado volume de material em cinco passes sob condições de retificação brandas comparado ao ciclo com três passes, sendo dois severos e um para acabamento em condição branda. Os autores concluíram que, ao empregar o ciclo reduzido, o tempo de processamento foi minimizado significativamente, com economia de 48 % de energia se comparado à estratégia inicial de cinco passes.

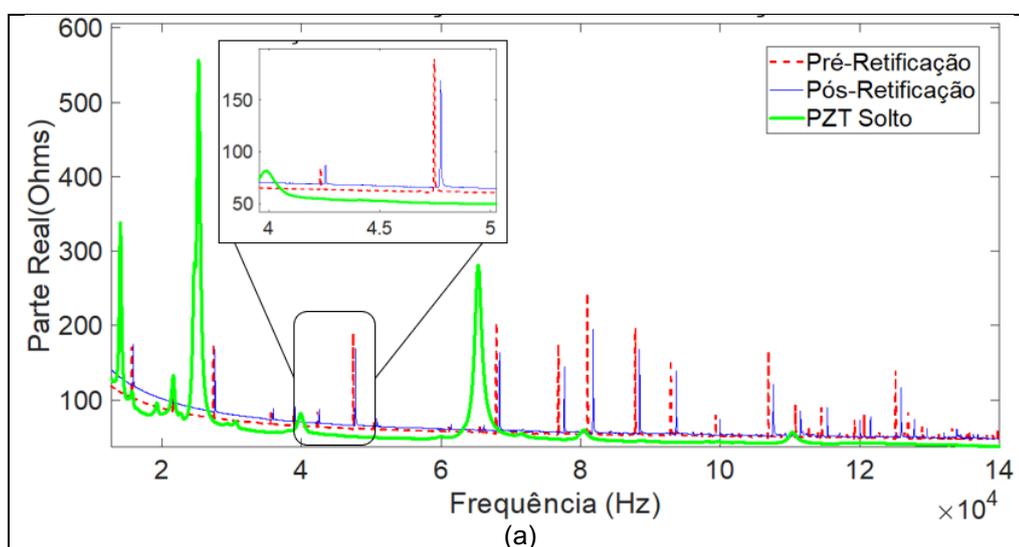
Ainda sobre a análise dos resultados da Fig. (4.16) observa-se que, em contrapartida, ao elevar a velocidade de avanço ( $V_f$ ) isoladamente, a energia consumida no ciclo de mergulho foi reduzida. Este resultado indica que ao aumentar a espessura de cavaco e a taxa de remoção de material, regida por  $V_f$  respectivamente na Eq. (2.4) e Eq. (2.6), há menor demanda de energia por volume de material removido.

Tais resultados convergem ao que normalmente é indicado pela literatura, como a publicação de Li *et al.* (2012) que estudou a retificação do aço SAE 52100 com rebolo convencional de óxido de alumínio branco e diferentes condições de retificação sob lubri-refrigeração abundante. Estes autores demonstraram que o aumento da taxa de remoção de material de  $0,005 \text{ cm}^3/\text{s}$  para  $0,015 \text{ cm}^3/\text{s}$  reduziu a energia consumida ( $E_e$ ) de  $1000 \text{ kJ}/\text{cm}^3$  para  $480 \text{ kJ}/\text{cm}^3$ . O aumento da taxa de remoção, guiado pela velocidade de avanço ( $V_f$ ) implicou na redução do tempo de processamento por ciclo e, conseqüentemente, o dispêndio de energia por volume de cavaco. Por outro lado, o parâmetro  $R_z$  partiu de  $2,2 \text{ }\mu\text{m}$  a  $5,0 \text{ }\mu\text{m}$  nos respectivos níveis de energia do processo, indicando que a qualidade superficial da peça foi deteriorada quando

removido maior volume de material e, conseqüentemente, operando-se o processo em baixos níveis de energia específica.

#### 4.5 Sinais de IEM e índices de dano

Na Figura 4.18 (a) é apresentada a parte real e Fig. 4.18 (b) a parte imaginária dos sinais de impedância eletromecânica (IEM) referente ao ensaio cuja condição de corte é mais branda (E2), com  $V_f = 0,75$  mm/min e  $V_w = 15$  m/min. A curva mais espessa (linha verde) representa a ocasião precedente à colagem do elemento piezelétrico (PZT solto), enquanto a linha tracejada vermelha e contínua azul referem-se, respectivamente, ao sinal obtido após a medição incluindo a montagem do conjunto PZT + peça antes e após a execução do ensaio. Nota-se que a amplitude e forma do sinal do conjunto pré e pós-retificação são particularmente alteradas se comparada ao PZT solto, e que a parte real da impedância diminui discretamente à medida que a frequência aumenta. Em contrapartida, a parte imaginária inicia-se em valores muito negativos ( $< 6$  k $\Omega$ ) em baixa frequência e tendem a zero. Nos sinais provenientes dos demais ensaios, o comportamento foi idêntico, resguardadas as diferentes amplitudes.



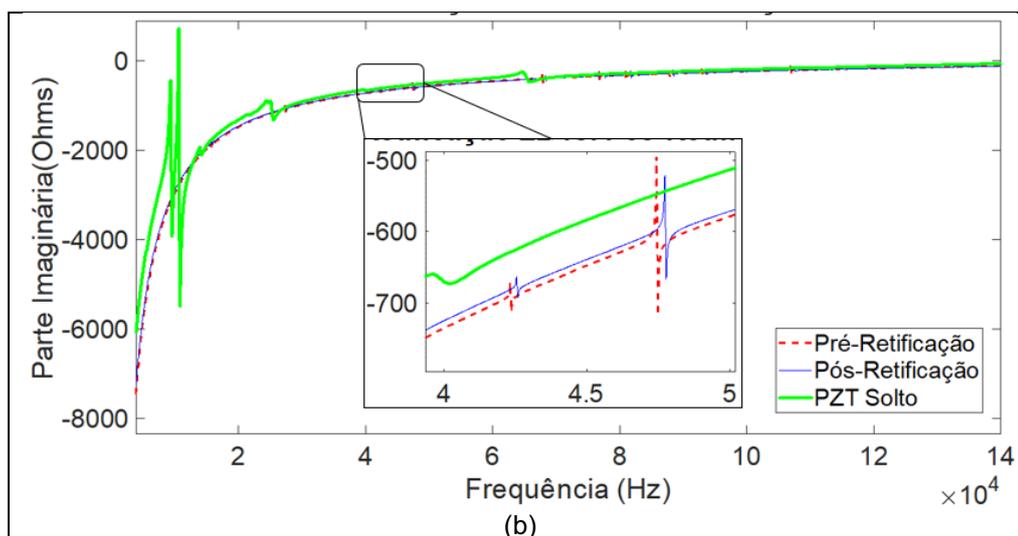


Figura 4.18 - Sinal de IEM da amostra submetida ao ensaio E2: parte real (a), imaginária (b).

De maneira geral, foi observado que a parte real do sinal de IEM após o ensaio, como exemplificado na Fig. 4.18 (a), tendeu a deslocar-se para cima e à direita dos picos quando comparado à ocasião da pré-retificação, ao passo que ambas formaram picos de maior amplitude mais estreitos que na condição com PZT solto. No entanto, este efeito foi menos aparente na parte imaginária, como destacado na Fig. 4.18 (b).

De acordo com Oliveira Jr. *et al.* (2018), a parte real do sinal de IEM inicia-se em elevados valores e decai com o aumento da frequência de excitação, tendo em vista que a resistência da estrutura (PZT + peça) em baixa frequência é elevada. Como a impedância mecânica ( $Z_s$ ) e a elétrica ( $Z_E$ ) estão associadas proporcionalmente, quanto menor for a frequência de excitação, maior será a resistência do sinal de impedância.

Quanto à parte imaginária do sinal de IEM, notaram-se baixos valores de capacitância ( $< 6 \text{ k}\Omega$ ) para todos os casos, com acréscimo associado ao aumento da frequência de excitação e próximo a zero em torno de 135 kHz. Segundo Palomino (2008), quando a reatância é menor que zero, trata-se de reatância capacitiva, regida pelo inverso da frequência de excitação ( $f$ ) e a capacitância constante ( $C$ ), conforme:  $X_C = 1/(2.f.C)$ .

Segundo Park *et al.* (2003), a reatância elétrica característica do capacitor, é a medida de oposição oferecida à passagem da corrente alternada, neste caso pelo sinal *Chirp* de excitação, pois o campo elétrico é produzido na estrutura do elemento piezelétrico, composta por dois discos polarizados e isolados

Com o objetivo de verificar a sensibilidade da parte real e imaginária dos sinais em função dos ensaios executados, aplicou-se a diferença percentual proposta por

Baptista e Filho (2009) e denotada pela Eq. (3.4). Na Fig. 4.19 (a) é apresentado por meio de mapa de cores a sensibilidade normalizada da parte real dos sinais provenientes das amostras submetidas aos ensaios E1 e E2, conduzidos com  $V_f = 0,75$  mm/min e E3 E4 com  $V_f = 1,50$  mm/min, sendo os ímpares sem centelhamento e os pares com  $t_s = 5$  s, ambos com velocidade da peça  $V_w = 15$  m/min. Em seguida, a Fig. 4.19 (b) refere-se aos ensaios E5 à E8, idênticos à série anterior com exceção de  $V_w = 30$  m/min. O eixo das abscissas é discretizado em intervalos de 5 kHz, totalizando 27 bandas de frequência.

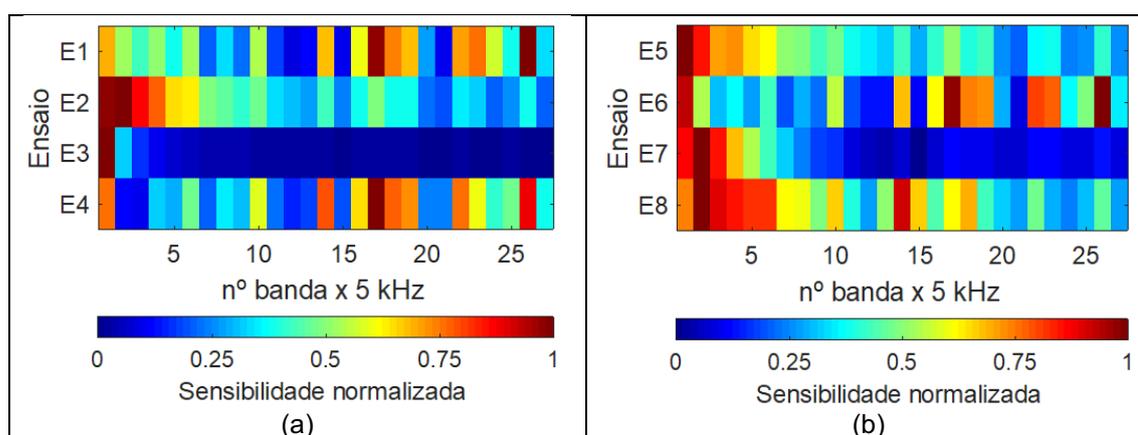


Figura 4.19 - Sensibilidade da parte real do sinal de IEM em virtude da retificação: ensaios com  $V_w = 15$  m/min (a),  $V_w = 30$  m/min (b).

Nota-se que a sensibilidade até a quarta banda é expressiva em todos os ensaios, confirmando que o maior afastamento e a presença de picos repentinos entre os sinais pré e pós-retificação são eminentes em frequências de 0 a 20 kHz. Porém, Ferreira *et al.* (2020) recomendam que a parte do sinal associada às frequências abaixo de 15 kHz sejam desprezadas da análise, tanto da parte real quanto imaginária, pelo fato da variabilidade das leituras estarem associadas às interferências externas e ruídos da medição não controláveis.

Outra característica da sensibilidade pode ser notada para as amostras usadas com os ensaios E3 e E7, predominantemente menores a partir da quinta banda de frequência (25 kHz). Este resultado permite inferir que os sinais obtidos antes e após a retificação encontraram-se ligeiramente afastados entre si em cada banda avaliada, em torno de 10 %, indicando que as alterações no sinal de IEM de cada peça nestes ensaios não foram tão elevadas quando comparadas às demais.

Desta forma, levanta-se a hipótese de que a usinagem com ensaios E3 e E7 ocasionaram alterações da impedância mecânica (massa, amortecimento e rigidez)

em menor proporção na peça, e por consequência no sinal de IEM perante aos demais ensaios. Dentre as variáveis de saída medidas diretamente na peça retificada, a diferença dimensional ( $d_D$ ) foi a menor para estes casos, ou seja, houve menor redução de volume devido à retificação e, conseqüentemente maiores desvios dimensionais, cujas qualidades de trabalho foram respectivamente IT10 e IT11.

Cavalini *et al.* (2014) destacam que a impedância elétrica do transdutor piezelétrico ( $Z_E$ ) é diretamente proporcional à impedância mecânica da estrutura ou peça monitorada ( $Z_s$ ), por sua vez associada à massa, amortecimento e rigidez. Nesse sentido, cabe ressaltar que a amostra obtida no ensaio E7 apresentou o maior desvio dimensional ( $d_D = 131 \pm 10 \mu\text{m}$ ), ou seja, menor perda de massa em decorrência do processo e, em segundo lugar, da amostra proveniente do ensaio E3 que apresentou  $d_D = 103 \pm 5 \mu\text{m}$ . Este fato indica que a remoção de material menos assertiva pelo processo pode ser detectada por pelo sinal de IEM, cabendo ser estudada a correlação dos índices de dano dos sinais de impedância com a variável de saída.

Quanto à sensibilidade da parte imaginária dos sinais de IEM nos ensaios do planejamento experimental, não houve sensibilidade maior que 5 % dentre todas as bandas de frequências avaliadas. No estudo de Ferreira *et al.* (2020), no qual método IEM foi empregado no monitoramento de danos causados pela retificação plana do aço ABNT N2711, os autores observaram que a parte imaginária dos sinais de IEM não varia significativamente antes e após a retificação, tornando-se ineficaz para o monitoramento da integridade ou aspectos de qualidade na retificação.

Na Figura 4.20 (a) e (b) é apresentado o índice CCDM normalizado para o espectro de frequências de 0 a 135 kHz da parte real do sinal de IEM, discretizado em intervalos de 5 kHz, totalizando 27 bandas de frequência, após a usinagem com as velocidades da peça  $V_w = 15 \text{ m/min}$  e  $V_w = 30 \text{ m/min}$ , respectivamente. Nota-se que o valor do índice em frequências abaixo de 20 kHz é menor dentre todos os ensaios, o que confirma as práticas da literatura em desprezar esta parte do sinal com nenhuma característica associada à peça. Palomino (2008) cita que este índice determina o coeficiente de correlação entre as duas assinaturas, ou seja, pré e pós-retificação, como denotado pela Eq. (2.16).

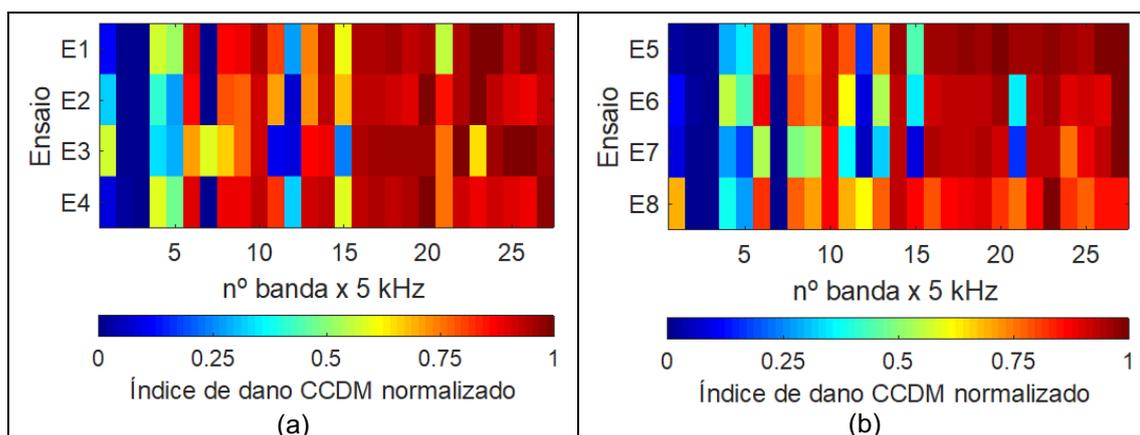


Figura 4.20 - Índice CCDM da parte real do sinal de IEM: ensaios com  $V_w = 15$  m/min (a),  $V_w = 30$  m/min (b).

Na Figura 4.21 é apresentado o índice RMSD5 normalizado para o espectro de frequências de 0 a 135 kHz da parte real do sinal de IEM, discretizado em intervalos de 5 kHz, totalizando 27 bandas de frequência. Esta métrica foi proposta por Peairs (2006) com intuito de majorar a variabilidade das leituras feitas em cada estágio do procedimento de medição, inserindo-se ao cálculo o desvio padrão ( $S_{(Z_{E,H}),k}$ ) dos sinais saudáveis entre cada amostragem (k), que neste trabalho foi executada em intervalos de 4 horas, portanto com  $k = 3$ .

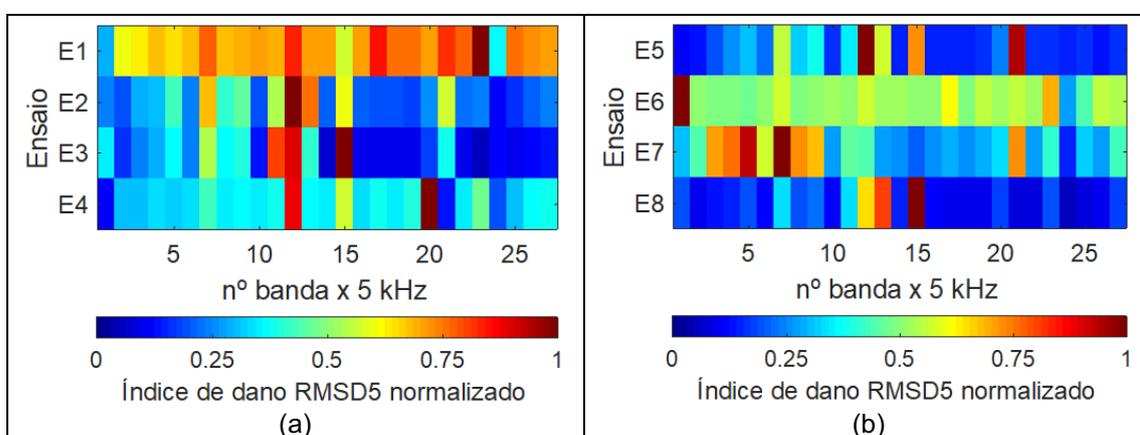


Figura 4.21 - Índice RMSD5 da parte real do sinal de IEM: ensaios com  $V_w = 15$  m/min (a),  $V_w = 30$  m/min (b).

Na Figura 4.22 (a) e (b) são ilustradas as partes reais dos sinais de IEM obtidos no estágio pré-retificação, em faixas de frequência distintas, de 28 a 38 kHz e de 50 a 75 kHz, respectivamente. A amostragem inicial foi feita com a peça preparada “0”, resguardado o tempo de cura do adesivo e silicone, e as demais a cada 4 horas subsequentes, representadas respectivamente pelas curvas “Após 4 horas” e “Após 8 horas”, sob condições ambientais controladas conforme descrito na metodologia.

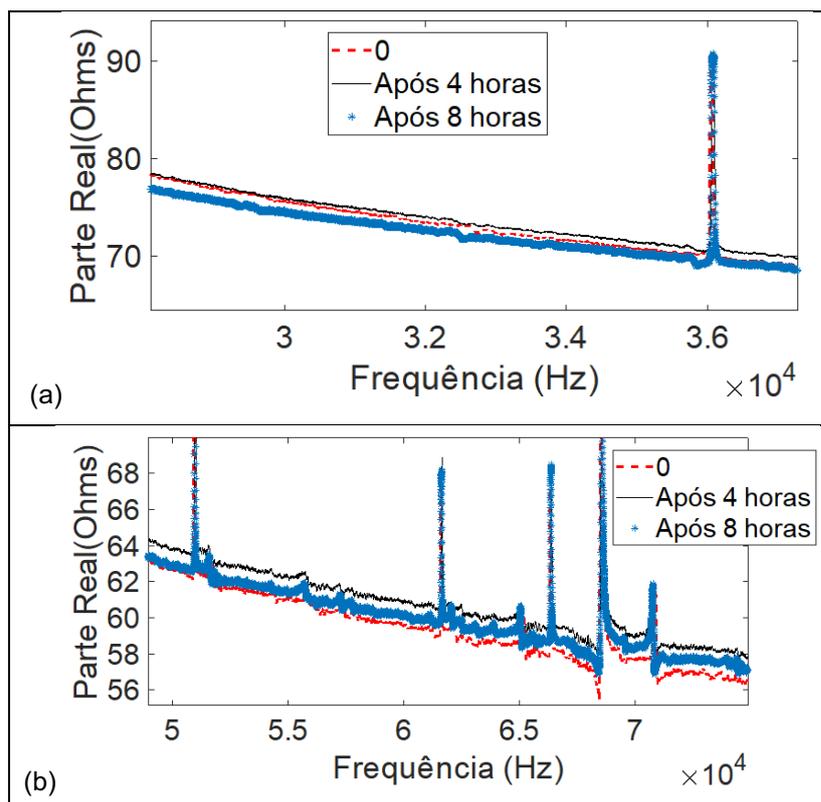


Figura 4.22 - Parte real dos sinais de IEM pré-retificação nas faixas de:  
28 a 38 kHz (a), 50 a 75 kHz (b)

Com isso, nota-se que o afastamento entre os sinais não foi ordenado conforme o intervalo de amostragem a cada 4 horas, o que reforça a importância das boas práticas em metrologia para realizar mais de uma leitura da grandeza estudada.

Vale ressaltar que os índices de dano RMSD mencionados na revisão bibliográfica e explorados nas publicações sobre a técnica de IEM levam em consideração que a média das leituras dos sinais de IEM no estágio sem danos ( $Z_{E,D}$ ) seja comparada ao sinal médio coletado na estrutura supostamente danificada ( $Z_{E,D}$ ). Todavia, podem ocorrer inferências errôneas acerca da alteração dos respectivos sinais médios entre os estágios, sobretudo nos casos em que o dano na estrutura/peça é pouco significativo para o sinal, fazendo com que as alterações indicadas pelo índice estejam contidas entre os valores médios. Por esse motivo, o índice RMSD5 apresenta como vantagem a ponderação do cálculo com o desvio amostral entre os sinais obtidos no estágio sem danos.

De maneira geral, os índices de dano em IEM detectam modificações na estrutura atribuídas como danos (descontinuidade ou defeito) de maneira indireta,

mas não localizam as descontinuidades do material, tampouco as quantificam. Logo, faz-se necessário analisar e estabelecer propriedades da estrutura que extrapolam os critérios de saúde, para então associá-las à amplitude crítica do índice de dano de IEM e a faixa de frequência da ocorrência.

Nesse sentido, neste trabalho foram estudadas as correlações entre os índices de dano CCDM e RMSD5 que, em determinada banda de frequência, comportaram-se linearmente aos aspectos de qualidade e integridade da peça retificada, bem como do processo. Como discutido anteriormente, o aumento da velocidade de avanço ( $V_f$ ) foi estatisticamente significativo para elevar a rugosidade  $R_a$  e o desvio dimensional do diâmetro externo da peça, com prejuízo aos aspectos qualitativos. Além disso, este parâmetro de retificação elevou a microdureza abaixo da superfície (a  $30\ \mu\text{m}$ ), comprometendo a integridade da superfície. Em contrapartida, o parâmetro tempo de centelhamento ( $t_s$ ) contribuiu para a redução dessas variáveis de saída. Deste modo, a correlação permite inferir que as alterações do sinal de IEM asseguram causalidade com a alteração dos parâmetros de retificação descritos na Tab. (3.1).

Baseado nas práticas estatísticas (Montgomery, 2013), adotou-se como critério de aceitação para correlação aquela cujo coeficiente de Pearson ( $r$ ) satisfizes seguinte relação:

- (a) Correlação muito forte:  $0,90 \leq r \leq 1,00$  ou  $-1,00 \leq r \leq -0,90$ ;
- (b) Correlação forte:  $0,80 \leq r < 0,90$  ou  $-0,90 < r \leq -0,80$ ;

O sinal positivo do coeficiente indica correlação diretamente proporcional, enquanto o negativo a relação inversamente proporcional entre as variáveis.

#### 4.5.1 – Índices de dano de IEM *versus* Rugosidade $R_a$

Na Figura 4.23 é apresentada a correlação atestada entre os índices normalizados CCDM das amostras de aço SAE 52100 com os respectivos valores médios de rugosidade  $R_a$ , acompanhados do desvio padrão para 95 % de confiabilidade. Foi observada forte correlação ( $r = 0,88$ ), diretamente proporcional na faixa de 90 a 95 kHz (19ª banda).

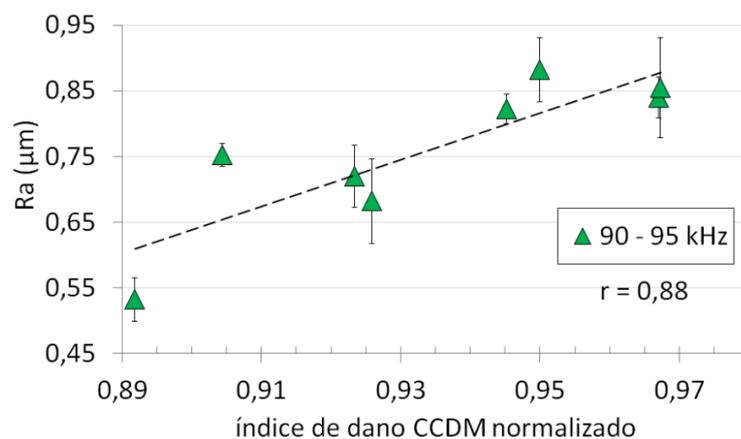


Figura 4.23 - Correlação entre o índice CCDM e a rugosidade Ra

Estes resultados demonstram a capacidade da técnica em monitorar variações de pequena ordem na estrutura, como os desvios microgeométricos da superfície retificada, aqui expresso pelo parâmetro Ra. Maruo *et al.* (2016) relataram que os pequenos danos na estrutura, tais como trincas ou poros podem ser detectados por meio de alta frequência do sinal de excitação, cujo comprimento da onda é menor.

Ademais, a recente publicação de Ferreira *et al.* (2020) apresentou o estudo da aplicação da técnica de IEM como ferramenta de monitoramento do acabamento da peça de aço ABNT N2711 na retificação plana com rebolo de óxido de alumínio em diferentes condições de corte. Os autores observaram forte correlação ( $r = 0,90$ ) entre o índice de dano RMSD e o parâmetro de rugosidade Ra na faixa de frequência de 80 a 85 kHz, ou seja, muito próxima do observado no presente trabalho por meio do índice CCDM.

#### 4.5.2 – Índices de dano de IEM vs. Desvios dimensionais

Na Figura 4.24 é apresentada a correlação verificada entre os índices normalizados CCDM das amostras com as respectivas dimensões dos desvios dimensionais do diâmetro externo da amostra obtido após os ensaios de retificação, acompanhados do desvio padrão para 95 % de confiabilidade. Foi observada forte correlação inversamente proporcional ( $r = 0,-88$ ) na faixa de frequência de 25 a 30 kHz (5ª banda).

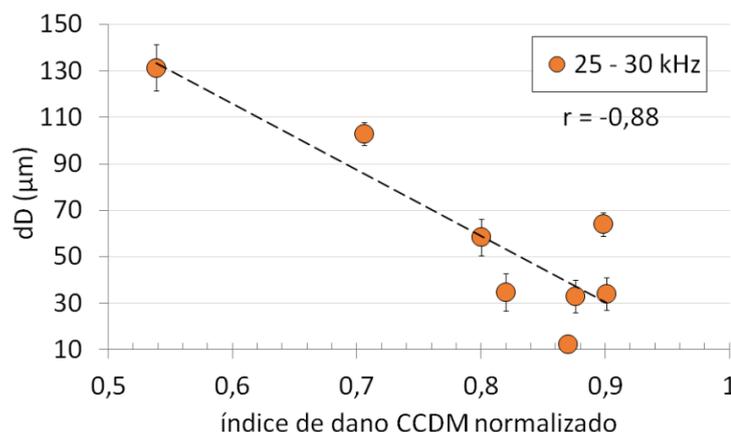


Figura 4.24 - Correlação entre o índice CCDM e o desvio dimensional diametral

Esse resultado condiz com o trabalho de Palomino (2008), onde a autora estudou a sensibilidade de métricas de dano para detecção de alteração da rigidez em perfil de alumínio em balanço, com a adição de cera orgânica à estrutura monitorada, cujas propriedades diferem-se do material-base. Como resultado, foi constatada a robustez da métrica CCDM e RMSD5 para detecção do dano simulado, na faixa de frequência entre 30 e 60 kHz na parte real dos sinais de IEM.

Em complemento, a análise dos índices RMSD5 obtidos para os ensaios também indicou forte correlação com os desvios dimensionais do diâmetro obtido após os ensaios de retificação, na faixa de frequência de 60 a 65 kHz (12ª banda), como ilustrado na Fig 2.25.

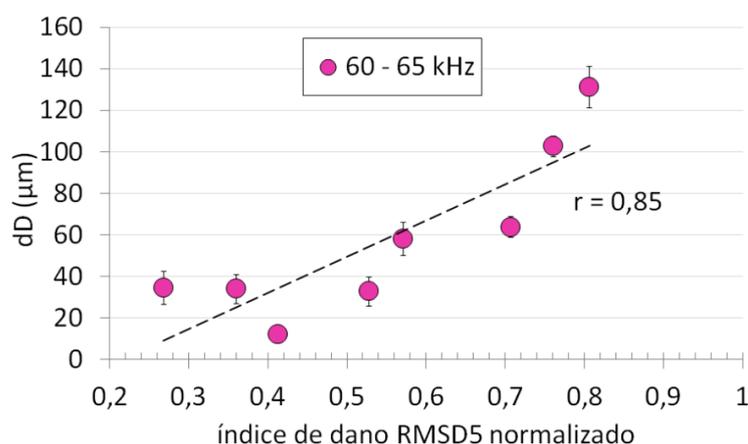


Figura 4.25 - Correlação entre o índice RMSD5 e o desvio dimensional da peça

Como discutido anteriormente, os menores valores de desvio dimensional do diâmetro externo da peça ( $d_D$ ) foram obtidos nos casos com maior diferença dimensional ocasionada pelo ensaio, ou seja, quando o volume de material removido pelo processo foi mais próximo do ideal. Isso indica que a perda de massa foi sensível

aos dois índices de dano estudados em amplitude e frequências distintas: primeiro o índice CCDM na faixa de frequência de 25 a 30 kHz e, em segundo, o índice RMSD5 na faixa de frequência de 60 a 65 kHz.

#### 4.5.2 – Índices de dano de IEM *versus* Microdureza

Na Figura 4.26 é apresentada a correlação atestada entre os índices normalizados CCDM das amostras com os respectivos valores médios de microdureza abaixo da superfície (a 30  $\mu\text{m}$ ), acompanhados do desvio padrão para 95 % de confiabilidade.

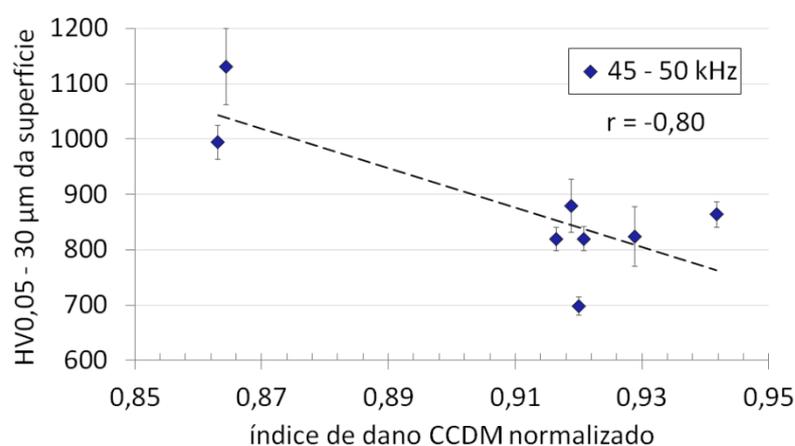


Figura 4.26 - Correlação entre o índice CCDM e a microdureza abaixo da superfície

No presente estudo, para o índice CCDM, a faixa de 45 a 50 kHz (10ª banda) apresentou correlação mais evidente dentre as 27 bandas, considerada forte e inversamente proporcional ( $r = -0,80$ ) à microdureza na região analisada. Contudo, o estudo de Ferreira *et al.* (2020) identificaram correlação muito forte e diretamente proporcional ( $r = 0,95$ ) entre a microdureza da superfície do aço ABNT N2711 e o índice RMSD na faixa de 50 a 55 kHz nos ensaios de retificação plana conduzidos sob variação da espessura de corte equivalente (heq).

## CAPÍTULO V

### CONCLUSÕES

Após a execução dos ensaios experimentais de retificação cilíndrica de mergulho do aço rolamento SAE 52100 sob diferentes condições de usinagem com o monitoramento das variáveis de saída da peça, grandezas elétricas do processo e dos índices de dano dos sinais de impedância eletromecânica (IEM) das amostras retificadas, pode-se concluir que:

- O aumento da velocidade de avanço radial apresentou influência predominante e diretamente proporcional sobre o aumento dos parâmetros de amplitude ( $R_a$  e  $R_q$ ) em até 54 %, enquanto o emprego do tempo de centelhamento ( $t_s$ ) atuou no sentido de reduzi-los em até 26 %;

- Os valores de rugosidade  $R_a$  registrados situaram-se entre  $0,53 \mu\text{m}$  e  $0,88 \mu\text{m}$ , na faixa indicada aos processos de retificação em geral ( $0,1 \mu\text{m}$  e  $1,6 \mu\text{m}$ ). Quanto ao campo morfológico, obtiveram-se valores característicos do processo de retificação, com  $R_{sk}$  negativo e  $R_{ku}$  em torno de 3,0;

- A análise dos parâmetros que compõem a curva de Abbot-Firestone ( $R_{pk}$ ,  $R_k$  e  $R_{vk}$ ) revelou a ação do centelhamento na redução da altura dos picos ( $R_{pk}$ ) e do núcleo ( $R_k$ ). Embora a equivalência do parâmetro  $R_a$ , como por exemplo nos ensaios E5 e E7 com  $0,85 \mu\text{m}$ , a predominância de picos sobre vales ( $R_{vk}$ ) no perfil de rugosidade foi até 33 % maior quando empregada alta velocidade de avanço ( $V_f = 1,50 \text{ mm/min}$ ). Como o desempenho tribológico da superfície de mancais é dependente da distribuição da curva, dada a capacidade de retenção de lubrificante e acomodação do contato, ressalta-se a importância de avaliar os aspectos de qualidade superficial além de  $R_a$ , o que não é feito na maioria das publicações relacionadas à retificação deste material;

- O emprego de centelhamento teve efeito predominante na redução do desvio dimensional do diâmetro externo da peça retificada em até 80 %, como na comparação dos ensaios E1 e E2 cujos parâmetros de retificação foram os mais brandos;

- Ainda que empregada alta velocidade de avanço ( $V_f = 1,50 \text{ mm/min}$ ), o centelhamento contribuiu para a redução do desvio dimensional do diâmetro externo, independente da velocidade da peça;

- Com exceção do ensaio E2, condição branda de retificação, os maiores valores de microdureza foram localizados a 30  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície usinada, indicando que a energia a remoção de material pelo processo ocasionou alterações dessa propriedade mecânica da peça;

- Os perfis de microdureza obtidos para as amostras retificadas revelaram o comportamento decrescente para todos os casos, exceto naquela obtida pelo ensaio E2, igualando-se ao valor de referência ( $754,0 \pm 12,5$  HV) a partir de 240  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície;

- O emprego do tempo de centelhamento ( $t_s$ ) proveu a redução da microdureza abaixo da superfície dentre todas as regiões avaliadas em cada amostra, sobretudo mais próximo da superfície retificada, independente das velocidades de mergulho ( $V_f$ ) e da peça ( $V_w$ );

- Com o aumento da velocidade de avanço ( $V_f$ ), observou-se o acréscimo de microdureza a 30  $\mu\text{m}$  da superfície, uma vez que este parâmetro aumenta a espessura de corte equivalente ( $h_{eq}$ );

- A velocidade da peça ( $V_w$ ) exerceu influência no aumento de até 50 % da microdureza a 30  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície retificada.

Com relação às grandezas elétricas, potência instantânea e de pico, os resultados mostraram que:

- A potência de pico ( $P_p$ ) é fortemente influenciada pelo aumento da velocidade avanço ( $V_f$ ), identificada pelo patamar superior da potência instantânea no ciclo de mergulho quando a penetração de trabalho ajustada foi atingida;

- De maneira análoga, a potência ativa ( $P$ ) foi maior quando empregada alta velocidade avanço ( $V_f = 1,50$  mm/min). Ainda que o cálculo da potência ( $P$ ) seja dependente do inverso do período de ciclo de retificação, em vista que o aumento de  $V_f$  implicou na redução do tempo de mergulho, o período de centelhamento requereu boa parcela de potência elétrica da rede para a retirada da parcela residual de material;

- A energia elétrica consumida ( $E_e$ ) aumentou com o tempo de centelhamento ( $t_s$ ), mas diminuiu com o aumento da velocidade de avanço ( $V_f$ );

Quanto aos índices de dano de IEM, conclui-se que:

- Foi observada forte correlação entre o índice CCDM e a rugosidade Ra das amostras em frequências mais elevadas (90 a 95 kHz), cujo coeficiente de Pearson ( $r$ ) indicou proporcionalidade direta ( $r = 0,88$ );
- Os desvios dimensionais do diâmetro das amostras apresentaram forte correlação com dois índices de dano, sendo o primeiro por CCDM em baixa frequência (25 a 30 kHz) com indicação de proporcionalidade inversa ( $r = -0,88$ ) e o segundo pelo índice RMSD5 em frequências medianas (60 a 65 kHz);
- Forte correlação com o índice CCDM em frequências medianas (55 a 60 kHz) também foi observada com a microdureza da peça a 30  $\mu\text{m}$  da superfície, cujo coeficiente de Pearson ( $r$ ) indicou proporcionalidade inversa ( $r = -0,80$ );
- A técnica de IEM revelou-se com potencial significativo para monitorar os aspectos da peça estudados neste trabalho, sobretudo por se tratar de um método não destrutivo e indireto.

### 5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Com base nos resultados obtidos na realização desse trabalho, propõem-se as seguintes sugestões para trabalhos futuros relacionados à retificação cilíndrica do aço rolamento SAE 52100:

- Testar diferentes granulometrias *mesh* de rebolos de alumina branca e o efeito do grau de recobrimento do rebolo nos mesmos parâmetros de saída avaliados neste trabalho;
- Investigar a influência do desgaste do rebolo nos desvios de cilindridade e dimensional das peças submetidas à retificação cilíndrica de mergulho;
- Monitorar a sensibilidade das métricas de IEM aos danos superficiais e subsuperficiais isoladamente, como por exemplo, mediante técnicas de geração de danos artificiais, sem a remoção de material. A metodologia proposta no trabalho de Seidel *et al.* (2018) compatibiliza danos provocados por queima à *laser* àqueles típicos da queima de retífica. A motivação principal deve-se ao fato de que, ao realizar os ensaios de retificação, a remoção de material em forma de cavaco (perda de massa) e a ocorrência de danos com a alteração microestrutural e de microdureza (amortecimento e rigidez) sobrepõem entre si, o que pode ter dificultado a associação pela amplitude do índice de IEM no presente trabalho, gerando assim o falso-negativo no índice de dano da peça monitorada.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR ISO 6158, 1995. **Sistema de tolerâncias e ajustes**. 79 p.

ABNT ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR ISO 6409, 1997(a). **Tolerâncias geométricas – Tolerâncias de forma, orientação, posição e batimento - Generalidades, símbolos, definições e indicações em desenho**. 19 p.

ABNT ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR NM-ISO 3611, 1997(b). **Micrômetro para medições externas**. 12 p.

ABNT ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR ISO 4287, 2002. **Especificações Geométricas do Produto (GPS) – Rugosidade: Método do Perfil – Termos, Definições e Parâmetros de Rugosidade**. 18 p.

ABNT ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS ISO 3002, 2013. **Grandezas básicas em usinagem e retificação - Parte 1**. 70 p.

ABNT ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR, 2016. **Ferramentas abrasivas — Uso, manuseio, segurança, classificação e padronização**. 90 p.

ALVES, M.; BIANCHI, E.; AGUIAR, P. Influência da velocidade de avanço do rebolo nos danos de aços endurecidos retificados. **Revista Matéria** (Rio de Janeiro), v. 13, p. 636-642, 2008.

<https://doi.org/10.1590/S1517-70762008000400009>

ALVES, J. A. C.; FERNANDES, U. D. B.; DINIZ, A. E.; *et al.* Analysis of the influence of sparkout time on grinding using several lubrication/cooling methods. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 31, p. 47-51, 2009.

<https://doi.org/10.1590/S1678-58782009000100007>

ANFAVEA (Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores). 2020. Disponível em: <[www.anfavea.com.br/estatisticas-copiar-2.html](http://www.anfavea.com.br/estatisticas-copiar-2.html)>. Acesso em: 13 dez.

2020.

ARANTES, L. O.; POLLI, M. L. Performance comparison of seeded-gel and CBN grinding wheels for cylindrical plunge grinding of 100Cr6 steel. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 42, p. 1-11, 2020.

<https://doi.org/10.1007/s40430-020-02686-8>

BAPTISTA, F. G.; FILHO, J. V. Optimal frequency range selection for PZT transducers in impedance-based SHM systems. **IEEE Sensors**, J10:1297–1303, 2010.

<https://doi.org/10.1109/JSEN.2010.2044037>

BARROS NETO, B.; SCARMINO, I. S.; BRUNS, R. E. **Como Fazer Experimentos: Pesquisa e Desenvolvimento na Ciência e na Indústria**. 4. ed. Porto Alegre: Bookman, 2010.

BELENTANI, R. D. M.; FUNES JÚNIOR; H., CANARIM, R. C.; et al. Utilization of minimum quantity lubrication (MQL) with water in CBN grinding of steel. **Materials Research**, v. 17(1), p. 88-96, 2014.

<https://doi.org/10.1590/S1516-14392013005000165>

BHUSHAN, B., 2000. **Modern Tribology handbook, volume one - principles of Tribology**. CRC Press, 1ª edição.

<https://doi.org/10.1201/9780849377877>

BIANCHI, E. C.; RODRIGUEZ, R. L.; HILDEBRANDT, R. A.; et al. Plunge cylindrical grinding with the minimum quantity lubrication coolant technique assisted with wheel cleaning system. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 95, n. 5–8, p. 2907–2916, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s00170-017-1396-5>

BLATEYRON, F., 2013. **The areal feature parameters**. Springer, Berlin, Heidelberg.

[https://doi.org/10.1007/978-3-642-36458-7\\_3](https://doi.org/10.1007/978-3-642-36458-7_3)

BORDIN, F. M.; WEINGAERTNER, W. L. Steel subsurface damage on plunge cylindrical grinding with sol-gel aluminum oxide grinding wheels. **The International**

**Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 105(7), p. 2907-2917, 2019.

<https://doi.org/10.1007/s00170-019-04518-z>

BRANDINO, D. Definition of cylindrical grinding process standard for aeronautical gears. Tese de Doutorado: Curso di Laurea Magistrale in Ingegneria Gestionale, 2019.

CASTRO, L. N. D.; BIANCHI, E. C.; ANDRADE, R. B. D.; *et al.* Análise de diferentes métodos de lubri-refrigeração no processo de retificação cilíndrica do aço ABNT 52100 com rebolo de carbeto de silício com liga resinoide. **Revista Matéria**, v. 21, 6 p., 2016.

<https://doi.org/10.1590/S1517-707620160003.0066>

DA SILVA, R. B.; FERREIRA, F. I.; BAPTISTA, F. G.; *et al.* Electromechanical impedance (EMI) technique as alternative to monitor workpiece surface damages after the grinding operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 98, n. 9–12, p. 2429–2438, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2390-2>

DA SILVA, S. P.; DA SILVA, E. J.; COELHO, R. T.; ROSSI, M. A. Finding dimensional stability considering deflection effects in cylindrical plunge grinding. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, 41(12), 1-10, 2019.

<https://doi.org/10.1007/s40430-019-2056-5>

DE PAIVA, R. L.; DE SOUZA RUZZI, R.; DE OLIVEIRA, L. R.; *et al.* Experimental study of the influence of graphene platelets on the performance of grinding of SAE 52100 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 110, n. 1–2, 2020.

<https://doi.org/10.1007/s00170-020-05866-x>

DEBNATH, S.; REDDY, M. M.; & YI, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review. **Journal of cleaner production**, 83, 33-47, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.07.071>

DEMIRBAS, E., & KOBAYA, M. Operating cost and treatment of metalworking fluid wastewater by chemical coagulation and electrocoagulation processes. **Process**

**Safety and Environmental Protection**, v. 105, p. 79-90, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.psep.2016.10.013>

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 7<sup>a</sup> Ed. São Paulo, Artliber Editora, 2010.

DOGRA, M.; SHARMA, V. S.; DUREJA, J. S.; GILL, S. S. Environment-friendly technological advancements to enhance the sustainability in surface grinding- A review. **Journal of Cleaner Production**, v. 197, p. 218–231, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2018.05.280>

FREITAS, E. S.; BAPTISTA, F. G. Experimental Analysis of the Feasibility of Low-Cost Piezoelectric Diaphragms in Impedance-Based SHM Applications. **Sensors and Actuators. A, Physical**, v. 238, p. 220-228, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.sna.2015.11.031>

FERREIRA, F. I.; AGUIAR, P. R.; DA SILVA, R. B.; *et al.* Electromechanical impedance (EMI) measurements to infer features from the grinding process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 106(5), p. 2035-2048, 2020.

<https://doi.org/10.1007/s00170-019-04733-8>

FIELD, M.; Kahles, J. F.; Cammett, J. T. Review of Measuring Methods for Surface Integrity. **CIRP Annals**, v. 21, n. 2, p. 219–238, 1972.

FIOCCHI, A. A.; FORTULAN, C. A.; SANCHEZ, L. E. A. Ultra-precision face grinding with constant pressure, lapping kinematics and SiC grinding wheel dressed with overlap factor. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 79, p. 1531 – 1543, 2015.

<https://doi.org/10.1007/s00170-015-6933-5>

FINZI NETO, R. M.; STEFFEN Jr., V.; RADE, D. A., *et al.* A low-cost electromechanical impedance-based SHM architecture for multiplexed piezoceramic actuators. **Structural Health Monitoring**; v. 10(4), p. 391–401, 2011.

<https://doi.org/10.1177/1475921710379518>

GARCIA, M. V.; LOPES, J. C.; DINIZ, A. E.; *et al.* Grinding performance of bearing steel using MQL under different dilutions and wheel cleaning for green manufacture.

**Journal of Cleaner Production**, v. 257, 2020.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.120376>

GILANI, T., HALAN, J., 2018. Effect of Dressing Overlap Ratio on the Grinding Process. Norton Abrasives. Disponível em:

<<http://giecdn.blob.core.windows.net/fileuploads/document/2018/10/09/norton-article-approved-formatted-1.pdf>>. Acesso em: 10 fev. 2021

GIURGIUTIU, V.; ROGERS, C. A. Recent Advancements in the Eletro-Mechanical (E/M) Impedance Method for Structural Health Monitoring and NDE. In: 5th Annual International Symposium on Structures and Materials, 1998.

<https://doi.org/10.1117/12.316923>

GIURGIUTIU, V.; ZAGRAI, A. Damage Detection in Thin Plates and Aerospace Structure with the Electro-Mechanical Impedance Method. **Structural Health Monitoring**. V. 4(2), p. 99-118, 2005.

<https://doi.org/10.1177/1475921705049752>

GRIFFITHS, B. **Book Review. Manufacturing Surface Technology**. Manufacturing Engineering Modular Series, Pentane Press, 2002.

<https://doi.org/10.1007/s001700200189>

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

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00049-X](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00049-X)

HE, B.; WEI, C.; DING, S.; SHI, Z. A survey of methods for detecting metallic grinding burn. **Measurement**, v. 134, p. 426–439, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.10.093>

HEINZEL, C.; BLEIL, N. The Use of the Size Effect in Grinding for Work-hardening. **CIRP Annals**, v. 56, n. 1, p. 327–330, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.05.075>

HOSOKAWA, A.; TOKUNAGA, K.; UEDA, T.; *et al.* Drastic reduction of grinding fluid flow in cylindrical plunge grinding by means of contact-type flexible brush-nozzle. **CIRP Annals**, v. 65(1), p. 317-320, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.04.092>

IEE - INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **Trial-use Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions**. Std 1459:2010. New York, January 30, 2010.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO) 12714: 1999. **Non-destructive testing - Acoustic emission inspection - Secondary calibration of acoustic emission sensors**. Geneva, Switzerland, 16 p.

International Organization for Standardization (ISO), 14104 : 2017. **Gears Surface temper etch inspection after grinding, chemical method**; 3rd edition. Geneva, Switzerland, 17 p.

IRANI, R. A.; BAUER, R. J.; WARKENTIN, A. A review of cutting fluid application in the grinding process. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45(15), p.1696-1705, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.006>

JACKSON, M. J. **Surface Integrity of Micro- and Nanomachined Surfaces**. London: Springer London, 2010.

[https://doi.org/10.1007/978-1-84882-874-2\\_6](https://doi.org/10.1007/978-1-84882-874-2_6)

JACKSON, M. J.; HITCHINER, M. P. **High performance grinding and advanced cutting tools**. Springer Science & Business Media, 2012.

<https://doi.org/10.1007/978-1-4614-3116-9>

KARA, S.; LI, W. Unit process energy consumption models for material removal processes. **CIRP annals**, v. 60(1), p. 37-40, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.03.018>

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 2**. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009.

KOPAC, J.; KRAJNIK, P. High-performance grinding—a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 175(1-3), p. 278-284, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.04.010>

LIU, W.; DENG, Z.; XIAO, Z. Experimental study on the characteristics of high speed cylindrical plunge grinding for annealed bearing steel 100Cr6. **International Journal of Abrasive Technology**, v. 8(4), p. 329-344, 2018.

<https://doi.org/10.1504/IJAT.2018.094881>

LOPES, J. C., FERNANDES; L. M, DOMINGUES, B. B.; *et al.* Effect of CBN grain friability in hardened steel plunge grinding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-11, 2019.

<https://doi.org/10.1007/s00170-019-03654-w>

LI, W.; WINTER, M.; KARA, S.; HERRMANN, C. Eco-efficiency of manufacturing processes: A grinding case. **CIRP annals**, v. 61(1), p. 59-62, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.029>

LINKE, B. **Life cycle and sustainability of abrasive tools**. New York: Springer International Publishing, 2016.

<https://doi.org/10.1007/978-3-319-28346-3>

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. 1<sup>º</sup> ed. São Paulo: Blücher, 2009.

MACKENZIE, D. S. Metallurgical reasons for grinding cracks and their detection. (2017) Disponível em: < [https://www.researchgate.net/profile/D-Mackenzie/publication/318467909\\_Metallurgical\\_Reasons\\_for\\_Grinding\\_Cracks\\_and](https://www.researchgate.net/profile/D-Mackenzie/publication/318467909_Metallurgical_Reasons_for_Grinding_Cracks_and)

[\\_Their\\_Detection/links/596e6f3e4585152dd4ab6840/Metallurgical-Reasons-for-Grinding-Cracks-and-Their-Detection.pdf](#)>. Acesso em: 02 abr. 2021.

MADOPOTHULA, U.; NIMMAGADDA, R. B.; LAKSHMANAN, V. Assessment of white layer in hardened AISI 52100 steel and its prediction using grinding power. **Machining Science and Technology**, v. 22, p. 299-319, 2017.

<https://doi.org/10.1080/10910344.2017.1365891>

MALKIN, S.; GUO, C. **Grinding Technology - Theory and Applications of Machining With Abrasives**. Second ed. New York: Industrial Press, 2008.

MAO, C.; TANG, X.; ZOU, H.; *et al.* Investigation of grinding characteristic using nanofluid minimum quantity lubrication. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, p. 1745-1752, 2013.

<https://doi.org/10.1007/s12541-012-0229-6>

MARINESCU, I. D.; HITCHINER, M.; UHLMANN, E.; *et al.* **Handbook of machining with grinding wheels**. Nova Iorque : CRC Press, 2007.

<https://doi.org/10.1201/9781420017649>

MARUO, I. I. C.; GIANCHERO, V. F.; STEFFEN Jr., V.; *et al.* Electromechanical impedance-based structural health monitoring instrumentation system applied to aircraft structures and employing a multiplexed sensor array. **Journal of Aerospace Technology and Management**, p. 294-306, 2016.

<https://doi.org/10.5028/jatm.v7i3.447>

MONTGOMERY, Douglas C. **Design and Analysis of Experiments**. John Wiley & Sons, 7<sup>a</sup> Ed., 2013.

NADOLNY, K.; KAPLONEK, W. The effect of wear phenomena of grinding wheels with sol-gel alumina on chip formation during internal cylindrical plunge grinding of 100Cr6 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, p. 501-517, 2016.

<https://doi.org/10.1007/s00170-016-8500-0>

NÁPRSTKOVÁ, N.; NOVÁK, M.; SVIANTEK, J. Specific Cutting Conditions of 100Cr6 Steel Grinding and Selected Final Roughness Parameters. **Advances in Science and Technology**. Research Journal, v. 14(2), 2020.

<https://doi.org/10.12913/22998624/113281>

NERIS, M. Apostila de Treinamento: Ensaio não destrutivo para o setor eólico. Associação Brasileira de Ensaio Não Destrutivo e Inspeção (ABENDI). São Paulo: outubro de 2020.

OLIVEIRA Jr., P.; D'ADDONA D. M., AGUIAR P.R. Dressing tool condition monitoring through impedance-based sensors: part 1 – PZT diaphragm transducer response and EMI sensing technique. **Sensors**, 2018.

<https://doi.org/10.3390/s18124455>

PALOMINO, L. Análise das métricas de dano associadas à técnica da impedância eletromecânica para o monitoramento de integridade estrutural. 2008. 117 f., Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia. Disponível em: <<https://repositorio.ufu.br/bitstream/123456789/14804/1/Lizeth.pdf>>

PANG, J.; LI, B.; LIU, Y.; WU, C. Rayleigh heat flux distribution model investigation and workpiece temperature prediction in the cylindrical grinding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 89(9-12), p. 3231-3241 2017.

<https://doi.org/10.1007/s00170-016-9220-1>

PARK, G.; SOHN, H.; FARRAR, C. R.; INMAN, D. J. Overview of Piezoelectric Impedance- Based Health Monitoring and Path Forward. **The Shock and Vibration Digest**. V.35, Issue 6, p. 85-92, 2003.

<https://doi.org/10.1177/05831024030356001>

PEAIRS, D. M. High Frequency Modeling and Experimental Analysis for Implementation of Impedance-based Structural Health Monitoring. 2006. 150 f. **Tese de Doutorado**. Virginia Polytechnic Institute and State University. Virginia (USA).

PEREIRA, W. X.; DINIZ, A. E.; HASSUI, A. Comparing different plunge cylindrical grinding cycles based on workpiece roughness and process vibration. **Journal of the**

**Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 31, p. 161-166, 2009.

<https://doi.org/10.1590/S1678-58782009000200009>

RABELO, D.S.; STEFFEN JR, V.; FINZI NETO; *et al.* Impedance-based structural health monitoring and statistical method for threshold-level determination applied to 2024-T3 aluminum panels under varying temperature. **Structural Health Monitoring**, v. 16(4), p. 365-381, 2017.

<https://doi.org/10.1177/1475921716671038>

ROSA, O. D. S. Investigação Sobre Aspectos de Uso Energético nos Processos de Soldagem a Resistência por Ponto para as Versões Corrente Alternada (CA) e Corrente Contínua a Média Frequência (MFDC). **Tese de Doutorado**: Universidade Federal de Uberlândia, 2013.

ROWE, W. B. **Principles of Modern Grinding Technology**. Elsevier, 2014.

<https://doi.org/10.1016/B978-0-323-24271-4.00016-6>

ROWE, W. B.; CHEN, X. Characterization of the size effect in grinding and the sliced bread analogy. **International Journal of Production Research**, v. 35(3), p. 887-899, 1997.

<https://doi.org/10.1080/002075497195768>

RUZZI, R. S.; DA SILVA, L. R. R.; DA SILVA, R. B.; *et al.* Topographical analysis of machined surfaces after grinding with different cooling-lubrication techniques. **Tribology International**, v. 141, 2020.

<https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.105962>

RUZZI, R. S.; DE PAIVA, R. L.; DA SILVA, L. R. R.; *et al.* Comprehensive study on Inconel 718 surface topography after grinding. **Tribology International**, v. 158, 2021.

<https://doi.org/10.1016/j.triboint.2021.106919>

SALONITIS, K. Energy efficiency assessment of grinding strategy. **International Journal of Energy Sector Management**, v. 9, p. 20-37, 2015.

<https://doi.org/10.1108/IJESM-04-2013-0009>

SAINI, D. P. Wheel hardness and local elastic deflections in grinding. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 30(4), p. 637-649, 1990.

[https://doi.org/10.1016/0890-6955\(90\)90013-9](https://doi.org/10.1016/0890-6955(90)90013-9)

SEIDEL, M. W.; ZÖSCH, A.; HÄRTEL, K. Grinding burn inspection. **Forschung im Ingenieurwesen**, v. 82(3), p. 253-259, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s10010-018-0270-4>

SHOKOOHI, Y.; KHOSROJERDI, E.; SHIADHI, B. H. Machining and ecological effects of a new developed cutting fluid in combination with different cooling techniques on turning operation. **Journal of Cleaner Production**, v. 94, p. 330-339, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.01.055>

SILVA, L. R.; CORRÊA, E. C.; BRANDÃO, J. R.; DE ÁVILA, R. F. Environmentally friendly manufacturing: Behavior analysis of minimum quantity of lubricant-MQL in grinding process. **Journal of Cleaner Production**, v.256, 2020.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2013.01.033>

SMITH, G. T. **Industrial metrology: surfaces and roundness**. Springer Science & Business Media, 2002.

SOUZA, C. C.; ARENCIBIA, R. V.; COSTA, H. L.; *et al.* A contribution to the measurement of circularity and cylindricity deviations. **21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering**, 2011, Natal, RN, v. 5, p. 791, 2011.

TAWAKOLI, T.; HADAD, M. J.; SADEGHI, M. H. Investigation on minimum quantity lubricant-MQL grinding of 100Cr6 hardened steel using different abrasive and coolant-lubricant types. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.50, n. 8, p. 698–708, 2010.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.04.009>

TAYLOR HOBSON. Surface finish metrology, 2020. Disponível em: < <https://www.taylor-hobson.com/resource-center/blog/2020/october/what-is-surface-finish-and-types-of-surface-finish-parameters> >. Acesso em: 02 fev. 2021.

TIAN, Y. B.; LIU, F.; WANG, Y.; WU, H. Development of portable power monitoring system and grinding analytical tool. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 27, p. 188-197, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.05.002>

WALKER, T. **The mql handbook: a guide to machining with minimum quantity lubrication**. Unist Inc, 2013.

WEBSTER, J.A.; CUI, C.; MINDEK Jr., R. B. Grinding fluid application system design. **Annals of the CIRP**, v. 44, p. 333-338, 1995.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62337-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62337-3)

WEG. Motores Elétricos: Guia de Especificação – Apostila de Treinamento. Joinville/SC, Revisão 22, 2019. Disponível em: <<https://static.weg.net/medias/downloadcenter/h32/hc5/WEG-motores-eletricos-guia-deespecificacao-50032749-brochure-portuguese-web.pdf>>. Acesso em: 02 nov. 2019.

WEGENER, K.; HOFFMEISTER, H. W.; KARPUSCHEWSKI, B.; *et al.* Conditioning and monitoring of grinding wheels. **CIRP annals**, v.60(2), p. 757-777, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.003>

XUN, C.; ALLANSON, D.; THOMAS, A. Simulation of feed cycles for grinding between centers. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 34(5), p. 603-616, 1994.

[https://doi.org/10.1016/0890-6955\(94\)90045-0](https://doi.org/10.1016/0890-6955(94)90045-0)

ZIPIN, R. B., 1990. "Analysis of the Rk surface roughness parameter proposals". **Precision Engineering**, 12(2), 106-108.

[https://doi.org/10.1016/0141-6359\(90\)90036-X](https://doi.org/10.1016/0141-6359(90)90036-X)