



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

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

RAFAEL LIBERATTI IAVARONE

**EFEITO DA APLICAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE COM INIBIDORES VOLÁTEIS
DE CORROSÃO NO DESEMPENHO DA RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340
ENDURECIDO**

BAURU

2024



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"



RAFAEL LIBERATTI IAVARONE

**EFEITO DA APLICAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE COM INIBIDORES VOLÁTEIS
DE CORROSÃO NO DESEMPENHO DA RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340
ENDURECIDO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho, como requisito à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Professor Titular Eduardo Carlos Bianchi

Coorientador: Professor Dr. José Claudio Lopes

BAURU

2024

Iavarone, Rafael Liberatti.

Efeito da aplicação de fluidos de corte com
inibidores voláteis de corrosão no desempenho da
retificação do aço ABNT 4340 endurecido

/ Rafael Liberatti Iavarone, 2024

143 f.

Orientador: Eduardo Carlos Bianchi

Coorientador: José Claudio Lopes

Tese (Doutorado)-Universidade Estadual
Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2024

1. Retificação. 2. Fluido de corte. 3. Inibidor
volátil de corrosão. 4. Integridade superficial. I.
Universidade Estadual Paulista. Faculdade de
Engenharia. II. Título.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA TESE DE DOUTORADO DE RAFAEL LIBERATTI IAVARONE, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA - CÂMPUS DE BAURU.

Aos 03 dias do mês de dezembro do ano de 2024, às 09:00 horas, no(a) Via sistemas de conferência e outras ferramentas para comunicação à distância, realizou-se a defesa de TESE DE DOUTORADO de RAFAEL LIBERATTI IAVARONE, intitulada **ANÁLISE DE FLUIDOS DE CORTE CONTENDO INIBIDORES VOLÁTEIS DE CORROSÃO NA RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO**. A Comissão Examinadora foi constituída pelos seguintes membros: Prof. Dr. JOSÉ CLAUDIO LOPES (Co-orientador(a) - Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade Estadual Paulista UNESP Faculdade de Engenharia Câmpus de Bauru, Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade Estadual Paulista (UNESP) - Faculdade de Engenharia - Câmpus de Bauru, Prof. Dr. THIAGO VALLE FRANÇA (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade Estadual Paulista UNESP Faculdade de Engenharia Câmpus de Bauru, Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade de São Paulo / USP - São Carlos, Prof. Dr. FERNANDO SABINO FONTEQUE RIBEIRO (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / UNIFIO. Após a exposição pelo doutorando e arguição pelos membros da Comissão Examinadora que participaram do ato, de forma presencial e/ou virtual, o discente recebeu o conceito final: APROVADO . Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após lida e aprovada, foi assinada pelo(a) Presidente(a) da Comissão Examinadora.

Prof. Dr. JOSÉ CLAUDIO LOPES

Documento assinado digitalmente
 JOSE CLAUDIO LOPES
Data: 03/12/2024 11:59:12-0300
Verifique em <https://validar.it.gov.br>



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Bauru

PROPOSTA DE ALTERAÇÃO DO TÍTULO

A COMISSÃO EXAMINADORA PROPÕE A ALTERAÇÃO DO TÍTULO DO TRABALHO DO ALUNO:
RAFAEL LIBERATTI IAVARONE

DE: "ANÁLISE DE FLUIDOS DE CORTE CONTENDO INIBIDORES VOLÁTEIS DE CORROSÃO NA
RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO"

PARA:

EFEITO DA APLICAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE COM INIBIDORES VOLÁTEIS DE CORROSÃO NO
DESEMPENHO DA RETIFICAÇÃO DO AÇO ABNT 4340 ENDURECIDO

Bauru, 3 de dezembro de 2024.



Documento assinado digitalmente
JOSE CLAUDIO LOPES
Data: 03/12/2024 12:32:27-0300
Verifique em <https://validar.itl.gov.br>

Prof. Dr. José Claudio Lopes
Coorientador

DEDICATÓRIA

Aos meus filhos João Pedro e José Arthur.

AGRADECIMENTOS

A minha esposa Ana Flávia e aos nossos filhos João Pedro e José Arthur, sem vocês nada disso seria possível. Agradeço todos os dias pela família incrível que formamos, pelo amor, cumplicidade, carinho e respeito.

A minha mãe Sueli e ao meu pai Carlos, por tudo que sempre fizeram e fazem por nossa família. Obrigado por nos criarem com muito amor, honestidade, carinho e dedicação, vocês sempre serão meus maiores exemplos.

A minha irmã Júlia e ao meu irmão Alexandre, por sempre estarem presentes e me apoiarem.

A minhas avós Aparecida e Matilde (*in memoriam*) e aos meus avôs Laurindo e Astrogildo.

Aos meus primos, tios, sogros e todos os demais familiares e amigos.

Ao meu orientador, Professor Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pela oportunidade, orientação, ensinamentos e amizade que me foram concedidas.

Ao meu coorientador, Professor Dr. José Claudio Lopes, por todo o suporte durante este trabalho e principalmente pela nossa amizade.

Aos docentes e técnicos do Departamento de Engenharia Mecânica, pelos ensinamentos transmitidos e todo o apoio na realização deste trabalho.

Aos integrantes do Laboratório de Usinagem por Abrasão - LUA, por todo conhecimento produzido e compartilhado.

A Faculdade de Engenharia de Bauru da UNESP, em especial ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade.

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES pela concessão das bolsas de mestrado e doutorado.

Meus mais sinceros agradecimentos a todos que contribuíram direta ou indiretamente para que este trabalho fosse concluído.

“Nada é permanente, exceto a mudança”.

(Heráclito)

RESUMO

O desenvolvimento de fluidos de corte sustentáveis é um desafio significativo para a indústria metalúrgica. Esta pesquisa analisou a performance de fluidos de corte sintéticos, biodegradáveis e não tóxicos, que contêm uma nova classe de inibidores de voláteis de corrosão, *V-active* VCI, na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido, com rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) e três velocidades de avanço (0,25, 0,50 e 0,75 mm/min), comparando os resultados com os de um fluido sintético consolidado no mercado. As variáveis de saída avaliadas foram viscosidade do fluido, parâmetros de rugosidade das superfícies retificadas (R_a , R_q , R_t , R_z , R_p , R_v , R_{sk} , R_{ku} , R_{Sm} , R_{dq} , R_{pk} , R_k , R_{vk} , Mr_1 e Mr_2), desgaste diametral do rebolo, potência elétrica consumida, microdureza das peças usinadas e custos. As superfícies retificadas e a microestrutura das peças foram avaliadas por microscopia eletrônica de varredura. A aplicação de fluidos contendo os inibidores *V-active* VCI resultou em superfícies de menor rugosidade nas maiores velocidades de avanço, permitindo o aumento de produtividade sem comprometer a qualidade das peças usinadas. A condição VCI - 0,50 mm/min se destacou, apresentando parâmetros de rugosidade equivalentes aos obtidos no menor avanço, de 0,25 mm/min.

Palavras-chave: Retificação. Fluido de corte. Inibidor volátil de corrosão. Integridade superficial.

ABSTRACT

Developing sustainable cutting fluids is a significant challenge for the metalworking industry. This research analyzed the performance of synthetic, biodegradable and non-toxic cutting fluids containing a new class of volatile corrosion inhibitors, *V-active* VCI, in external cylindrical plunge grinding of quenched and tempered ABNT 4340 steel, with a conventional aluminum oxide (Al_2O_3) grinding wheel and three feed rates (0.25, 0.50 and 0.75 mm/min), comparing the results with those of a synthetic fluid consolidated in the market. The output variables evaluated were fluid viscosity, roughness parameters of the ground surfaces (R_a , R_q , R_t , R_z , R_p , R_v , R_{sk} , R_{ku} , R_{Sm} , R_{dq} , R_{pk} , R_k , R_{vk} , Mr_1 and Mr_2), grinding wheel wear, grinding power, microhardness of the machined parts and costs. The ground surfaces and microstructure of the workpieces were evaluated by scanning electron microscopy. The application of fluids containing *V-active* VCI inhibitors resulted in surfaces with lower roughness at higher feed rates, allowing increased productivity without compromising the quality of the machined components. The VCI - 0.50 mm/min condition stood out, presenting roughness parameters equivalent to those obtained at the lowest feed rate of 0.25 mm/min.

Keywords: Grinding. Cutting Fluid. Volatile corrosion inhibitor. Surface Integrity.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Elementos básicos do processo de retificação.	22
Figura 2: Interface de contato entre grãos abrasivos e peça no processo de retificação.	23
Figura 3: Representação do custo do produto em função das operações de fabricação.....	24
Figura 4: Representação do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho.....	25
Figura 5: Ciclo da retificação cilíndrica externa de mergulho.	26
Figura 6: Cinemática do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho.....	27
Figura 7: Efeitos do aumento da velocidade de corte: a) taxa de remoção de material constante e b) taxa de remoção de material crescente.	28
Figura 8: Estágios de formação do cavaco no processo de retificação.	33
Figura 9: Estruturas típicas de um rebolo: a) super abrasivo e b) convencional.	34
Figura 10: Micro desgaste de grãos e ligante.	38
Figura 11: Macro desgaste do rebolo.	39
Figura 12: Mecanismos de desgaste do rebolo: a) desgaste por atrito do grão, b) fratura do grão, c) desprendimento do grão, d) adesão de material, e) empastamento.	41
Figura 13: Mecanismos de desgaste de grãos abrasivos.....	43
Figura 14: Classificação dos fluidos de corte.....	45
Figura 15: Superfícies distintas com o mesmo valor de Ra.	63
Figura 16: Superfícies com diferentes valores de assimetria - Rsk.	66
Figura 17: Superfícies com diferentes valores de curtose - Rku.	67
Figura 18: Valores típicos de Rsk e Rku para diversos processos de usinagem.	68
Figura 19: Curva de Abbott-Firestone.....	69
Figura 20: Peça retificada com danos térmicos - a) microscopia da lateral da peça, 1- camada branca, 2- camada escura; b) microdureza da lateral da peça em função da distância da superfície retificada.	78
Figura 21: Dimensões dos corpos de prova (em milímetros).	85
Figura 22: Matriz de ensaios.	89
Figura 23: Configuração dos experimentos.....	89
Figura 24: Configuração do perfilômetro.....	92
Figura 25: Visão esquemática da impressão do perfil do rebolo desgastado no corpo de prova de aço ABN 1020.	93
Figura 26: Viscosidade em função da temperatura, fluidos puros e sem diluição.....	99

Figura 27: Viscosidade em função da temperatura, fluidos diluídos em água na concentração de 3%, conforme utilizados nos ensaios de retificação.....	100
Figura 28: Perfis de rugosidade: a) SF, 0,25 mm/min; b) VCI, 0,25 mm/min; c) VCI+EP, 0,25 mm/min; d) SF, 0,50 mm/min; e) VCI, 0,50 mm/min; f) VCI+EP, 0,50 mm; g) SF, 0,75 mm/min; h) VCI, 0,75 mm/min; i) VCI+EP, 0,75 mm/min.....	103
Figura 29: MEV das superfícies retificadas: a) SF, 0,25 mm/min; b) SF, 0,50 mm/min; c) SF, 0,75 mm/min; d) VCI, 0,25 mm/min; e) VCI, 0,50 mm/min; f) VCI, 0,75 mm/min; g) VCI+EP, 0,25 mm/min; h) VCI+EP, 0,50 mm/min; i) VCI+EP, 0,75 mm/min.....	104
Figura 30: Imagens 3D das superfícies retificadas: a) SF, 0,25 mm/min; b) VCI, 0,25 mm/min; c) VCI+EP, 0,25 mm/min; d) SF, 0,50 mm/min; e) VCI, 0,50 mm/min; f) VCI+EP, 0,50 mm; g) SF, 0,75 mm/min; h) VCI, 0,75 mm/min; i) VCI+EP, 0,75 mm/min.....	105
Figura 31: Parâmetros Ra e Rq em função do fluido de corte e do avanço.....	106
Figura 32: Parâmetros Rp e Rv e razão Rp/Rv em função do fluido de corte e do avanço.....	108
Figura 33: Parâmetros Rt e Rz e razão Rt/Rz em função do fluido de corte e do avanço.....	109
Figura 34: Parâmetros RSm e Rdq em função do fluido de corte e do avanço.....	110
Figura 35: Parâmetros Rsk e Rku em função do fluido de corte e do avanço.....	112
Figura 36: Espaço morfológico (Rsk x Rku).....	112
Figura 37: Curvas de Abbott-Firestone: a) SF - 0,25 mm/min; b) SF - 0,50 mm/min; c) SF - 0,75 mm/min; d) VCI - 0,25 mm/min; e) VCI - 0,50 mm/min; f) VCI - 0,75 mm/min; g) VCI+EP - 0,25 mm/min; h) VCI+EP - 0,50 mm/min; i) VCI+EP - 0,75 mm/min.....	114
Figura 38: Parâmetros Rpk, Rk e Rvk em função do fluido de corte e do avanço.....	115
Figura 39: Parâmetros Mr1 e Mr2 em função do fluido de corte e do avanço.....	115
Figura 40: Desgaste diametral do rebolo em função do fluido de corte e do avanço.....	120
Figura 41: Potência elétrica consumida em função do fluido de corte e do avanço.....	123
Figura 42: Microscopia eletrônica de varredura da lateral da amostra, avanço de 0,75 mm/min: a) SF, b) VCI e c) VCI+EP.....	125
Figura 43: Microdureza Vickers em função do fluido de corte e do avanço.....	126
Figura 44: Análise de custos em função do fluido de corte e do avanço.....	128

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Características dos principais materiais utilizados na fabricação de grãos abrasivos	36
Tabela 2: Composição química e variações permissíveis do aço ABNT 4340.....	57
Tabela 3: Composição química do aço ABNT 4340.....	85
Tabela 4: Dureza dos corpos de prova antes e depois dos tratamentos térmicos.	86
Tabela 5: Propriedades dos fluidos de corte.....	87
Tabela 6: Condições de usinagem.	88
Tabela 7: Parâmetros obtidos com perfilômetro de contato.....	91
Tabela 8: Parâmetros da análise de custos.....	97
Tabela 9: Viscosidade em função da temperatura, fluidos puros e sem diluição.....	100
Tabela 10: Viscosidade em função da temperatura, fluidos diluídos em água na concentração de 3%, conforme utilizados nos ensaios de retificação.....	100
Tabela 11: Parâmetros de rugosidade.....	102
Tabela 12: Diferença de desempenho de VCI e VCI+EP em relação a SF e VCI+EP em relação a VCI para cada velocidade de avanço.....	117
Tabela 13: Variação do desempenho de cada fluido em relação ao aumento da velocidade de avanço.....	118

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	American Society for Testing and Materials
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CNC	Controle numérico computadorizado
DEMa	Departamento de Engenharia de Materiais
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
EDS	Espectroscopia por energia dispersiva
FEB	Faculdade de Engenharia de Bauru
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
LCE	Laboratório de Caracterização Estrutural
LADAPS	Laboratório de Aquisição de Dados e Processamento de Sinais
LUA	Laboratório de Usinagem por Abrasão
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificação
ODS	Objetivos de Desenvolvimento Sustentável
ONU	Organização das Nações Unidas
UFSCAR	Universidade Federal de São Carlos
UNESP	Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho
VCI	<i>Volatile Corrosion Inhibitor</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

°C	Grau Celsius	(°C)
°INPM	Grau Instituto Nacional de Pesos e Medidas	(°INPM)
μ	Coeficiente de atrito	(-)
μm	Micrometro	(μm)
A	Área média no topo dos grãos abrasivos	(mm^2)
A/D	Analógico/digital	(-)
a_d	Profundidade de dressagem	(μm)
a_e	Profundidade real de corte	(μm)
Al_2O_3	Óxido de alumínio	(-)
a_p	Profundidade de corte	(μm)
b	Largura do rebolo	(mm)
C	Carbono	(-)
CBN	Nitreto de boro cúbico	(-)
c_d	Profundidade radial de corte	(μm)
Cr	Cromo	(-)
d_e	Diâmetro equivalente	(mm)
d_s	Diâmetro do rebolo	(mm)
d_w	Diâmetro da peça	(mm)
e_c	Energia específica	(J/mm^3)
F_a	Força axial	(N)
F_n	Força normal	(N)
F_t	Força tangencial	(N)
G	Relação G	(-)
gf	Gramma-força	(gf)
h_{eq}	Espessura equivalente de corte	(μm)
HV	Dureza Vickers	(HV)
HR_C	Dureza Rockwell C	(HR_C)
K	Força de corte unitária	(N)
kgf	Quilograma-força	(kgf)
l/min	Litro por minuto	(l/min)
l_c	Comprimento de contato	(μm)

m	Metro	(m)
m/s	Metro por segundo	(m/s)
ml/h	Mililitro por hora	(ml/h)
mm	Milímetro	(mm)
mm/min	Milímetro por minuto	(mm/min)
Mn	Manganês	(-)
Mo	Molibidênio	(-)
MPa	Mega Pascal	(MPa)
Ni	Níquel	(-)
n_s	Rotação do rebolo	(rpm)
n_w	Rotação da peça	(rpm)
P	Potência de corte	(W)
p	Pressão unitária	(N/mm ²)
P.A.	Para análise	(-)
Q'_w	Taxa específica de remoção de material no tempo	(mm ³ /mm.s)
Q_w	Taxa de remoção de material no tempo	(mm ³ /s)
R_a	Rugosidade média aritmética	(μ m)
RMS	Root Mean Square	(-)
R_q	Rugosidade média quadrática	(μ m)
R_y	Rugosidade máxima	(μ m)
R_z	Rugosidade total	(μ m)
Si	Silício	(-)
SiC	Carbeto de silício	(-)
t_s	Tempo de centelhamento	(s)
v_d	Velocidade de dressagem	(mm/min)
v_f	Velocidade de avanço do rebolo	(mm/min)
v_s	Velocidade tangencial do rebolo ou de corte	(m/s)
v_w	Velocidade periférica da peça ou velocidade de trabalho	(m/s)
Z_s	Volume de rebolo gasto	(mm ³)
Z_w	Volume de material removido	(mm ³)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	19
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	22
2.1.	Processo de retificação	22
2.2.	Retificação cilíndrica externa de mergulho	25
2.3.	Parâmetros de corte na retificação cilíndrica externa de mergulho.....	27
2.3.1.	Velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo (v_s)	28
2.3.2.	Velocidade periférica da peça (v_w).....	29
2.3.3.	Velocidade de avanço ou de mergulho (v_f).....	29
2.3.4.	Profundidade de corte (a_p).....	29
2.3.5.	Diâmetro equivalente (d_e)	30
2.3.6.	Comprimento de contato (l_c)	31
2.3.7.	Taxa de remoção de material (Q_w).....	32
2.3.8.	Espessura equivalente de corte (h_{eq})	32
2.4.	Mecanismo de formação do cavaco.....	33
2.5.	Rebolos.....	34
2.5.1.	Rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3)	35
2.5.1.1.	Grãos abrasivos de óxido de alumínio (Al_2O_3).....	35
2.5.1.3.	Ligante vitrificado.....	37
2.6.	Fluidos de corte.....	44
2.6.1.	Histórico	45
2.6.2.	Classificação.....	45
2.6.2.1.	Sólidos	45
2.6.2.2.	Gasosos	46
2.6.2.3.	Líquidos	46
2.6.3.	Funções dos fluidos de corte	50
2.6.3.1.	Lubrificação da interface de corte.....	50
2.6.3.2.	Refrigeração da interface de corte	51
2.6.3.3.	Remoção de cavacos (limpeza) da interface de corte	51
2.6.3.4.	Proteção da máquina-ferramenta e da peça usinada contra a oxidação	52
2.6.4.	Problemas na utilização de fluidos de corte	52
2.6.5.	Seleção de fluidos de corte.....	52
2.6.6.	Tendências na pesquisa e aplicação de fluidos de corte.....	53

2.6.6.1.	Novos fluidos, com maior capacidade de lubrificação e ambientalmente amigáveis	54
2.6.6.2.	Novos métodos de aplicação, visando a redução na quantidade utilizada de fluidos	54
2.6.7.	Fluidos de corte contendo <i>V-active</i> VCI na retificação.....	55
2.7.	Aço ABNT 4340	57
2.8.	Integridade superficial e características funcionais	57
2.9.	Variáveis de saída do processo de retificação	62
2.9.1.	Rugosidade	62
2.9.1.1.	Rugosidade média aritmética - Ra (<i>Arithmetic average height</i>).....	63
2.9.1.2.	Rugosidade média quadrática - Rq (<i>Root mean square roughness</i>).....	64
2.9.1.3.	Altura máxima de pico - Rp (<i>Maximum height of peaks</i>).....	64
2.9.1.4.	Profundidade máxima de vale - Rv (<i>Maximum depth of valleys</i>).....	64
2.9.1.5.	Altura total do perfil - Rt (<i>Total height of the profile</i>).....	65
2.9.1.6.	Altura máxima do perfil - Rz (<i>Maximum height of the profile</i>).....	65
2.9.1.7.	Fator de assimetria do perfil - Rsk (<i>Skewness</i>)	66
2.9.1.8.	Fator de achatamento do perfil (kurtosis) - Rku (<i>Kurtosis</i>).....	67
2.9.1.9.	Largura média dos elementos do perfil - RSm (<i>Mean width of the profile</i>)...	68
2.9.1.10.	Inclinação quadrática média do perfil - Rdq (<i>Root-Mean-Square slope of the profile</i>)	69
2.9.1.11.	Curva da razão portante do perfil (Curva de Abbott-Firestone).....	69
2.9.1.12.	Análise de superfícies usinadas com perfilometria.....	70
2.9.2.	Desgaste diametral do rebolo	73
2.9.3.	Potência elétrica consumida.....	74
2.9.4.	Técnicas de microscopia	75
2.9.5.	Microdureza	76
2.9.6.	Viscosidade	79
2.9.7.	Custos	81
3.	MATERIAL E MÉTODOS.....	84
3.1.	Equipamentos, Materiais e Procedimentos	84
3.1.1.	Retificadora	84
3.1.2.	Rebolo e dressador	84
3.1.3.	Corpos de prova	85
3.1.4.	Sistema de lubrificação convencional.....	86

3.1.5.	Sistema de aquisição de dados de potência elétrica consumida.....	87
3.2.	Procedimento de ensaio e parâmetros de entrada.....	87
3.3.	Análise das variáveis de saída	90
3.3.1.	Rugosidade	91
3.3.2.	Desgaste diametral do rebolo	92
3.3.3.	Potência elétrica consumida.....	93
3.3.4.	Microscopia óptica da superfície de corte do rebolo.....	94
3.3.5.	Preparação das amostras para microdureza Vickers e microscopia eletrônica de varredura - MEV da microestrutura das peças.....	94
3.3.6.	Microdureza Vickers	95
3.3.7.	Microscopia eletrônica de varredura - MEV da microestrutura das peças	96
3.3.8.	Microscopia eletrônica de varredura - MEV das superfícies retificadas	96
3.3.9.	Custos	97
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	99
4.1.	Viscosidade	99
4.2.	Rugosidade	101
4.3.	Desgaste diametral do rebolo	119
4.4.	Potência elétrica consumida	122
4.5.	Microestrutura e microdureza	124
4.6.	Custos.....	127
5.	CONCLUSÕES	129
6.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	130
	REFERÊNCIAS	131
	APÊNDICES	142

1 INTRODUÇÃO

A retificação é o processo de usinagem mais utilizado quando são necessárias alta qualidade superficial e elevada precisão geométrica, sendo geralmente uma das últimas etapas de fabricação. Comparada a outros processos de usinagem, a retificação apresenta elevada geração de calor, devido às interações entre os grãos abrasivos e a superfície usinada (atrito, deformação plástica e corte) em altas velocidades, tornando imprescindível a utilização de fluidos de corte para lubrificação, refrigeração e remoção dos cavacos da operação, evitando danos térmicos à peça e desgaste prematuro da ferramenta. Entretanto, como amplamente reportado na literatura, a utilização desses fluidos acarreta uma série de problemas ambientais, de saúde e econômicos.

Neste contexto, o desenvolvimento de novos fluidos e novas técnicas de aplicação, mais ambientalmente amigáveis, é uma das maiores tendências no atual cenário da manufatura. A utilização de nano fluidos tem sido amplamente estudada na última década, porém os custos ainda são elevados e os potenciais danos ambientais e à saúde ainda não são totalmente conhecidos. Técnicas alternativas de aplicação de fluidos também foram desenvolvidas, como usinagem à seco, que no caso da retificação é inviável, e mínima quantidade de lubrificante - MQL e suas derivações (com limpeza, ar refrigerado) que apresentam resultados promissores, mas ainda não são capazes de superar a qualidade obtida por peças retificadas pelo método de lubrirrefrigeração convencional (abundante).

Destaca-se a alternativa apresentada por Genovez (2016), que desenvolveu uma nova classe de inibidores voláteis de corrosão, denominada *V-active* VCI, composto por uma combinação de sais orgânicos, especialmente aminas graxas e ácidos carboxílicos, que utiliza a água, nas fases líquida e de vapor, como meio de transporte e ativação, sendo ideal para aplicações em ambientes com grande presença de água, como tipicamente são os processos de usinagem com fluidos de corte de base aquosa. Diante dessas características, ficou-se evidente a potencial utilização do *V-active* VCI como aditivo em fluidos de corte sintéticos, visto que a baixa proteção contra corrosão é um dos principais limitantes de sua ampla aplicação. Foram então desenvolvidos novos fluidos de corte sintéticos, biodegradáveis, não prejudiciais à saúde humana, contendo em sua composição os inibidores *V-active* VCI, capazes de proteger as peças e a máquina contra a corrosão, eliminando etapas posteriores de aplicação de óleo protetivo e limpeza, fornecer refrigeração, lubricidade e adstringência adequadas, como alternativa aos fluidos integrais e emulsões. Contudo, a composição do fluido de corte interfere diretamente no

processo de usinagem, principalmente na qualidade da peça usinada e no desgaste da ferramenta, tornando-se imprescindível a sua avaliação experimental.

Talon et al. (2019) realizaram os primeiros estudos com um fluido de corte contendo o *V-active* VCI na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido. Como base comparativa, foram realizados testes com um fluido de corte sintético consolidado no mercado, denominado de fluido convencional. Os autores obtiveram resultados promissores, principalmente em altas velocidades de avanço. Dando continuidade à pesquisa, Talon et al. (2020) avaliaram o desempenho de mais dois fluidos contendo a tecnologia *V-active* VCI, um de menor custo e outro com aditivos de extrema pressão, na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido. Novamente, os fluidos VCI apresentaram resultados superiores ao do fluido convencional quando aplicados em maiores velocidades de avanço. Em ambos os estudos, as variáveis de saída avaliadas foram rugosidade superficial média aritmética - R_a , desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, emissão acústica e microdureza.

Com a evolução dos projetos e dos processos de fabricação, a demanda por componentes cada vez mais complexos e precisos é crescente, tornando necessária a correta caracterização de suas superfícies e, consequentemente, de suas propriedades funcionais. A caracterização da textura superficial é vital para a compreensão de suas características micro geométricas e determinação de suas propriedades relacionadas à funcionalidade, como capacidade de carga, atrito, desgaste, fadiga, refletividade, molhabilidade e retenção de fluidos. Selecionar parâmetros de textura de superfície apropriados para as funcionalidades desejadas é essencial para que um componente atinja o desempenho necessário. Nesses casos, a utilização apenas da rugosidade média - R_a como critério de qualidade torna-se insuficiente, visto que dois perfis completamente diferentes, que terão funcionalidades distintas, podem apresentar o mesmo valor de R_a . Portanto, mais parâmetros de rugosidade tornam-se necessários para descrever com precisão a superfície usinada, sendo a perfilometria a técnica mais recomendada para obtenção desses dados (Pawlus; Reizer, 2023). Sales et al. (2020) destacaram a necessidade de mais pesquisas sobre a influência das características de uma superfície usinada no seu desempenho funcional. Segundo os autores, os parâmetros de integridade superficial que são mais relevantes para muitos componentes permanecem obscuros, fazendo com que grande parte da prática industrial seja baseada em evidências anedóticas e otimização empírica.

A utilização de fluidos sintéticos com essa nova classe de inibidores voláteis de corrosão, *V-active* VCI, apesar de promissora, ainda é pouco explorada na literatura, e os estudos realizados até o momento avaliaram as superfícies usinadas com esses fluidos somente

através do parâmetro de rugosidade média aritmética - Ra. Neste contexto, o objetivo desta pesquisa foi analisar o desempenho de fluidos de corte sintéticos, biodegradáveis e não tóxicos, que contêm uma nova classe de inibidores de voláteis de corrosão, *V-active* VCI, na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 temperado e revenido, com rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) e três velocidades de avanço (0,25, 0,50 e 0,75 mm/min), comparando os resultados com os de um fluido sintético consolidado no mercado. As variáveis de saída avaliadas foram viscosidade dos fluidos, rugosidade das peças retificadas (Ra, Rq, Rt, Rz, Rp, Rv, Rsk, Rku, RSm, Rdq, Rpk, Rk, Rvk, Mr1 e Mr2), desgaste diametral do rebolo, potência consumida, microdureza e custos. Imagens por microscopia eletrônica de varredura das superfícies retificadas e da microestrutura do material também foram analisadas.

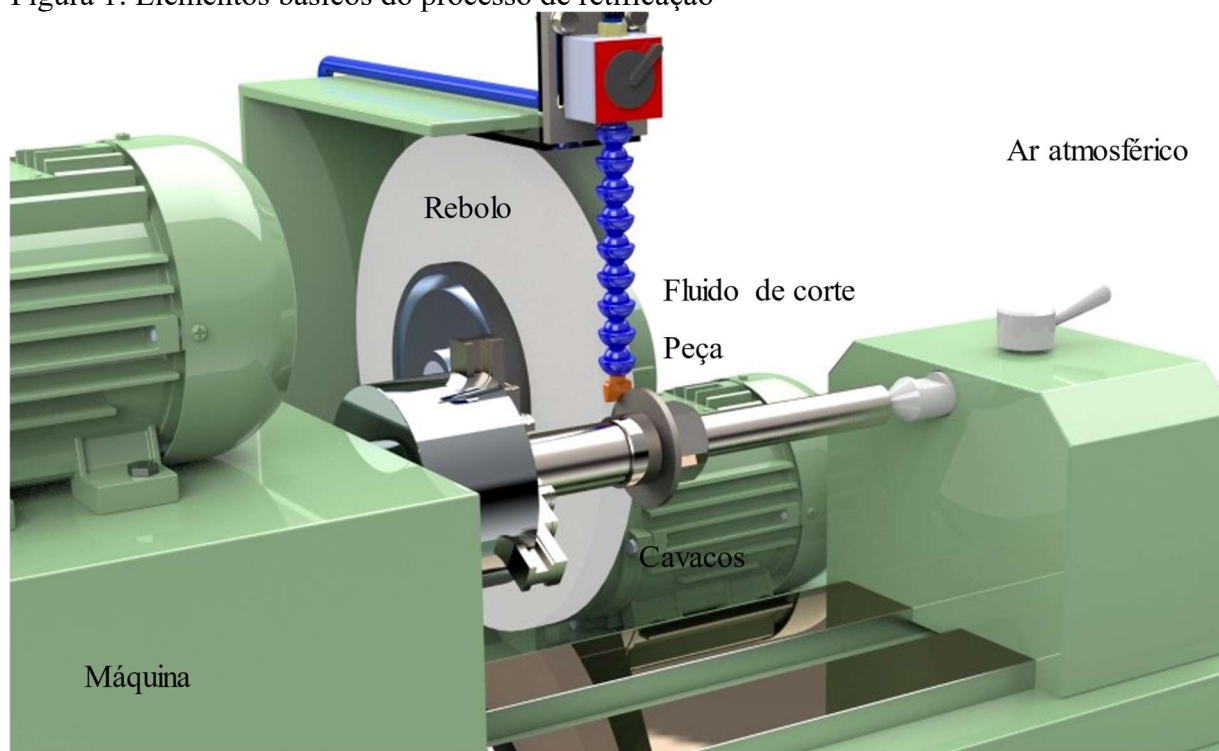
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada a revisão bibliográfica realizada sobre os temas referentes ao presente trabalho: o processo de retificação e seus principais componentes, parâmetros de usinagem, fluidos de corte e variáveis de saída.

2.1. Processo de retificação

A retificação é um processo de usinagem por abrasão amplamente utilizado na indústria de manufatura para fabricação de peças com excelente qualidade superficial e estreitas tolerâncias dimensionais e geométricas (King; Hahn, 2012). Segundo Azarhoushang et al. (2021), o processo é constituído por seis elementos básicos: máquina retificadora, ferramenta de corte (rebolo), peça, fluido de corte, ar atmosférico e cavaco, conforme ilustrado na Figura 1.

Figura 1: Elementos básicos do processo de retificação

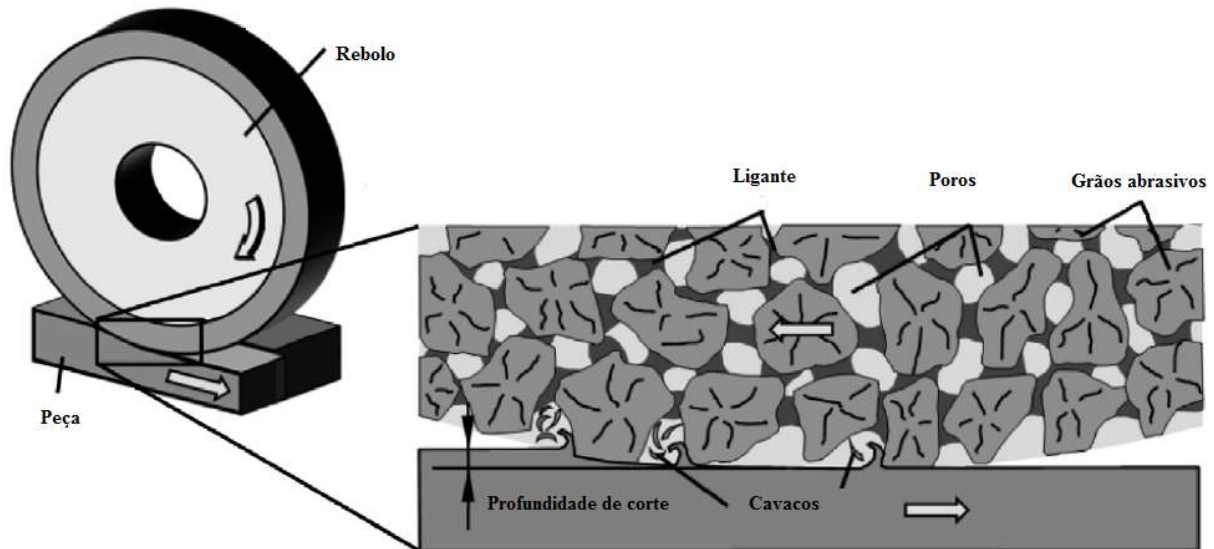


Fonte: Autor, 2024.

A ferramenta de corte, denominada rebolo, é constituída por grãos abrasivos, distribuídos e orientados de maneira aleatória em uma matriz ligante, o que a caracteriza como uma ferramenta de geometria não definida, diferentemente da maioria dos demais processos de usinagem, como torneamento, fresamento e furação (Marinescu et al., 2013). Segundo Malkin e Guo (2008), o contato entre os grãos abrasivos e a superfície da peça em altas velocidades

produz atrito, deformações elásticas, deformações plásticas e cisalhamento, que é o fenômeno responsável pela remoção de material e, consequentemente, pela formação do cavaco, conforme ilustrado na Figura 2.

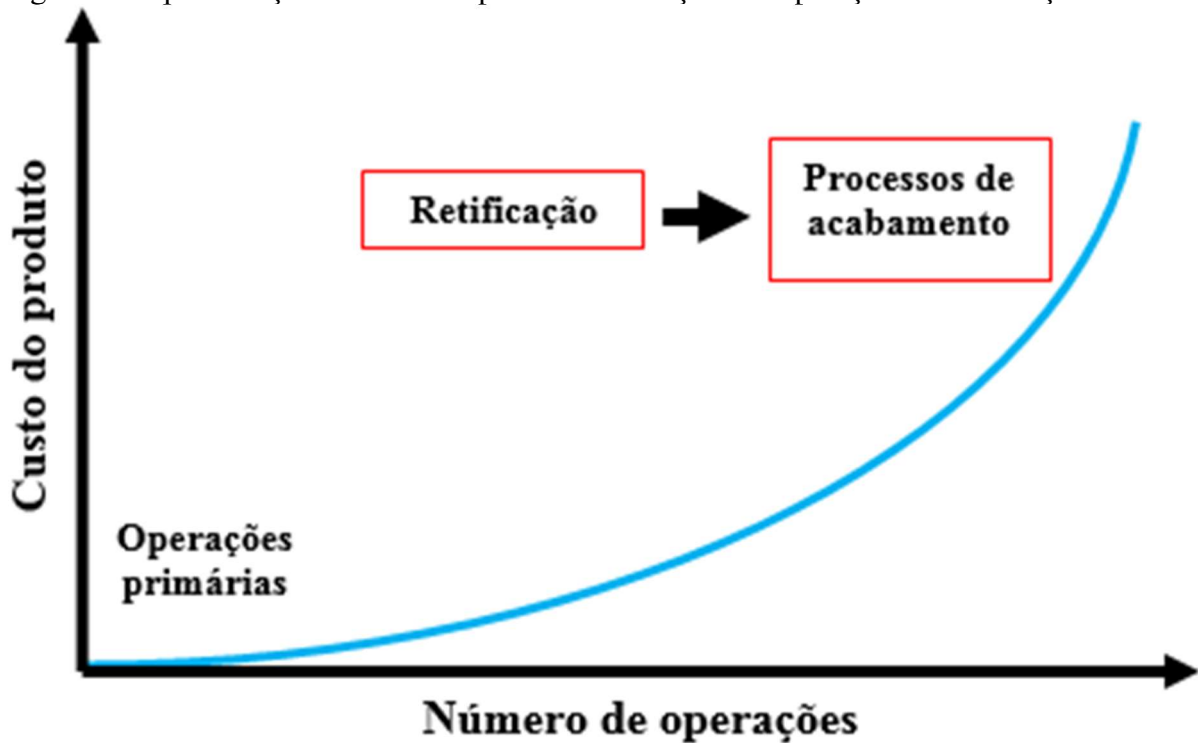
Figura 2: Interface de contato entre grãos abrasivos e peça no processo de retificação



Fonte: Adaptado de Rom et al. (2018).

Comparada aos processos convencionais de usinagem com ferramenta de geometria definida, a retificação envolve forças e velocidades significativamente maiores, implicando em elevada geração de energia, que é dissipada através do fluido de corte, do ar atmosférico, do rebolo e da superfície usinada na forma de calor, o que pode causar diversos danos térmicos à peça, como alterações microestruturais, micro trincas, queimas, tensões residuais de tração, elevação da rugosidade e desvios de forma, além de desgaste excessivo na ferramenta (Lavisse et al., 2018). Por se tratar de um dos processos finais da cadeia de fabricação de um componente, normalmente executado após o tratamento térmico, a retificação possui elevado valor agregado, podendo representar de 20% a 25% do custo total da peça, conforme exemplificado na Figura 3 (Winter et al., 2015).

Figura 3: Representação do custo do produto em função das operações de fabricação



Fonte: Adaptado de Rowe (2014).

Neste contexto, a aplicação de fluidos de corte de maneira abundante é amplamente empregada na retificação, para lubrificação, refrigeração e remoção dos cavacos durante o processo. Além disso, os parâmetros de usinagem, como velocidades de corte e de avanço, profundidade de corte, fluidos de corte, tipo rebolo e dressagem, devem ser muito bem definidos para que não ocorram danos à peça, que levariam ao seu descarte e ao reinício de toda sua sequência de fabricação, gerando atrasos e elevados custos adicionais (Bianchi et al., 2013).

A retificação é considerada um processo de fabricação de alta complexidade, devido à diversos fatores, mas principalmente pela grande quantidade de arestas de corte, de formas e distribuição aleatórias, que interagem em elevadas velocidades com a superfície da peça a ser usinada. Além disso, a geometria das arestas de corte se altera continuamente ao longo da operação devido ao desgaste dos grãos abrasivos e do ligante (Zhou et al., 2018).

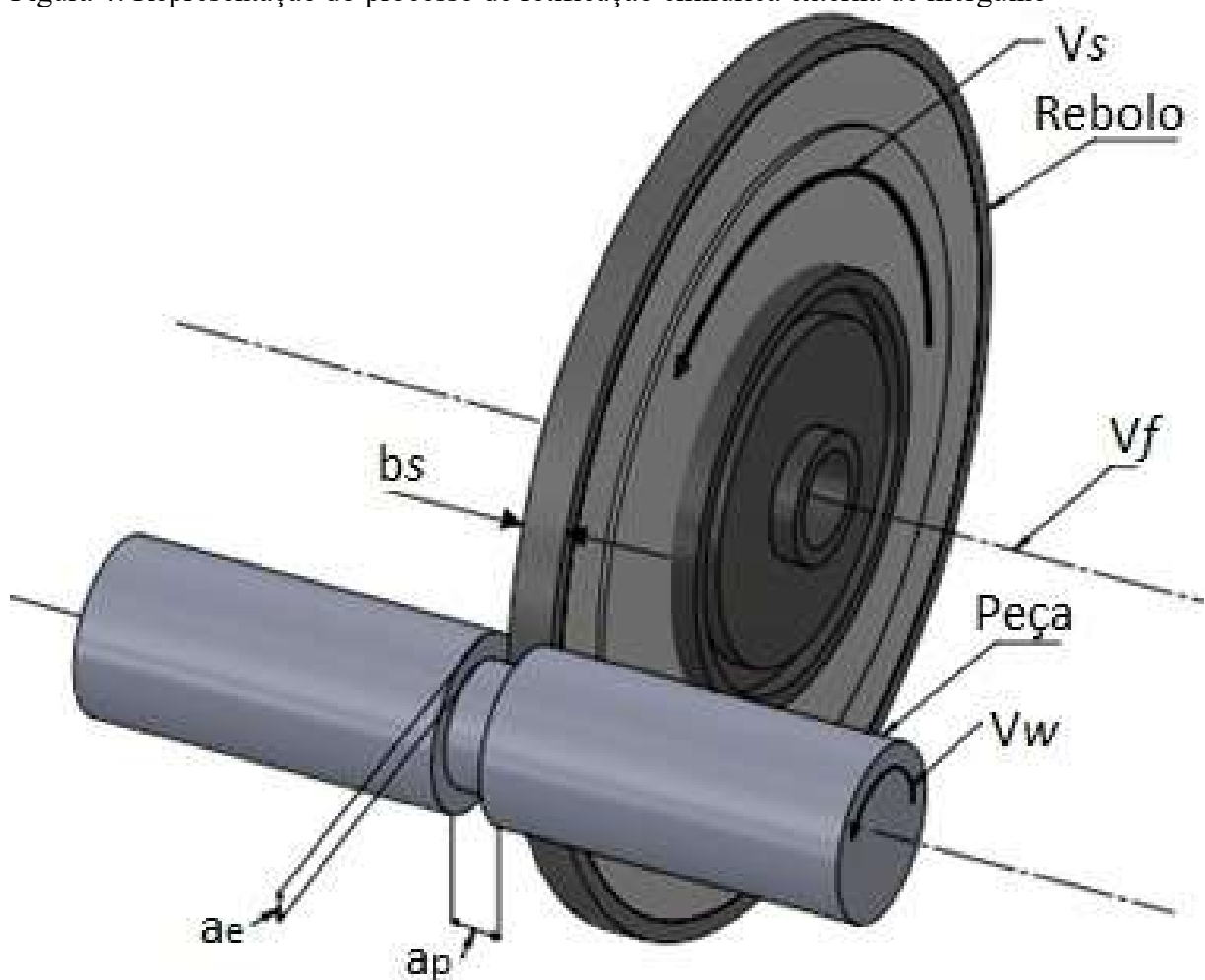
As operações de retificação podem ser classificadas em relação ao tipo de contato entre rebolo e peça: cilíndrica externa, cilíndrica interna, plana e sem centros (*centerless*); e em relação ao movimento de avanço do rebolo: tangencial de mergulho, tangencial de passagem, lateral de mergulho ou lateral de passagem (Malkin; Guo, 2008). Neste trabalho, a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho foi estudada, devido à sua relevância na fabricação

de diversos componentes na indústria metalmeccânica, como eixos, pinos, virabrequins, comandos de válvula, buchas, anéis, rolos, cilindros, entre outros (Sato et al., 2022a).

2.2. Retificação cilíndrica externa de mergulho

No processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, o rebolo avança em direção perpendicular à superfície da peça. A Figura 4 demonstra a operação, bem como as principais grandezas físicas envolvidas.

Figura 4: Representação do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho



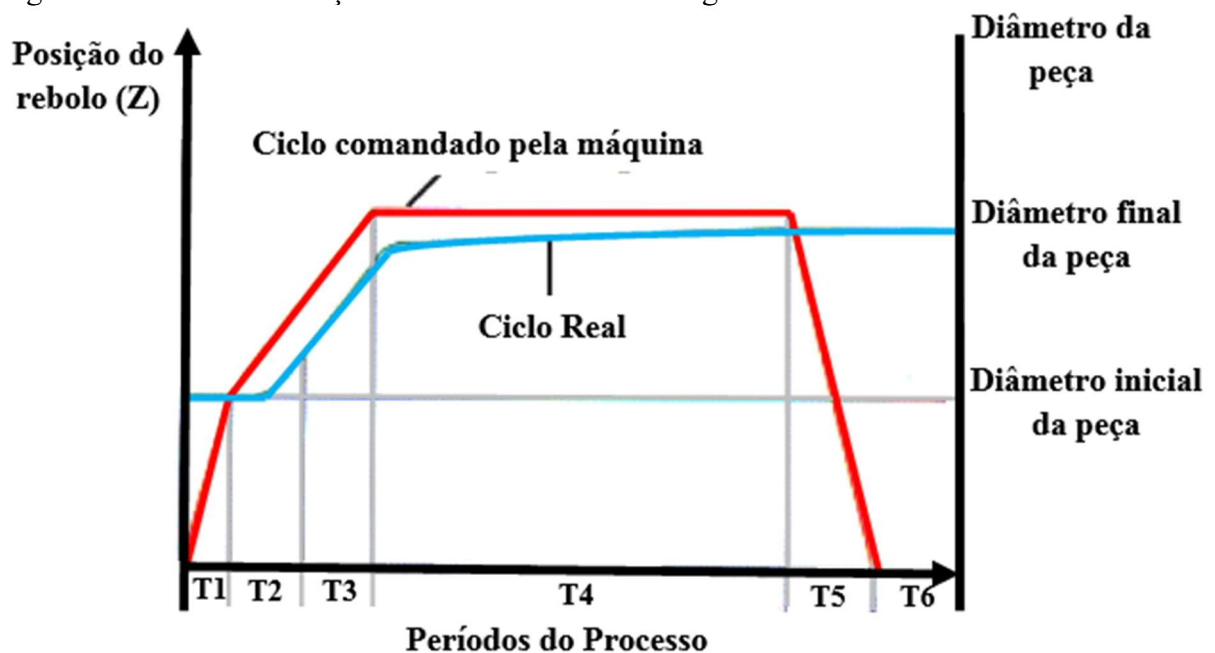
Fonte: Adaptado de Nguyen e Zhang (2011).

Onde v_s é a velocidade tangencial do rebolo, também denominada velocidade de corte, v_w a velocidade tangencial da peça, v_f a velocidade de avanço, a_p é a largura de corte, a_e a profundidade de corte e b_s a largura do rebolo.

O ciclo da operação da retificação cilíndrica externa de mergulho é definido como o conjunto de todas as etapas do processo, desde o posicionamento e fixação da peça na máquina

até sua remoção (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014). Segundo Hassui e Diniz (2003), quando o rebolo toca inicialmente a peça, ocorre a deformação elástica da mesma e do eixo porta-rebolo, fazendo com que o avanço por volta comandado pela máquina seja diferente do avanço real, ou seja, a posição real do rebolo fica defasada em relação à posição teórica. Após algumas voltas, o avanço real iguala-se ao avanço comandado, no entanto, a diferença entre as profundidades de corte teórica e real continua. Desta forma, para garantir a dimensão desejada da peça, é necessário que, ao final do corte, o rebolo pare seu movimento de avanço radial por alguns instantes até que o eixo porta-rebolo e a peça se recuperem da deformação elástica sofrida e retornem à suas dimensões originais. Nesse período ainda existe o corte, porém com profundidade de penetração cada vez menor à medida que a deformação regride. Este período é denominado como tempo de centelhamento, ou *sparkout*. A Figura 5 exemplifica este ciclo.

Figura 5: Ciclo da retificação cilíndrica externa de mergulho



Fonte: Adaptado de Hassui e Diniz (2003).

Onde:

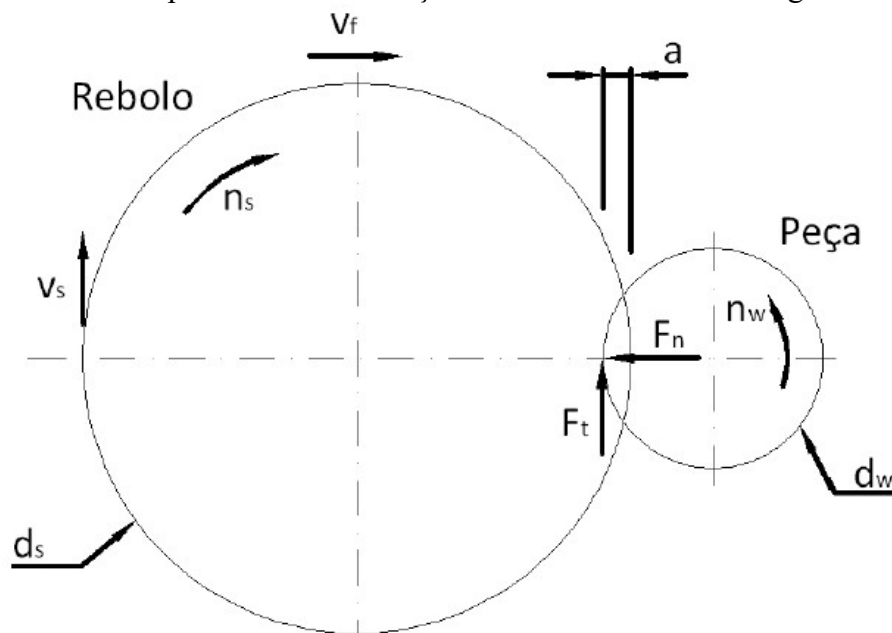
- T1: fixação da peça na máquina, deslocamento do rebolo em direção à peça, sem a ocorrência de remoção de material, já com a velocidade de avanço do processo;
- T2: contato inicial entre o rebolo e a peça, onde as forças de corte causam deformações elásticas na peça e no eixo porta-rebolo, levando o avanço real a ser menor que o comandado pela máquina e ocasionando o atraso entre a posição real do rebolo e a posição comandada pela máquina.

- T3: fase de corte, onde ocorre a remoção de material e a formação de cavaco e o avanço real se iguala ao avanço comandado pela máquina;
- T4: fase de centelhamento ou *sparkout*, onde o rebolo permanece em contato com a peça, porém sem avanço, o que permite que as deformações elásticas ocorridas na fase T2 sejam eliminadas. Esta fase é fundamental no processo, visto que neste período o volume de cavacos removidos diminui continuamente até zero, o que confere a qualidade superficial à peça;
- T5: fase de afastamento do rebolo;
- T6: remoção da peça e realização da operação de dressagem do rebolo (afiação da ferramenta, que será descrita posteriormente) e retorno do rebolo até a posição de trabalho, permitindo o início de um novo ciclo.

2.3. Parâmetros de corte na retificação cilíndrica externa de mergulho

A cinemática do processo de retificação cilíndrica externa é representada por um rebolo de diâmetro d_s e velocidade tangencial v_s , que avança com velocidade de mergulho (ou de avanço) v_f em direção à peça, que possui diâmetro d_w e velocidade tangencial v_w , até atingir a profundidade de corte a . As forças resultantes desta interação são a tangencial F_t e a normal F_n (Anderson; Warkentin; Bauer, 2008). O processo é apresentado esquematicamente na Figura 6.

Figura 6: Cinemática do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho



Fonte: Adaptado de Malkin e Guo (2008).

Os principais parâmetros do processo de retificação cilíndrica externa de mergulho são apresentados a seguir.

2.3.1. Velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo (v_s)

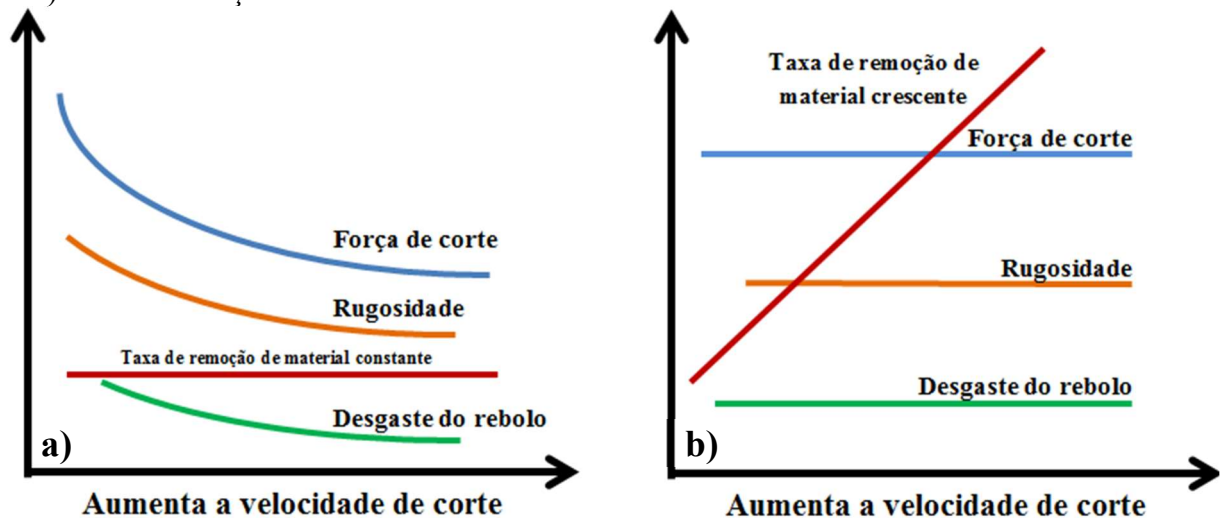
Segundo Rowe (2014), a velocidade de corte (v_s) é definida pela Equação (1):

$$v_s = \frac{\pi \cdot d_s \cdot n_s}{60 \cdot 1000} \quad (1)$$

Onde: d_s é o diâmetro do rebolo (mm) e n_s a rotação do rebolo (rpm).

Ainda de acordo com o autor, maiores velocidades de corte podem ser utilizadas tanto para melhorar a precisão e qualidade quanto para aumentar a produtividade, conforme observa-se na Figura 7.

Figura 7: Efeitos do aumento da velocidade de corte: a) taxa de remoção de material constante e b) taxa de remoção de material crescente



Fonte: Adaptado de Rowe (2014).

Pode-se observar na Figura 7 que o aumento da velocidade de corte com taxa de remoção de material constante reduz as forças de corte, a rugosidade da peça e o desgaste do rebolo, devido ao fato de que um maior número de grãos abrasivos passa pela peça em um mesmo intervalo de tempo, removendo material na forma de cavacos menores, resultando em maior vida da ferramenta. Já quando se aumenta a velocidade de corte e a taxa de remoção de material, as forças de corte, a rugosidade da peça e o desgaste do rebolo se mantêm constantes, ou seja, a produtividade pode ser aumentada sem prejudicar a qualidade do processo, visto que o tempo da operação será menor (Tian et al., 2015).

2.3.2. Velocidade periférica da peça (v_w)

De acordo com Marinescu et al. (2006), a velocidade periférica da peça (v_w) é dada pela Equação (2):

$$v_w = \frac{\pi \cdot d_w \cdot n_w}{60 \cdot 1000} \quad (2)$$

Onde: d_w é o diâmetro da peça (mm), n_w a rotação da peça (rpm) e v_w a velocidade periférica da peça (m/s).

Segundo Rowe (2014), baixas velocidades periféricas da peça favorecem a ocorrência de danos térmicos à mesma, visto que o calor tem mais tempo para ser conduzido através do material. Já o aumento deste parâmetro leva à maiores taxas de remoção de material, resultando em cavacos mais grossos e, conseqüentemente, maiores forças de corte.

2.3.3. Velocidade de avanço ou de mergulho (v_f)

A velocidade de avanço ou de mergulho, segundo Marinescu et al. (2006), corresponde à velocidade do rebolo na direção normal à superfície da peça no ponto em que se dá o contato entre ambos. Este parâmetro afeta diretamente o acabamento da peça e as forças de corte, sendo que, quanto maior a velocidade de avanço, maiores as forças de corte e, conseqüentemente, maior a rugosidade da peça (Ge et al., 2019).

2.3.4. Profundidade de corte (a_p)

Segundo Malkin e Guo (2008), a profundidade de corte (a_p) equivale a profundidade que o rebolo entra na peça em relação à sua superfície, com uma velocidade de avanço v_f , durante uma revolução completa da mesma, sendo representada pela Equação (3):

$$a_p = \frac{\pi \cdot d_w \cdot v_f}{v_w} \quad (3)$$

Onde: v_f é a velocidade de avanço, v_w a velocidade da peça, d_w o diâmetro da peça.

Entretanto, segundo Rowe (2014), a Equação (3) é válida quando é desconsiderado o desgaste do rebolo, que afeta a profundidade de corte devido à diminuição, mesmo que infinitesimal, do diâmetro do rebolo. No entanto, em casos em que o desgaste é mais acentuado, como na retificação de materiais de difícil usinagem, este fator deve ser considerado. Desta

forma, o autor propõe a seguinte metodologia para o cálculo da profundidade de corte, dada pela Equação (4):

$$a_p = \frac{\pi \cdot d_w}{1 + (1/G) \cdot (d_w/d_s)} \cdot \left(\frac{v_f}{v_w} \right) \quad (4)$$

Onde: G é a relação entre o volume de material removido e o volume de rebolo gasto, d_w o diâmetro da peça, d_s o diâmetro do rebolo, v_f a velocidade de avanço e v_w a velocidade da peça.

De acordo com Rowe (2014), para determinar a profundidade real de corte (a_e) é necessária a medição da peça logo após o processo, visto que seu valor normalmente difere da profundidade de corte programada devido aos diversos fatores que ocorrem durante a retificação, influenciados pela dureza da peça, desgaste do rebolo, deflexões do sistema, dilatações térmicas, comprimento de contato, velocidade de corte e velocidade da peça, dentre outros. Em razão disso as forças de retificação e consequentemente a deflexão resultante do sistema pode ser significativamente alterada. Desta forma, segundo o autor, a profundidade real de corte (a_e) pode ser obtida pela Equação (5):

$$a_e = a_p - x - a_s + x_{exp} \quad (5)$$

Onde: a_p é a profundidade de corte programada, x a deflexão do sistema, a_s o desgaste do rebolo e x_{exp} a expansão térmica da peça e elementos da máquina.

A espessura de corte é um importante parâmetro do processo, visto que seu valor é diretamente proporcional ao da espessura equivalente de cavaco, ou seja, quanto maior a profundidade de corte, maior o contato entre grãos e superfície da peça, o que aumenta os esforços de corte e, consequentemente, a rugosidade da peça, além de acelerar o desgaste da ferramenta (Linke et al., 2017).

2.3.5. Diâmetro equivalente (d_e)

Segundo Malkin e Guo (2008), o parâmetro diâmetro equivalente (d_e) correlaciona a retificação plana e a cilíndrica e a diferença de curvatura em retificações internas e externas, sendo obtido conforme a Equação (6):

$$d_e = \frac{d_s}{1 \pm \left(\frac{d_s}{d_w}\right)} \quad (6)$$

Onde: d_s é o diâmetro do rebolo e d_w o diâmetro da peça. Adota-se o sinal negativo quando se trata da retificação cilíndrica interna e o sinal positivo no caso da externa. No caso da retificação plana, o diâmetro da peça (d_w) deve ser considerado infinito. Assim, $d_e = d_s$.

Portanto, na retificação cilíndrica esse parâmetro equivale ao diâmetro necessário de um rebolo em uma retificação plana tangencial para que este proporcione a mesma geometria de corte e comprimento de contato da cilíndrica.

2.3.6. Comprimento de contato (l_c)

O comprimento de contato (l_c) pode ser entendido como a extensão do contato entre a peça e o rebolo durante o processo. Segundo Marinescu et al. (2006), pode ser calculado considerando apenas a geometria dos elementos, conforme a Equação (7):

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_e} \quad (7)$$

Onde: a_e é a profundidade real de corte e d_e o diâmetro equivalente.

Entretanto, de acordo com Malkin e Guo (2008), a Equação (7) não leva em conta os movimentos e deformações envolvidas no processo, sendo então denominado de comprimento de contato estático. Conforme Marinescu et al. (2006), é através desse contato que o calor será dissipado através da peça. Ainda segundo o autor, a Equação (7) fornece uma boa aproximação para rebolos de ligante metálico (mais rígidos), porém já não é adequada para rebolos de ligante vitrificado (mais elásticos), onde o valor real pode chegar a ser duas vezes maior do que o obtido por esse cálculo.

O comprimento de contato é de grande relevância, visto que quanto maior o seu valor, maior a quantidade de grãos que irão suportar as forças de corte e, portanto, menor a pressão sobre cada grão. Desta forma, se o comprimento de contato é maior, pode-se também aumentar a porosidade do rebolo e o tamanho dos grãos, o que resulta em uma diminuição do número total de grãos do rebolo e em uma melhor dissipação de calor, já que o aumento na porosidade favorece a remoção de cavacos e a ação do fluido de corte (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014).

2.3.7. Taxa de remoção de material (Q_w)

Segundo Malkin e Guo (2008), a taxa de remoção de material (Q_w) é um parâmetro que demonstra o volume de material removido em função do tempo, sendo calculado através da Equação (8):

$$Q_w = a_p \cdot v_w \cdot b = \pi \cdot d_w \cdot v_f \cdot b \quad (8)$$

Onde: a_p é a profundidade de corte, v_w a velocidade da peça, b a largura de retificação, d_w o diâmetro da peça e v_f a velocidade de avanço.

Ainda de acordo com os autores, pode-se obter a taxa de remoção específica de material (Q'_w), dividindo a taxa de remoção de material (Q_w) pela largura de retificação (b), conforme demonstrado na Equação (9):

$$Q'_w = a \cdot v_w = \pi \cdot d_w \cdot v_f \quad (9)$$

O parâmetro de taxa de remoção de material é amplamente utilizado para a avaliação da produtividade de um processo de retificação (Agarwal, 2016) .

2.3.8. Espessura equivalente de corte (h_{eq})

De acordo com Malkin e Guo (2008), a espessura equivalente de corte (h_{eq}) é definida como a razão entre a taxa de remoção específica de material (Q'_w) e a velocidade de velocidade de corte (v_s). No caso da retificação cilíndrica, essa relação é dada pela Equação (10):

$$h_{eq} = \frac{Q'_w}{v_s} = \frac{\pi \cdot d_w \cdot v_f}{60 \cdot 1000 \cdot v_s} \quad (10)$$

Onde: Q'_w é a taxa de remoção específica de material, v_s a velocidade de corte, d_w é o diâmetro da peça e v_f a velocidade de avanço.

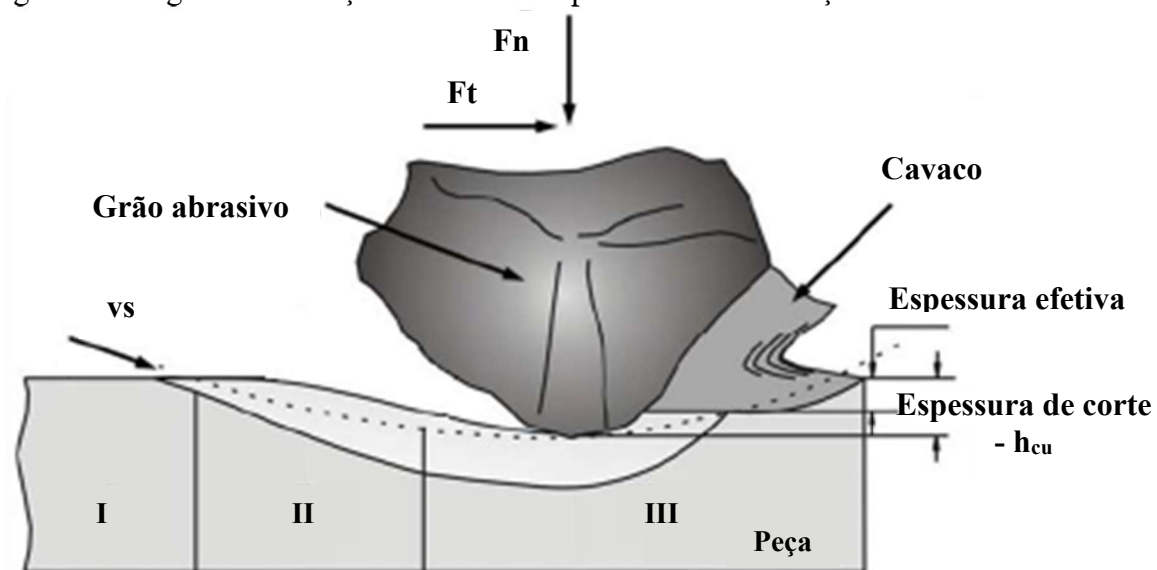
Este parâmetro representa, portanto, a espessura teórica da camada de material que é removida pelo rebolo numa volta completa, sendo muito utilizado para prever o comportamento da operação, visto que seu valor é diretamente relacionado com diversos parâmetros relevantes. O aumento da espessura equivalente de corte (h_{eq}) leva ao aumento das forças de corte, da rugosidade e à diminuição da vida do rebolo. Deste modo, busca-se sempre utilizar rebolos cujas ligas suportem elevadas rotações de trabalho (consequentemente com velocidades de

corte mais elevadas) a fim de se diminuir a espessura equivalente de corte e, conseqüentemente, diminuir as forças de corte, melhorando a rugosidade e aumentando a vida do rebolo (Dai et al., 2015).

2.4. Mecanismo de formação do cavaco

De acordo com Denkena; Köhler; Kästner (2012), o processo de formação de cavaco na retificação pode ser dividido em três fases ou regiões, conforme ilustrado na Figura 8.

Figura 8: Estágios de formação do cavaco no processo de retificação



Fonte: Adaptado de Klocke (2013).

Onde:

- I: Deformação elástica: contato inicial entre o grão e a superfície da peça. A maior parte da energia do processo é dissipada na forma de atrito, calor e deformações;
- II: Deformações elástica e plástica: o grão abrasivo continua a penetrar na peça, aumentando a espessura de cavaco não deformado (h_{cu}), de forma que as tensões compressivas se elevam. Com isso, o material da peça é empurrado para frente e para as laterais do grão, promovendo assim o aumento da deformação elástica e o início da deformação plástica. Esta etapa também é conhecida na retificação como riscamento. Grande parte da energia continua sendo dissipada por deformações, atrito e calor;
- III: Deformações elástica e plástica e formação de cavaco: o grão abrasivo atinge um valor de penetração crítico, que por consequência gera uma pressão crítica, definida como a pressão mínima para que ocorra a ruptura do material da peça por cisalhamento. Neste momento inicia-se a formação do cavaco e grande parte da energia do processo passa a ser consumida

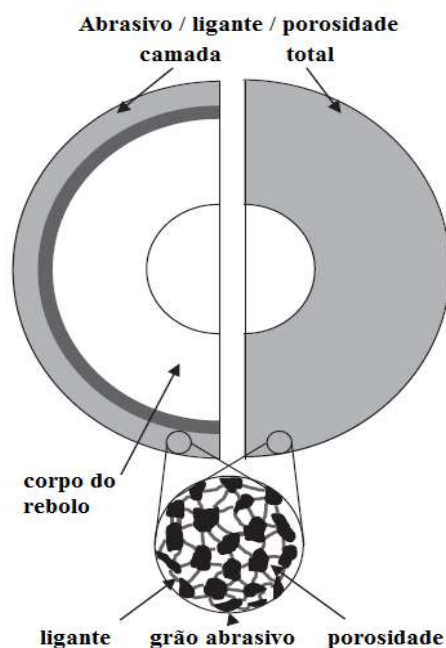
pelo cisalhamento do material. Com a continuação do movimento de rotação do rebolo, o grão termina o seu contato com a peça removendo o cavaco gerado, que é alojado na porosidade da ferramenta, enquanto um novo grão entra em contato com a superfície da peça, reiniciando o ciclo. Segundo Daneshi, Müller e Azarhoushang (2018), durante o processo de formação do cavaco, as energias consumidas pelo atrito e pelo riscamento são consideravelmente maiores que as consumidas pelo corte efetivo de material, sendo as principais responsáveis pela elevada geração de calor característica do processo de retificação.

2.5. Rebolos

A ferramenta de corte utilizada nos processos de retificação é denominada rebolo. Segundo Wegener et al. (2011), rebolos são compostos por três elementos básicos: grão abrasivo, responsável pela remoção de material da superfície da peça; material ligante, com a função de reter os grãos na ferramenta; e porosidade ou espaço intergranular, que tem a função de permitir o fluxo de fluido de corte através da superfície da ferramenta e armazenar os cavacos removidos durante o processo.

Na concepção de Webster e Tricard (2004), os rebolos são formados por quatro elementos básicos, sendo os três descritos acima acrescidos de um quarto elemento, o projeto do rebolo, que considera as resistências mecânica e química e a condutividade térmica da ferramenta. Os elementos constituintes básicos do rebolo são representados na Figura 9.

Figura 9: Estruturas típicas de um rebolo: a) super abrasivo e b) convencional



Fonte: Adaptado de Wegener et al. (2011).

Segundo Malkin e Guo (2008), o desempenho do rebolo está relacionado ao tipo, tamanho e distribuição dos grãos abrasivos, às propriedades do material ligante e à porosidade do conjunto.

De acordo com Rowe (2014), a preparação adequada do rebolo é essencial para a sua performance e deve ser feita pelos processos de balanceamento e dressagem. Segundo Hadad e Sharbati (2017), o desempenho do processo de retificação é influenciado significativamente pela preparação do rebolo. O balanceamento consiste em distribuir a massa do rebolo de maneira uniforme em torno de seu eixo de rotação. Para tanto, inicialmente, através de um equipamento denominado balanceador, detecta-se a localização e a magnitude do desbalanceamento, que é corrigido através da adição ou remoção de massas no sistema de montagem e, finalmente, realiza-se nova aferição no balanceador. O procedimento deve repetido até que o desbalanceamento seja eliminado. A função do balanceamento é minimizar as vibrações do processo que, quando excessivas, reduzem a qualidade da superfície usinada, aceleram o desgaste da ferramenta e diminuem a segurança da operação.

A dressagem consiste na remoção de material da superfície de corte do rebolo, utilizando-se ferramentas denominadas dressadores, que tipicamente são fabricados em metal de alta resistência com uma ou mais pontas de diamante, que são responsáveis pela remoção de material. Os objetivos da dressagem são restaurar a forma geométrica do rebolo (macro efeito) e expor novos grão afiados na sua superfície (micro efeito), aumentando sua capacidade de corte. A operação de dressagem influencia diretamente no desempenho do processo de retificação, sendo objeto de pesquisa em diversos trabalhos (Alexandre et al., 2020). Na presente pesquisa, a dressagem foi mantida constante para todos os ensaios, visto que o objetivo era estudar a influência dos fluidos de corte em diferentes velocidades de avanço.

2.5.1. Rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3)

Nesta seção, o rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3) com ligante vitrificado, escolhido para a realização da pesquisa, será o foco da revisão bibliográfica.

2.5.1.1. Grãos abrasivos de óxido de alumínio (Al_2O_3)

Segundo Winter et al. (2015), os grãos abrasivos são classificados quanto ao material utilizado para sua fabricação, sendo divididos em dois grupos: convencional, onde são utilizados óxido de alumina (Al_2O_3), óxido de zircônia (ZrO_2) e carbeto de silício verde ou preto

(SiC); e superabrasivo, onde são empregados nitreto de boro cúbico (CBN) e diamante natural ou sintético para fabricação dos grãos.

De acordo com Jackson e Mills (2000), a escolha de um abrasivo é baseada nas suas características de resistência ao impacto, resistência à fadiga, resistência ao desgaste, compressibilidade e friabilidade, que ocorrem sob a influência de elevadas cargas mecânicas térmicas. Segundo Cai e Rowe (2004), a dureza é a propriedade mais importante de um abrasivo, devendo ser mantida sob altas temperaturas. O material da peça usinada também deve ser considerado, visto que reações químicas entre os grãos abrasivos e a superfície da peça devem ser evitadas, como por exemplo a difusão de carbono, que ocorre quando utilizados grãos de diamante em aços carbono (Callister; Rethwisch, 2018).

A Tabela 1 apresenta as características dos principais tipos de materiais abrasivos utilizados na fabricação de rebolos.

Tabela 1: Características dos principais materiais utilizados na fabricação de grãos abrasivos

Material abrasivo	Dureza Knoop (kgf/mm²)	Ponto de fusão (°C)	Estrutura Cristalina	Densidade (g/cm³)	Resistência à compressão (kN/cm²)	Cond. térmica (cal/°C.cm.s)
Diamante	8000	3700	Cúbica	3,52	870	5,00
CBN	4500	3700	Cúbica	3,48	650	3,30
Al ₂ O ₃	2500	2040	Hexagonal	3,98	350	0,08
SiC	2700	2830	Hexagonal	3,22	150	0,20
WC	2100	2870	Hexagonal	17,05	350	0,08

Fonte: Adaptado de Malkin e Guo (2008).

Os grãos abrasivos de óxido de alumínio são atualmente os mais utilizados na fabricação de rebolos, destinados principalmente à usinagem de aços de média e alta resistência. Sua principal vantagem em relação aos demais materiais é seu baixo custo de fabricação, tornando-o a escolha mais economicamente viável na maioria dos casos (Miao et al., 2019). Neste contexto, o rebolo fabricado com esses grãos é frequentemente denominado rebolo convencional, ou ainda rebolo de alumina.

Entretanto, sua baixa condutividade térmica pode levar ao aquecimento excessivo da interface de corte, fator que deve ser considerado principalmente em técnicas de baixa aplicação de fluidos, como a de MQL. De acordo com Hadad et al. (2012), a partição de energia, ou seja, a quantidade de energia que é dissipada pela peça, na retificação com lubrificação por nebulização abundante e rebolo de CBN é de 14%, enquanto que com rebolo de Al₂O₃ é de 36%. Quando

utilizada a técnica de MQL, a diferença foi ainda maior, sendo de 46% com o rebolo de CBN e 77% com o rebolo de óxido de alumínio.

2.5.1.2. Friabilidade dos grãos abrasivos

O conceito de friabilidade corresponde à facilidade de um determinado grão abrasivo em quebrar-se em pedaços menores sob uma determinada força ou impacto, gerando novas arestas de corte. Sendo assim, quanto maior a friabilidade de um grão, mais facilmente este se quebrará e maior será a geração de novas arestas (Lopes et al., 2019).

Segundo Daniel et al. (2020), a friabilidade é dependente das propriedades do grão abrasivo, como tamanho e morfologia do grão e presença de impurezas, inclusões e trincas pré-existentes. Além disso, a intensidade das cargas mecânica e térmica existentes na interface de corte durante o processo também exercem grande influência neste parâmetro.

2.5.1.3. Ligante vitrificado

As propriedades dos rebolos são de suma importância para a determinação da produtividade e qualidade do processo de retificação. O tipo, tamanho e concentração dos grãos abrasivo, assim como o tipo de ligante são os fatores determinantes no comportamento da ferramenta. Todavia, as propriedades dos ligantes ainda têm sido pouco estudadas no meio acadêmico (Dankena et al., 2016).

As propriedades do ligante possuem um papel fundamental no desempenho do rebolo. A utilização de materiais de elevada dureza como ligante faz com que os grãos abrasivos permaneçam no rebolo por maior período, aumentando sua área de contato devido à planificação das arestas de corte, o que pode levar ao aumento do atrito e da temperatura na interface de corte. Com um ligante de menor dureza, os grãos podem se desprender mais facilmente da matriz, resultando na exposição de novos grãos e, conseqüentemente, de novas arestas de corte, porém também favorecendo o desgaste da ferramenta (Linke; Klocke, 2010).

Segundo Sato et al. (2019), os principais tipos de ligante utilizados na fabricação de rebolos são: vitrificado, resinoide, metálico, à base de borracha e polimérico. O ligante do tipo vitrificado, constituinte do rebolo utilizado nesta pesquisa, apresenta as características de adequada resistência ao desgaste e de maior facilidade de dressagem quando comparado aos demais tipos (Herman; Krzos, 2009). Além disso, a possibilidade de controlar a estrutura e a porosidade quando se utiliza o ligante vitrificado permite que os fabricantes projetem ferramentas com diferentes características relacionadas à resistência, remoção de cavacos e

cargas mecânicas. Desta forma, a topografia desse tipo de ferramenta pode ser definida para uma ampla gama de taxas de remoção de material e acabamentos de superfície (Kopac; Krajnik, 2006).

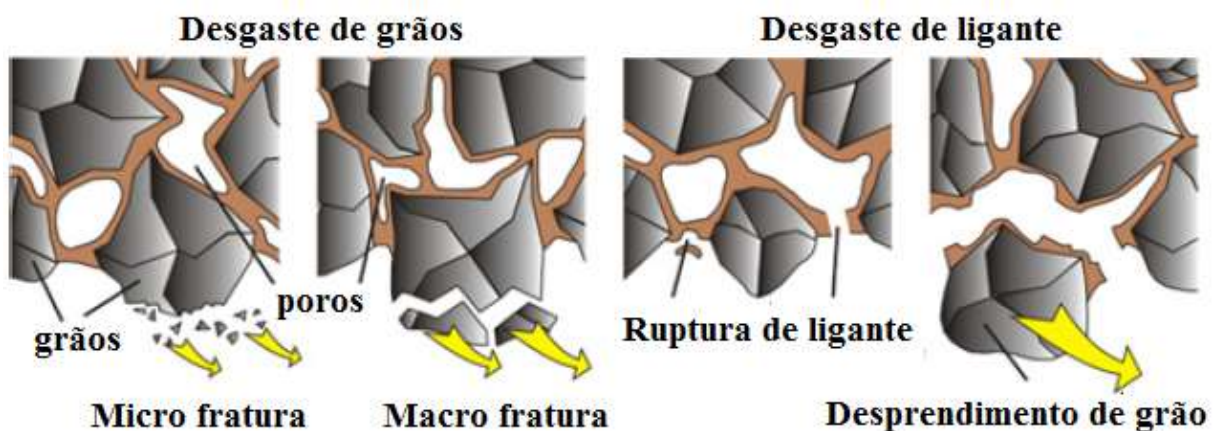
De acordo com Ribeiro et al. (2020), o ligante vitrificado é frágil, muito resistente ao desgaste e de boa estabilidade térmica e, portanto, apresenta vantagem significativa em rebolos convencionais e de CBN. Adicionalmente, suas características de elevada porosidade e de auto afiação simplificam o método de condicionamento, o que torna o ligante vitrificado a principal escolha na fabricação de rebolos.

2.5.1.4. Mecanismos de desgaste do rebolo

O desgaste do rebolo consiste na perda gradual de material, grãos abrasivos e ligante, que ocorre ao longo do processo de retificação, devido às elevadas cargas mecânica e térmica presentes na interface de corte (Zhu et al., 2019). Segundo Wegener et al. (2011), o desgaste do rebolo pode ser classificado em duas categorias:

- Micro desgaste, relacionado aos grãos e ao ligante, onde quatro situações podem ocorrer: pequenas fraturas de grão e/ou ligante (micro fraturas), que mantém a afiação da ferramenta, permitindo a remoção efetiva de material por um período mais prolongado; e fraturas mais significativas de grão e/ou ligante (macro fraturas), fazendo até com que um grão inteiro seja destacado do rebolo, o que contribui para o desgaste prematuro da ferramenta, visto que estes grãos se desprendem sem atingir toda sua capacidade de remoção de material. A Figura 10 ilustra esses mecanismos de micro desgaste.

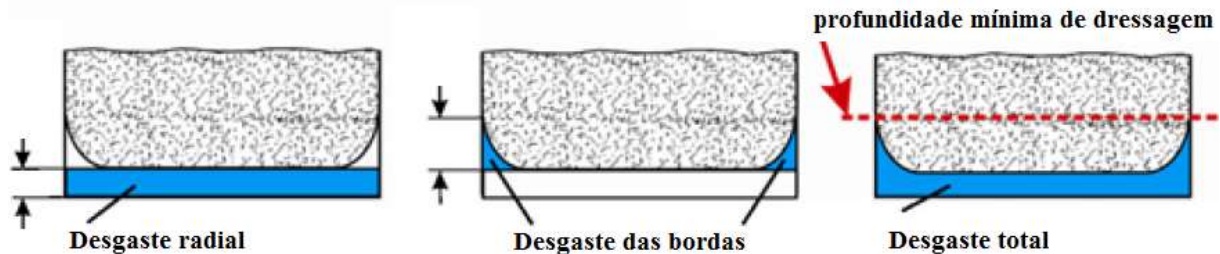
Figura 10: Micro desgaste de grãos e ligante



Fonte: Adaptado de Wegener et al. (2011).

- Macro desgaste, é relacionado à deterioração da macro geometria do rebolo, ou seja, à alterações no perfil da superfície de corte da ferramenta, podendo ser radial, nas bordas, ou uma combinação dos dois tipos, conforme ilustrado na Figura 11.

Figura 11: Macro desgaste do rebolo



Fonte: Adaptado de Wegener et al. (2011).

Godino et al. (2018) estudaram a evolução do desgaste (*wear flats*) em rebolos fabricados com grãos abrasivos de alumina sinterizada microcristalina (SG) e com grãos de alumina fundida branca (WFA) na retificação de aço AISI D2 endurecido. Os experimentos foram conduzidos de maneira a favorecer a formação das áreas planas de desgaste (*wear flat areas*) e evitar o desgaste por macro fraturas de grãos e ligante. As variáveis de saída avaliadas foram forças de corte, coeficiente de atrito e perfilometria e microscopia eletrônica de varredura da superfície de corte do rebolo. Os autores concluíram que os grãos de alumina sinterizada - SG apresentaram maior propensão ao desenvolvimento de áreas de desgaste em comparação com a alumina fundida branca - WFA, especialmente devido à menor condutividade térmica do primeiro, que leva a temperaturas mais altas durante o contato.

Wang et al. (2020) investigaram a influência do material abrasivo e da dureza do rebolo na eficiência do processo de retificação de trilhos. Foram utilizados dois tipos de grãos abrasivos, zircônia alumina (ZA) e alumina fundida marrom (BA) para a fabricação de oito rebolos, com cinco teores de grãos abrasivos e quatro níveis de dureza, utilizados em experimentos de retificação de trilhos. As variáveis de saída monitoradas foram quantidade de material usinado, integridade superficial (rugosidade, danos térmicos e tensões residuais) e desgaste do rebolo. Os resultados demonstraram que o rebolo ZA apresentou maior volume de material removido, maior rugosidade da superfície usinada, menor nível de danos superficiais e menor tensão residual do que o rebolo BA. Com o aumento da dureza do rebolo, a rugosidade e a tensão residual do trilho retificado mostraram tendências de diminuição, mas a espessura dos danos térmicos aumentou. O tipo predominante de desgaste dos grãos ZA foi macro fratura

e o dos grãos BA foi por atrito. Com o aumento da dureza do rebolo, o tipo de desgaste foi alterado de desprendimento de grão para macro fratura.

Qian et al. (2022) pesquisaram sobre o desgaste de grãos abrasivos de CBN durante o processo de retificação da liga de níquel Inconel 718. Os autores dividiram o processo de desgaste do rebolo em três fases:

- (i) inicial: os grãos de CBN exibem micro deteriorações leves, como micro trincas e abrasão superficial. A distribuição das alturas de protrusão dos grãos é dispersa, o que pode gerar irregularidades na superfície da peça. Devido à dispersão das alturas de protrusão, a superfície usinada apresenta sulcos e variações, resultando em uma rugosidade elevada, com valores Ra em torno de $1,8 \mu\text{m}$;

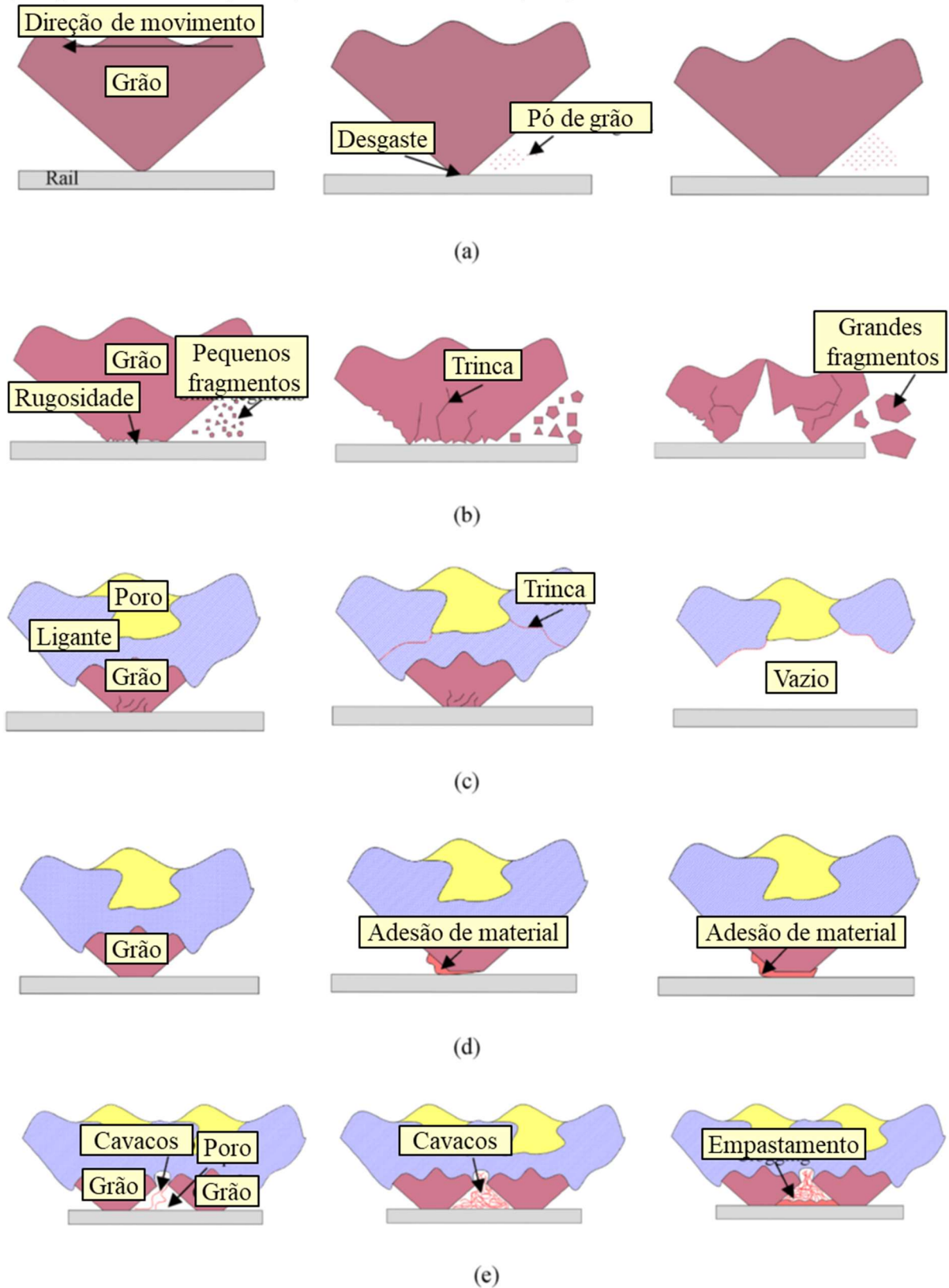
- (ii) estável: após o desgaste inicial, o rebolo entra em um regime estável, com uma taxa de desgaste controlada, onde os grãos mantêm uma protrusão uniforme. Durante essa fase, os grãos permanecem em sua maioria intactos, com desgaste mínimo, e o desempenho do rebolo é estável e previsível. A distribuição das alturas de protrusão dos grãos se torna mais uniforme, permitindo um acabamento da superfície mais consistente e suave, reduzindo a rugosidade para os valores mínimos de Ra obtidos durante todo o processo, de cerca $0,8 \mu\text{m}$.

- (iii) acelerado: com o decorrer do processo, os grãos começam a apresentar macro trincas e fraturas maiores. Essa fase ocorre quando os grãos desgastados se tornam estruturalmente comprometidos, levando a uma perda de material mais significativa e à exposição de novos grãos, mas de maneira menos uniforme, resultando em uma superfície de corte mais dispersa e irregular. Com isso, a rugosidade passa a aumentar, com valores de Ra entre $1,2$ e $1,4 \mu\text{m}$, indicando uma deterioração na qualidade da superfície. A menor quantidade e o desgaste dos grãos ativos levam ao aumento da geração de calor, que acelera o processo de degradação do rebolo e causa danos térmicos à peça.

Os autores concluíram que manter o desgaste do rebolo na fase estável é essencial para manutenção da capacidade de corte da ferramenta e obtenção de peças com integridade superficial adequada, otimizando o processo de usinagem.

Ding et al. (2022) estudaram os mecanismos de desgaste do rebolo na retificação de trilhos. Os autores identificaram seis processos distintos que levaram ao desgaste da ferramenta: atrito, fratura de grão, desprendimento de grão, adesão de material, empastamento e reações químicas, demonstrados esquematicamente na Figura 12.

Figura 12: Mecanismos de desgaste do rebolo: a) desgaste por atrito do grão, b) fratura do grão, c) desprendimento do grão, d) adesão de material, e) empastamento



Fonte: Adaptado de Ding et al. (2022).

Ainda segundo os autores, o processo de desgaste do grão abrasivo foi classificado em quatro estágios distintos:

- (i) desgaste por atrito foi predominante;
- (ii) microfraturas começam a ocorrer além do desgaste por atrito;
- (iii) macrofraturas começam a ocorrer além das microfraturas e do desgaste por atrito;
- (iv) grãos fraturados são arrancados.

Finalmente, eles constataram que o rebolo teve o desempenho ideal quando o desgaste ocorreu predominantemente nos estágios (i) e (ii), por atrito e microfraturas. Em contraste, quando o estágio (iv) foi predominante, o desgaste aumentou significativamente e a qualidade do processo diminuiu.

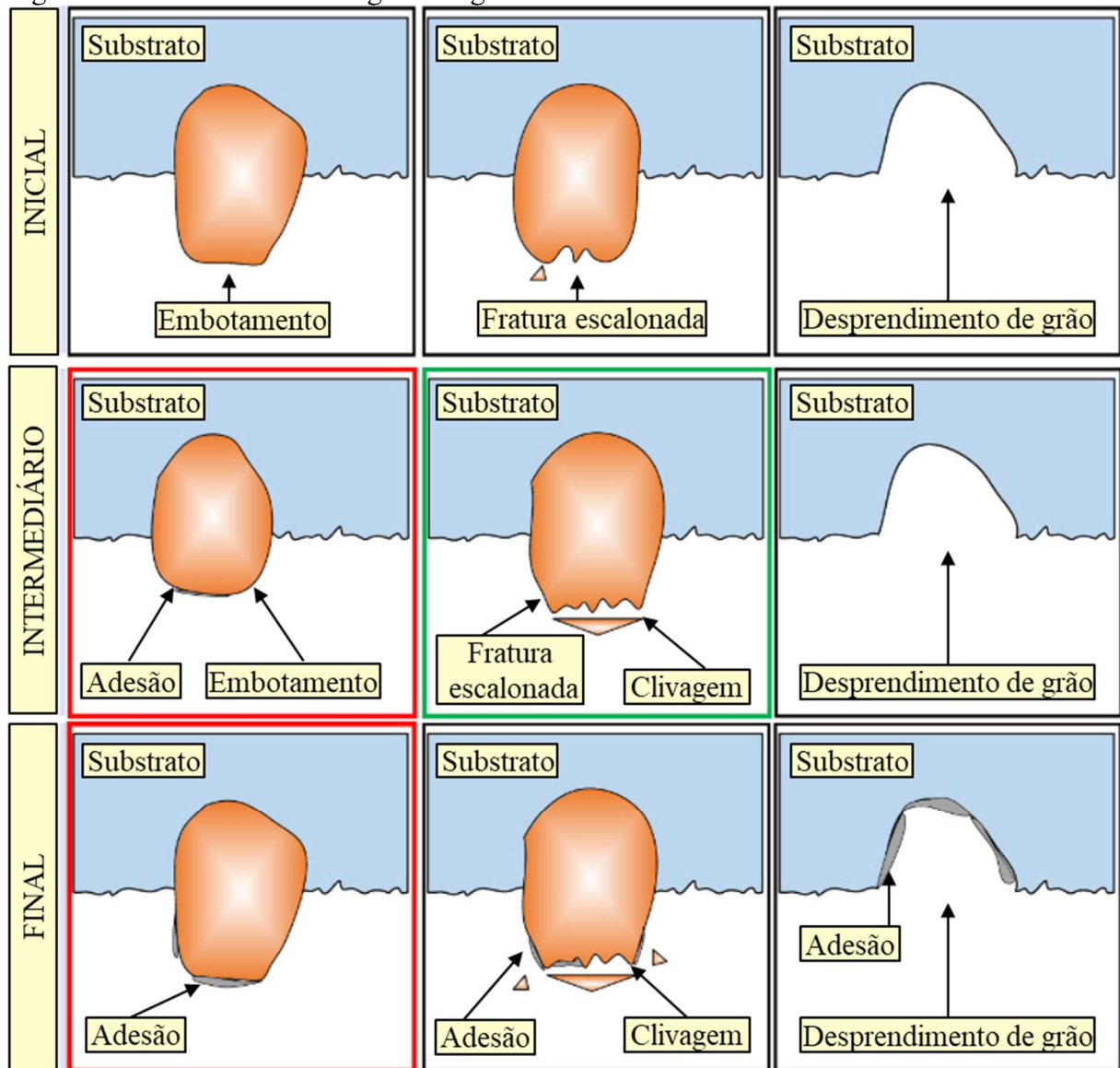
Yang; Lin (2024) investigaram o comportamento do desgaste de ferramentas abrasivas e seu impacto na integridade superficial da liga de níquel GH4169G, durante o processo de polimento com roda de lixa do tipo flap, com substrato de algodão e grãos abrasivos de carbetto de silício. Foram identificaram cinco mecanismos de desgaste da ferramenta: fratura escalonada, fratura por clivagem, embotamento de grão (o grão perde a afiação devido ao atrito, *blunt wear*), desprendimento de grão e adesão. Os autores observaram que esses mecanismos podem ocorrer concomitantemente durante a usinagem, e classificaram o processo de desgaste da ferramenta em três estágios: inicial, intermediário e final, conforme ilustrado na Figura 13.

No estágio inicial, o desgaste apresentou uma proporção equilibrada entre os mecanismos de embotamento, fratura escalonada e desprendimento de grão. A rugosidade da superfície usinada foi levemente reduzida, mas com as marcas dos processos de fabricação anteriores ainda visíveis. No estágio intermediário, houve o predomínio de fraturas controladas, escalonadas e por clivagem, que favoreceram a formação de novas arestas de corte, de pequenas dimensões e afiadas, favorecendo a remoção de material de maneira uniforme e, consequentemente, reduzindo a rugosidade da superfície usinada para seu menor nível. No estágio final, o embotamento dos grãos e a adesão foram predominantes, o que tornou a superfície de corte irregular e com menor afiação, resultando em aumento e instabilidade das forças de corte, aumento da temperatura e, consequentemente, maior rugosidade em relação ao estágio intermediário.

Analisando o substrato de algodão, que exerce função análoga ao ligante em um rebolo, os autores observaram que, no estágio inicial, o substrato é protegido pelos grãos abrasivos, e seu desgaste é mínimo, sendo sua principal função atuar como um suporte estável para os grãos abrasivos. No estágio intermediário, com desgaste crescente dos grãos, a exposição do substrato aumenta e, consequentemente, maior é o seu desgaste, que leva à exposição de novos grãos,

ajudando a manter a capacidade de corte da ferramenta. No estágio final, com a degradação dos grãos, inicia-se a instabilidade do processo comentada anteriormente, ocorrendo uma intensificação do processo de desgaste do substrato, que perde sua função de suportar os grãos, levando ao fim da vida da ferramenta.

Figura 13: Mecanismos de desgaste de grãos abrasivos



Fonte: Adaptado de Yang; Lin (2024).

Segundo Agarwal (2019), a combinação entre as características do rebolo (grãos, ligante e porosidade) e as condições de corte determinam como se dará o processo de desgaste da ferramenta. Idealmente, os grãos devem sofrer apenas microfraturas, mantendo suas arestas de corte afiadas pelo maior período possível, com mínimo desgaste. No entanto, se o grão apresentar elevada tenacidade e o ligante baixa dureza, ou as forças de corte forem muito

elevadas, podem ocorrer fraturas no ligante, levando ao desprendimento de grãos antes mesmo que estes realizem a remoção de material, favorecendo o desgaste prematuro. Se o ligante for muito duro e as forças de corte elevadas, o grão poderá sofrer macro fraturas, o que também leva ao desgaste acelerado. Finalmente, no caso de grãos tenazes, ligante duro e forças moderadas ou baixas, pode ocorrer elevado desgaste por atrito, levando ao “achatamento” da superfície dos grãos, o que diminui a capacidade de corte da ferramenta e eleva as temperaturas na interface ferramenta/peça, podendo acarretar danos térmicos à peça.

O autor também enfatiza a influência do empastamento no desgaste do rebolo, fenômeno que ocorre quando os cavacos não são devidamente removidos da interface de corte e se alojam nos poros do rebolo. O acúmulo desses cavacos resulta na redução da porosidade e no cobrimento parcial de grãos, dificultando a penetração do fluido de corte e reduzindo a capacidade de corte da ferramenta. Assim, a área de contato entre ferramenta e peça aumenta, o que leva à maiores forças e temperatura do processo, causando degradações térmicas nos grãos abrasivos e no material ligante e intensificando o desgaste. Além do mais, as elevadas forças e temperatura podem causar uma série de danos térmicos à peça usinada, como queimas, micro trincas, alterações microestruturais e tensões residuais de tração.

O desgaste excessivo também afeta diretamente a qualidade das superfícies usinadas, deteriorando sua rugosidade e precisão dimensional, aumentando a frequência necessária de dressagem, que diminui a produtividade e aumenta o custo do processo. Desta forma, a escolha de rebolos e parâmetros de corte adequados e o monitoramento do processo são essenciais para manter o desgaste da ferramenta em níveis aceitáveis (Ding et al., 2017).

2.6. Fluidos de corte

Fluidos de corte são substâncias utilizadas durante as operações de usinagem, com o principal objetivo de aumentar a produtividade dos processos, através da redução do desgaste da ferramenta e da melhoria da qualidade das peças fabricadas.

Segundo o relatório da Future Market Insights (2024), o mercado global de fluidos de corte foi avaliado em 10,9 bilhões de dólares em 2023, com estimativa de crescimento de 4,1% ao ano até 2033, onde deverá atingir o valor de 16,3 bilhões de dólares.

O histórico de utilização, a classificação, as funções, os problemas, as tendências e as considerações finais a respeito dos fluidos de corte são apresentados a seguir.

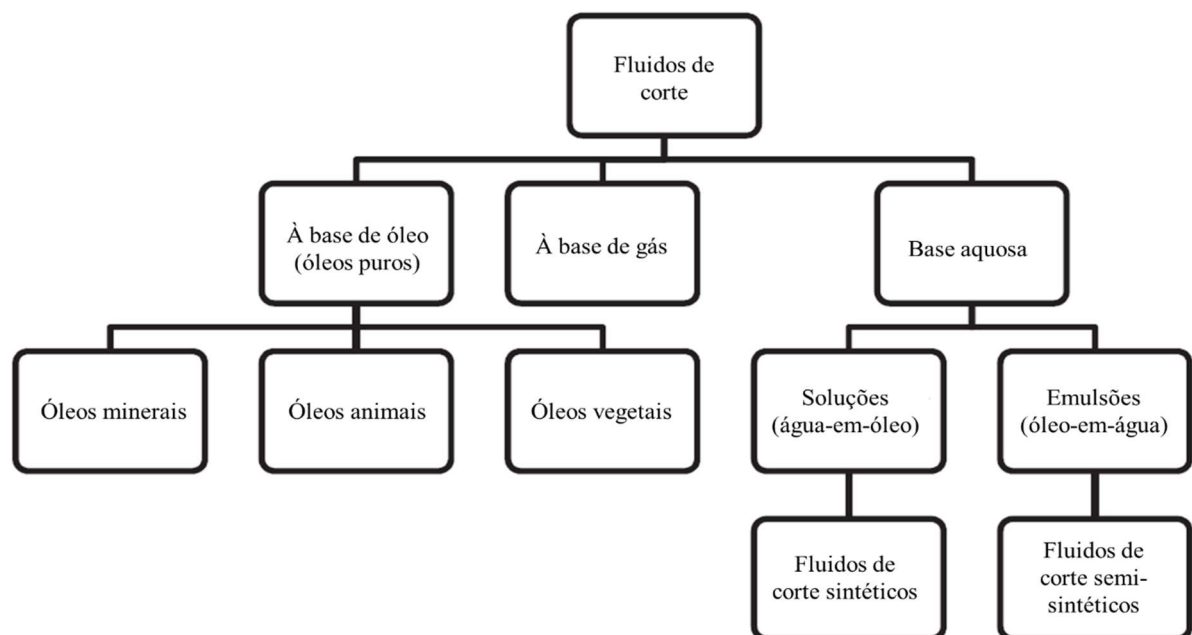
2.6.1. Histórico

Os primeiros registros da utilização de fluidos em processos de fabricação são da idade média, na produção de armas e obras de arte metálicas. Entretanto, sua aplicação só foi amplamente difundida através de publicações científicas a partir de 1907, por F.W. Taylor, que constatou que a utilização de água com sabão permitiu um aumento de 40% da velocidade de corte sem prejuízos ao processo (Kuram et al., 2011).

2.6.2. Classificação

Os fluidos de corte podem ser classificados de diversas maneiras, porém a mais frequentemente utilizada na literatura é apresentada na Figura 14 (Diniz; Marcondes; Coppini, 2006).

Figura 14: Classificação dos fluidos de corte



Fonte: Adaptado de Debnath; Reddy; Yi (2014).

2.6.2.1. Sólidos

Apesar de tecnicamente não serem fluidos, os lubrificantes sólidos são geralmente tratados na literatura em conjunto com os demais fluidos de corte, por terem papéis equivalentes nos processos de usinagem. São utilizados basicamente para aumentar a lubrificação, visto que não promovem a remoção dos cavacos e apresentam capacidade insignificante de refrigeração. Além disso, tem-se a constante necessidade de parada da operação para novas aplicações, o que

torna sua aplicação bastante restrita industrialmente. Exemplos: grafita, bissulfeto de molibdênio.

2.6.2.2. Gasosos

Fluidos gasosos são mais utilizados em processos que necessitam principalmente de remoção dos cavacos, visto que os gases apresentam capacidades mínimas de lubrificação e refrigeração. Desde os anos 1980, experimentos com gases em baixas temperaturas são realizados, visando melhorar a refrigeração, porém a aplicação industrial ainda é bastante limitada, devido principalmente aos custos envolvidos e às dificuldades operacionais e de segurança. Exemplos: ar comprimido, CO₂, N₂.

2.6.2.3. Líquidos

Fluidos de corte no estado líquido são os mais utilizados industrialmente. Os principais tipos são os óleos (animais, vegetais e minerais), as emulsões (fluidos emulsionáveis e semissintéticos) e as soluções. Aditivos podem ser incorporados aos fluidos para aumento de seu desempenho.

2.6.2.3.1. Óleos

2.6.2.3.1.1. Óleos animais e vegetais

Foram os primeiros óleos lubrificantes utilizados, devido à maior facilidade de produção. Apresentam excelentes características de lubrificação e são biodegradáveis, porém possuem baixa capacidade de refrigeração e rápida deterioração por agentes biológicos, demandando a utilização de diversos aditivos, e elevados custos de produção. Sendo assim, atualmente não são utilizados em escala industrial.

2.6.2.3.1.2. Óleos minerais

Também conhecidos como óleos integrais, são hidrocarbonetos obtidos através do refino do petróleo, normalmente acrescidos de aditivos de extrema pressão. Apresentam excelentes características de lubrificação e proteção à corrosão, porém baixa capacidade de refrigeração, baixo ponto de fulgor, causando risco de incêndio, e elevados custos de produção. Além disso, são suscetíveis à ataques biológicos por fungos e bactérias, e os fumos formados

durante o processo são altamente tóxicos, trazendo riscos à saúde dos trabalhadores. Desta forma, foram em grande parte substituídos por emulsões, sendo utilizados industrialmente em situações específicas de baixas velocidades de corte e elevada remoção de material.

2.6.2.3.2. Emulsões

2.6.2.3.2.1. Fluidos emulsionáveis

São compostos bifásicos de óleo mineral e água, ou seja, pequenas partículas de óleos minerais dispersos em água, na proporção de 1:10 a 1:100, acrescidos de agentes emulsificantes que garantem a uniformidade da mistura. Geralmente, também são adicionados aditivos para proteção à corrosão, resistência à extrema pressão. Devido à grande presença de água, apresentam melhor capacidade de refrigeração e menor custo em relação aos óleos minerais e não apresentam risco de incêndio que, aliados à uma lubrificação razoável, tornam as emulsões o tipo mais utilizado atualmente na indústria. O ponto de atenção é o controle microbiológico, pois a grande quantidade de água favorece a proliferação de fungos e bactérias, o que desestabiliza a emulsão, levando à perda das propriedades do fluido e, conseqüentemente, ao seu descarte. Para controlar esse problema, são adicionados biocidas ao fluido, que oferecem riscos à saúde dos trabalhadores.

2.6.2.3.2.2. Fluidos semissintéticos

Quando a quantidade de óleo mineral no fluido concentrado é menor do que 50%, estes são chamados de semissintéticos.

2.6.2.3.3. Soluções (fluidos sintéticos)

As soluções, ou fluidos sintéticos, são compostos monofásicos, formados tipicamente por sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas e inibidores de corrosão, que reagem quimicamente e se dissolvem totalmente na água, resultando em uma fase única. São isentas de óleos minerais e, portanto, apresentam excelente resistência à ação de microrganismos e são biodegradáveis. São geralmente transparentes, proporcionando boa visibilidade ao operador. Apresentam, portanto, menor capacidade de lubrificação e maior de refrigeração, porém seu custo elevado ainda é um impeditivo para sua ampla aplicação, sendo mais utilizadas em operações de materiais de difícil usinagem e grandes lotes, onde a refrigeração é a prioridade. Na presente pesquisa, os fluidos testados são sintéticos.

Segundo o relatório da Market Research Intellect (2024), o mercado global de fluidos de corte sintéticos foi de 2 bilhões de dólares em 2023, com estimativa de crescimento de 5,5% ao ano até 2031, onde deverá atingir o valor de 3,1 bilhões de dólares.

2.6.2.3.4. Aditivos

Conforme mencionado anteriormente, diversos aditivos podem ser utilizados na composição dos fluidos de corte, cada qual com sua função específica. Os principais tipos são:

- Antiespumantes: evitam a formação de espumas que comprometeriam a visualização da operação e a refrigeração do processo.
- Detergentes: auxiliam na limpeza, evitando a formação de borras na interface de corte.
- Emulsificantes: garantem a emulsão e estabilidade do composto bifásico óleo/água.
- Surfactantes: também atuam na estabilidade da emulsão.
- Biocidas: inibem a proliferação de fungos e bactérias no fluido.
- Anticorrosivos: protegem a máquina-ferramenta e a peça contra a corrosão.
- Extrema pressão - EP: garantem que as propriedades do fluido serão mantidas mesmo em aplicações com elevadas pressões e temperaturas, como em processos severos de corte.

Neste trabalho, os fluidos estudados possuem aditivos anticorrosivos do tipo inibidor volátil de corrosão - VCI e de extrema pressão - EP, que serão comentados a seguir.

2.6.2.3.4.1. Aditivo anticorrosivo do tipo inibidor volátil de corrosão - VCI

Os inibidores voláteis de corrosão - VCIs são compostos químicos, formados geralmente por sais orgânicos e inorgânicos que, ao ser aplicados, vaporizam e se adsorvem nas superfícies metálicas, formando uma camada protetora monomolecular que inibe a corrosão em ambientes fechados. Suas propriedades hidrofóbicas ajudam a manter o pH alcalino na interface metal-inibidor, reduzindo o risco de corrosão. Esses compostos, também chamados de inibidores de fase de vapor - VPIs, são temporários e removíveis, diferenciando-se de métodos permanentes, como aplicação de tintas e revestimentos metálicos. Essa característica permite que sejam utilizados nas fases de armazenamento e transporte de peças metálicas, pois a proteção proporcionada se mantém ativa enquanto o ambiente permanece fechado. Outras vantagens dos VCIs são a ausência de resíduos visíveis ou oleosos nas peças, dispensando a necessidade de limpeza com solventes, normalmente tóxicos, para execução de etapas posteriores de fabricação, como pintura ou revestimento; e o alcance em áreas de difícil acesso

devido à sua volatilidade, o que seria inviável com outras técnicas de proteção, como graxas ou óleos. Entretanto, algumas desvantagens significativas também são apresentadas, como a dependência de ambientes hermeticamente fechados para garantir a proteção, a baixa durabilidade em ambientes úmidos ou em presença direta de água e os problemas ambientais e de saúde apresentados por alguns tipos de inibidores (Bastidas; Cano; Mora, 2005; Vorobyova; Skiba; Chygyrynets', 2019). Tais características inviabilizariam a utilização desses VCIs tradicionais como aditivos em fluidos de corte, visto que possuem grande quantidade de água em sua composição e são aplicados em ambientes abertos.

Neste contexto, Genovez (2016) desenvolveu, em sua pesquisa de doutorado, um novo conceito de inibidor volátil de corrosão, denominado pelo autor como *V-active* VCI, composto por uma combinação de sais orgânicos, especialmente aminas graxas e ácidos carboxílicos, que utiliza a água, nas fases líquida e de vapor, como meio de transporte e ativação. Ao contrário dos VCIs tradicionais, o *V-active* VCI se vale da presença da água para promover a dissociação dos sais inibidores, gerando componentes eletricamente ativos que se adsorvem na superfície metálica, formando a camada protetora, que interfere na corrente de polarização e reduz o potencial de corrosão. O desempenho desse novo inibidor foi avaliada em diversos testes laboratoriais e em campo, utilizando água nas fases líquida e de vapor. Os resultados demonstraram que o *V-active* VCI apresentou excelente proteção à corrosão em condições críticas, como em presença de grandes quantidades de água e ambiente salino. No maior teste realizado, um tanque de 200 litros contendo diesel com 0,5% de *V-active* VCI permaneceu sem corrosão durante um período de quatro anos, enquanto um tanque sem o inibidor apresentou oxidação intensa e formação de massa orgânica devido à presença de água e bactérias. A influência da camada protetora em processos subsequentes, como pintura e revestimentos também foi testada, sendo observado que a aplicação do *V-active* VCI não interferiu na aderência de camadas de tinta, atendendo rigorosos padrões industriais, como os da Petrobras. Além disso, o *V-active* VCI não contém sais inorgânicos, tornando-o biodegradável e não tóxico.

Diante das características observadas, fica-se evidente o potencial do *V-active* VCI na formulação de fluidos de corte sintéticos, visto que a baixa proteção contra corrosão é um dos principais limitantes da ampla aplicação desse tipo de fluido. Sendo assim, foram desenvolvidos pela empresa brasileira VCI Brasil, sediada em Bauru/SP, denominados como linha MV Aqua, diversos fluidos de corte sintéticos contendo os inibidores do tipo *V-active* VCI. Segundo a empresa, esses fluidos proporcionam proteção anticorrosiva das peças e da máquina, eliminando etapas posteriores de aplicação de óleo protetivo e limpeza, fornecem refrigeração,

lubricidade e adstringência adequadas e são biodegradáveis e não tóxicos, capazes de substituir os óleos integrais (VCI BRASIL, 2024). Entretanto, como já discutido anteriormente, a composição do fluido de corte interfere diretamente no processo de usinagem, principalmente na qualidade da peça usinada e no desgaste da ferramenta, tornando-se necessária a sua avaliação experimental. Sendo assim, foi firmada em 2018 uma parceria entre a empresa VCI Brasil e o Laboratório de Usinagem por Abrasão - LUA, para a realização de pesquisas científicas acerca do desempenho dos fluidos desenvolvidos com essa tecnologia em processos de retificação, que se encontra atualmente em andamento e cujo presente trabalho é parte integrante.

2.6.2.3.4.2. Aditivo de extrema pressão - EP

Os aditivos de extrema pressão são compostos químicos adicionados aos fluidos de corte para melhorar suas propriedades lubrificantes em condições severas, de alta pressão e temperatura, comuns em processos de usinagem. Sua principal função é reagir quimicamente e formar um fino filme lubrificante, de espessura tipicamente de 1 μm , sobre as superfícies metálicas, reduzindo o atrito e o desgaste, evitando a adesão nas superfícies e aumentando a vida da ferramenta. Os principais tipos de aditivos EP são à base de enxofre, que forma um filme de sulfeto de ferro; de cloro, que forma um filme de cloreto de ferro; e de fósforo, que forma uma camada de fosfato de ferro. Entretanto, a utilização de aditivos EP podem resultar em passivos ambientais e de saúde, principalmente no caso dos formulados com cloro, o que tem motivado pesquisas para o desenvolvimento de novas formulações, como por exemplo utilizando nanopartículas (Li et al., 2022).

2.6.3. Funções dos fluidos de corte

As funções dos fluidos de corte em processos de usinagem são descritas a seguir.

2.6.3.1. Lubrificação da interface de corte

A interação entre a ferramenta de corte e o material usinado resulta em deformações elásticas, plásticas e, finalmente, na ruptura do material por cisalhamento e formação dos cavacos. Esse processo gera uma elevada quantidade de calor na interface de corte, que acarreta uma série de consequências deletérias ao processo, como desgaste prematuro da ferramenta, diminuindo sua vida, dilatação térmica da peça, resultando em menor precisão geométrica e alterações na microestrutura da superfície da peça, levando à ocorrência de trincas, mudanças

de fase, tensões residuais e rugosidade elevada. Uma das maneiras de se reduzir a geração de calor nessa região é utilizando-se fluidos de corte com adequada capacidade lubrificante, reduzindo-se assim o coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça, e, conseqüentemente, as forças e temperatura na região de corte. Um fluido com boa capacidade de lubrificação deve resistir às pressões e temperaturas elevadas sem vaporizar, ter baixo coeficiente de atrito e viscosidade moderada, suficientemente baixa para fluir pela interface de corte e alta o bastante para aderir à ferramenta.

2.6.3.2. Refrigeração da interface de corte

Mesmo com o efeito lubrificante dos fluidos, citado anteriormente, o calor continua sendo gerado na interface de corte. Ainda que em menor escala, esse calor pode ser danoso, principalmente em processos de elevada geração de energia, como a retificação, na presença de condições severas de corte (elevadas profundidade de corte e velocidade de avanço) e na utilização de materiais de difícil usinagem (superligas de níquel e titânio, aços endurecidos), condições que favorecem a geração de calor na interface de corte. Desta forma, é necessário que os fluidos possuam capacidade de remoção de calor, ou seja, baixa viscosidade, molhabilidade adequada e elevada condutividade térmica, para evitar que o excesso de calor/energia na interface de corte leve aos problemas citados anteriormente.

2.6.3.3. Remoção de cavacos (limpeza) da interface de corte

A terceira importante função dos fluidos de corte consiste na remoção dos cavacos, ou seja, na limpeza da interface de corte. Essa característica é ainda mais importante em processos em que o cavaco é de difícil remoção, como em furações profundas, onde o cavaco, se não removido, tende a envolver a broca, levando até a quebra da ferramenta, em processos de retificação, onde os cavacos, se não removidos, misturam-se ao fluido de corte e alojam-se nos poros do rebolo, causando o fenômeno conhecido como empastamento, que reduz significativamente a capacidade de corte da ferramenta. Em processos de geometria definida, como torneamento e fresamento, a remoção adequada dos cavacos também evita a formação de arestas postiças de corte.

2.6.3.4. Proteção da máquina-ferramenta e da peça usinada contra a oxidação

Finalmente, a quarta função dos fluidos de corte é proteger as peças usinadas e a máquina-ferramenta contra a oxidação, pois a camada de fluido formada sobre as superfícies metálicas impede a ação do oxigênio contido na atmosfera.

2.6.4. Problemas na utilização de fluidos de corte

A grande maioria dos fluidos ainda utiliza componentes minerais, ou seja, não biodegradáveis que, se descartados de maneira inadequada, ou na ocorrência de vazamentos, podem causar danos ao meio ambiente, principalmente através da poluição de lençóis freáticos e cursos d'água. A névoa formada pela evaporação do fluido pode poluir o ambiente onde se encontram as máquinas, podendo acarretar problemas de saúde aos trabalhadores, como doenças respiratórias e até alguns tipos de câncer. O contato dos fluidos com a pele ou olhos pode levar ao desenvolvimento de dermatites de contato e graves doenças oculares. Colônias de microrganismos, como fungos e bactérias, podem se desenvolver nos reservatórios, o que resulta em problemas ambientais e de saúde aos operadores. Para minimizar essa questão, frequentemente são utilizados biocidas, que também podem ser nocivos (Debnath; Reddy; Yi, 2014). Além das questões ambientais e de saúde dos trabalhadores, destaca-se os custos referentes à aquisição, armazenamento, aplicação, manutenção e descarte de fluidos de corte em processos de usinagem. Segundo diversos estudos, esses custos representam cerca de 15% a 20% dos custos totais do processo (Benedicto; Carou; Rubio, 2017; Pusavec; Krajnik; Kopac, 2010).

2.6.5. Seleção de fluidos de corte

A seleção do fluido de corte para uma operação de usinagem deve levar em conta quatro aspectos técnicos relevantes: o material da peça a ser usinada, o material da ferramenta, a operação de usinagem e a sua severidade (condições de corte). Cabe então ao engenheiro de processos levantar esses dados e buscar o fluido mais adequado para que se obtenha peças dentro dos requisitos especificados pelo projeto. Existem basicamente duas opções: catálogos técnicos de fabricantes, que apresentam para quais situações cada fluido é mais utilizado, e literatura científica (livros e artigos), onde é possível verificar os resultados obtidos por pesquisadores para situações similares à que se deseja realizar.

Além do fluido a ser utilizado, também é essencial a escolha da sua maneira de aplicação. Existe uma série de variáveis, como pressão e vazão do fluido, formato e tamanho do bocal, posição e distância de aplicação, que influenciam diretamente nos resultados obtidos. Novamente, cabe ao engenheiro responsável a seleção mais adequada, baseando em recomendações dos fabricantes, na literatura científica e no conhecimento acumulado dentro de sua organização.

Por ser de difícil simulação, devido à grande quantidade de variáveis envolvidas (forças, velocidades, temperaturas, reações químicas etc.), os conhecimentos acerca dos processos de usinagem evoluem majoritariamente de maneira experimental, ou seja, não existe até o momento uma maneira de simular e comparar a performance de vários fluidos, sendo necessária a avaliação experimental. Neste contexto, também é possível ao engenheiro responsável, baseando-se no conhecimento já existente, elaborar e realizar novos testes, variando-se apenas o fluido e mantendo todas as demais variáveis constantes, buscando assim novas opções que possam ser utilizadas.

Finalmente, o critério econômico é fundamental. Como já mencionado, os custos envolvidos na aquisição, utilização e descarte de fluidos são elevados e, portanto, seu uso deve ser justificado técnica e economicamente.

2.6.6. Tendências na pesquisa e aplicação de fluidos de corte

Desde sua popularização no final do século XIX até os dias de hoje, a quantidade e a qualidade dos fluidos de corte aumentaram exponencialmente. Este mercado continua em plena expansão, com a pesquisa e desenvolvimento dividida em dois grandes eixos: novos fluidos e novas técnicas de aplicação, que também podem ser aplicados em conjunto. Atualmente, com a crescente preocupação com a crise climática global, os Objetivos de Desenvolvimento Sustentável - ODS da (ONU, 2024) são utilizados como referência na busca por soluções mais sustentáveis. Em relação aos fluidos de corte, destacam-se os seguintes objetivos:

- ODS 6: Água Potável e Saneamento - Assegurar a disponibilidade e gestão sustentável da água e saneamento para todas e todos. Na usinagem, isso inclui a redução do uso de fluidos de corte e o tratamento adequado dos resíduos, evitando a contaminação de fontes hídricas.

- ODS 8: Trabalho Decente e Crescimento Econômico - Promover o crescimento econômico sustentado, inclusivo e sustentável, emprego pleno e produtivo e trabalho decente para todas e todos. Na usinagem, incentivo a práticas seguras e saudáveis para os trabalhadores, minimizando a exposição a produtos químicos e melhorando a ergonomia dos processos,

através da utilização de fluidos ambientalmente amigáveis, não nocivos, na menor quantidade possível.

- ODS 9: Indústria, Inovação e Infraestrutura - Construir infraestruturas resilientes, promover a industrialização inclusiva e sustentável e fomentar a inovação. Desenvolvimento de fluidos de baixo impacto ambiental e novas técnicas de aplicação, como a de MQL, de menor consumo energético.

- ODS 12: Consumo e produção responsáveis - Assegurar padrões de produção e de consumo sustentáveis. No contexto da usinagem, engloba a utilização de materiais e insumos de forma mais eficiente, redução de resíduos e reciclagem de metais e fluidos de corte, além da otimização de processos para minimizar desperdícios e emissões de gases nocivos à saúde dos operadores e ao meio ambiente.

- ODS 13: Ação Contra a Mudança Global do Clima - Tomar medidas urgentes para combater a mudança climática e seus impactos. A usinagem sustentável pode contribuir reduzindo as emissões de gases de efeito estufa, adotando fontes de energia renovável e práticas que diminuam o consumo energético e de fluidos de corte nos processos.

2.6.6.1. Novos fluidos, com maior capacidade de lubrificação e ambientalmente amigáveis

Destaca-se a utilização de nanopartículas, que podem alterar radicalmente as propriedades do fluido, como viscosidade e condutividade térmica. Entretanto, os passivos ambientais e de saúde destas ainda são pouco conhecidos (Wang et al., 2024).

Outra linha de pesquisa bastante explorada é a de óleos vegetais, puros ou com nanopartículas, pelas suas características de excelente lubrificação e biodegradabilidade (Luo et al., 2024).

Em ambos os casos, os custos envolvidos na produção são bastante elevados, o que torna necessário um maior desenvolvimento nos métodos de fabricação destes novos fluidos para sua aplicação industrial.

2.6.6.2. Novos métodos de aplicação, visando a redução na quantidade utilizada de fluidos

O objetivo desta linha de pesquisa é a utilização da menor quantidade de fluido possível para fabricação de peças dentro dos requisitos de qualidade definidos no projeto, como rugosidade, microestrutura e tolerâncias dimensionais e de forma. Destaca-se a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante - MQL, que busca reduzir em cerca de 99% a quantidade

de fluido aplicada em relação ao método convencional (abundante), através da utilização de um jato de ar comprimido com partículas de fluido atomizado. O método se apresentou bastante satisfatório em operações de usinagem com ferramentas de geometria definida, como torneamento, fresamento e furação. Porém, em processos de geometria não definida, como a retificação, seu uso ainda é um desafio, devido principalmente às baixas capacidades de refrigeração e de limpeza apresentadas pela técnica. Outro ponto de atenção é a necessidade de controlar a névoa e o ruído produzidos, para evitar danos à saúde dos operadores (Hamran et al., 2020).

Diversas outras técnicas alternativas são pesquisadas, separadamente ou em conjunto, como refrigeração com gases em baixa temperatura (ar comprimido, CO₂, N₂), criogenia, bocal auxiliar de limpeza, visando melhorar o desempenho do MQL e permitir sua utilização em substituição ao método convencional (Singh; Aggarwal, 2020). Outra possibilidade promissora é a utilização de novos fluidos, descritos na seção anterior, em conjunto com o MQL (Said et al., 2019).

2.6.7. Fluidos de corte contendo *V-active* VCI na retificação

Talon et al. (2019) avaliaram a performance de um fluido com inibidor volátil de corrosão na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 endurecido com rebolo de óxido de alumínio, variando a velocidade de avanço. Os parâmetros avaliados foram rugosidade média aritmética - Ra, desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, emissão acústica e microdureza. O fluido com VCI apresentou resultados superiores ao convencional nos parâmetros de rugosidade superficial, desgaste diametral do rebolo e emissão acústica, principalmente nas condições mais críticas, de maior avanço. Já no parâmetro de desvios de circularidade, o fluido convencional apresentou melhor desempenho. Segundo os autores, o fluido com *V-active* VCI apresentou um excelente efeito lubrificante, enquanto sua capacidade refrigerante foi inferior ao do convencional. Finalmente, os autores concluíram que a utilização do fluido com *V-active* VCI é indicada principalmente com altas velocidades de avanço, permitindo aumento de produtividade sem perda significativa de qualidade, além de ser biodegradável, não prejudicial à saúde humana e proteger a peça contra a corrosão, diminuindo etapas de produção.

Em continuidade à pesquisa, Talon et al. (2020) avaliaram a performance de mais dois fluidos com *V-active* VCI, de baixo custo e com aditivos de extrema pressão, na retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340 endurecido com rebolo de óxido de alumínio, variando a velocidade de avanço e comparando os resultados com os obtidos no

trabalho anterior. Os parâmetros avaliados foram rugosidade média aritmética - Ra, desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, emissão acústica e microdureza. Novamente, os fluidos com *V-active* VCI apresentaram melhor desempenho, principalmente com maiores taxas de avanço que, segundo os autores, deve-se à polimerização do inibidor, que favorece a lubrificação em condições de elevada temperatura e pressão.

Moretti et al. (2024) estudaram a performance de dois fluidos contendo *V-active* VCI no processo de retificação do aço ABNT 4340 endurecido, utilizando as técnicas de lubrificação convencional, mínima quantidade de lubrificante - MQL e mínima quantidade de lubrificante com jato de limpeza do rebolo - MQL+WCI. As variáveis de saída avaliadas foram rugosidade média aritmética - Ra, desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, potência consumida, emissão acústica, emissão de CO₂ e custos. Os autores observaram que os fluidos contendo *V-active* VCI foram melhores em todas as variáveis analisadas, com exceção dos desvios de circularidade, onde o fluido VCI provocou o aumento da variável, enquanto o VCI+EP levou à sua diminuição. Comparando os métodos de aplicação, observou-se que o convencional ainda apresentou os melhores resultados, seguido por MQL+WCI e MQL.

Rodrigues et al. (2024) investigaram a performance de três fluidos contendo *V-active* VCI no processo de retificação do aço ABNT 4340 endurecido, utilizando as técnicas de lubrificação convencional, mínima quantidade de lubrificante - MQL, mínima quantidade de lubrificante com jato de limpeza do rebolo - MQL+WCI e mínima quantidade de lubrificante com jato de limpeza do rebolo refrigerado - MQL+CWCJ. As variáveis de saída avaliadas foram rugosidade média aritmética - Ra, desvios de circularidade, desgaste diametral do rebolo, potência consumida, emissão de CO₂ e custos. Os fluidos com *V-active* VCI contribuíram para a melhoria da qualidade superficial e redução do desgaste do rebolo em relação ao fluido base, enquanto aumentaram o erro de circularidade, com exceção do fluido com aditivos de extrema pressão - VCI+EP, que reduziu essa variável em 11%. O método convencional apresentou os melhores resultados. Entretanto, a utilização dos fluidos com *V-active* VCI aumentou significativamente o desempenho das técnicas alternativas de lubrificação, destacando-se o potencial desses fluidos como uma alternativa mais sustentável, sem impacto nos custos e nas emissões de carbono.

Nas buscas realizadas nas bases Scopus e Google Scholar, esses foram os únicos artigos encontrados sobre a aplicação de fluidos de corte com *V-active* VCI em processos de usinagem, demonstrando uma linha de pesquisa promissora e ainda pouco explorada, visto que os resultados até aqui foram promissores. Além disso, essas pesquisas só avaliaram o parâmetro

de rugosidade média aritmética - Ra, não existindo ainda uma caracterização superficial completa das superfícies geradas na retificação com esses fluidos, objetivo do presente trabalho.

2.7. Aço ABNT 4340

O material usinado no presente trabalho foi o aço liga cromo-níquel-molibdênio de médio teor de carbono, ABNT 4340, temperado e revenido, de composição química padronizada pela norma ABNT NBR 13709 (1996), apresentada na Tabela 2.

Tabela 2: Composição química e variações permissíveis do aço ABNT 4340.

Composição Química		Variação permissível
Elemento	Teor em massa (%)	
Carbono	0,38 - 0,43	± 0,02
Manganês	0,65 - 0,85	± 0,03
Fósforo	0,025 máx.	+ 0,005
Enxofre	0,025 máx.	+ 0,005
Silício	0,15 - 0,35	± 0,02
Cromo	0,70 - 0,90	± 0,03
Molibdênio	0,20 - 0,30	± 0,02
Níquel	1,65 - 2,00	± 0,05
Cobre	0,35 máx.	+ 0,03

Fonte: Adaptado de ABNT NBR 13709 (1996).

O aço ABNT 4340 apresenta uma excelente combinação de propriedades mecânicas, de elevada resistência mecânica e à fadiga, tenacidade e temperabilidade, combinadas com um baixo custo em relação a outros aços-liga, tornando-o amplamente utilizado nas indústrias automobilística, naval, petrolífera, siderúrgica e aeronáutica, na fabricação de componentes estruturais, como virabrequins, eixos, pinhões, parafusos, engrenagens, colunas, mangas, cilindros, trens de pouso, entre outros, que passam pelo processo de retificação durante sua fabricação. Após os tratamentos térmicos de têmpera e revenimento, sua microestrutura típica é a martensita revenida.

2.8. Integridade superficial e características funcionais

A integridade superficial pode ser definida como o conjunto de características físicas, químicas, mecânicas e metalúrgicas que descrevem uma superfície após o seu processo de

usinagem. Desta forma, é necessário analisar a topografia superficial, determinando os diversos parâmetros de rugosidade, desvios geométricos e de forma, a microestrutura do material, para verificação de possíveis transformações de fase, presença de camadas branca e escuras e de micro trincas e as tensões residuais. Todos esses fatores influenciam diretamente nas características funcionais da peça usinada, como resistência à fadiga e à corrosão, capacidade de carga, atrito, desgaste, refletividade, molhabilidade e retenção de fluidos (Machado et al. (2024).

Sedlaček; Podgornik; Vižintin (2009) pesquisaram a influência do processo na rugosidade da superfície usinada e a relação dos parâmetros de rugosidade com o atrito e o desgaste. Corpos de prova de aço 100Cr6 foram preparados através de retificação, polimento, torneamento e fresamento, resultando em superfícies com rugosidades entre 0,02 e 7 μm , que foram caracterizadas através de perfilometria de contato. Na sequência, testes tribológicos do tipo pino no disco foram realizados, com esferas de alumina como contra corpos, nas condições à seco e com lubrificação. Os autores observaram que as relações entre rugosidade e atrito são complexas, variando em função das condições de contato, à seco ou com lubrificação. Para o teste à seco, o atrito foi menor com a rugosidade maior, enquanto na condição com lubrificação, o atrito foi menor com a rugosidade menor. O aumento no parâmetro R_{ku} levou à diminuição do atrito na condição com lubrificação e ao aumento na condição à seco. O atrito também foi reduzido no teste com lubrificação quando o parâmetro R_{sk} foi menor. Finalmente, segundo os autores, quando R_{vk} é maior que R_{pk} , o atrito tende a ser menor.

Kubiak et al. (2011) estudaram a relação entre rugosidade e molhabilidade de superfícies de engenharia. Foram preparados corpos de prova de seis materiais, liga de alumínio AA7064, liga de titânio Ti-6Al-4V, aço AISI 8630, liga de cobre UNS C17000, cerâmica de fluorfoliopita em matriz de vidro de borossilicato e polimetilmetacrilato (PMMA), com diferentes níveis de rugosidade, entre 0,15 e 7,74 μm . Os autores observaram que a relação entre rugosidade e molhabilidade foi não linear e similar para todos os materiais testados: superfícies muito lisas, com R_a menor que 0,50 μm apresentaram baixa molhabilidade, devido à ausência de irregularidades para dispersar o líquido; superfícies mais rugosas, com R_a maior que 2 μm , também apresentaram baixa molhabilidade, devido à presença de vales muito profundos, que criam bolsões de ar e dificultam o contato do líquido com a superfície; e as superfícies intermediárias, com R_a entre 0,50 e 2 μm apresentaram boa molhabilidade, pois a textura favoreceu o espalhamento do líquido ao longo dos vales, sem a ocorrência de bolsões de ar.

Sedlaček; Podgornik; Vižintin (2012) investigaram a relação entre rugosidade e atrito, comparando diversas superfícies de aço 100Cr6 de rugosidade média similar (S_a), porém com parâmetros de assimetria (S_{sk}) e curtose (S_{ku}) distintos. Testes tribológicos do tipo pino no disco foram realizados, com esferas de alumina como contra corpos, nas condições à seco e com lubrificação. Constatou-se que os parâmetros S_a e S_q não foram suficientes para a determinação das propriedades tribológicas das superfícies, sendo os parâmetros de assimetria (S_{sk}), curtose (S_{ku}) e de altura reduzida de vales (S_{vk}) os mais de maior relação com o coeficiente de atrito. Os autores concluíram que superfícies com alta curtose e assimetria negativa tendem a apresentar menores coeficientes de atrito e que o atrito tende a diminuir com o aumento de S_{vk} .

Pramanik et al. (2017) analisam a relação entre processos de fabricação (torneamento, fresamento, retificação, eletroerosão, laser, jato d'água abrasivo) e resistência à fadiga de materiais como aços e ligas de titânio, de alumínio e de níquel. Os autores concluíram que a resistência à fadiga de componentes usinados depende diretamente do processo de usinagem e das tensões residuais induzidas. Métodos convencionais, como torneamento e fresamento, tendem a gerar tensões residuais compressivas, que melhoram a vida em fadiga, enquanto a retificação pode gerar tensões de tração, devido à intensa geração de calor, prejudicando a resistência. No caso de processos não convencionais como eletroerosão e laser, a alta temperatura e o rápido resfriamento criam redes de micro trincas e tensões de tração que comprometem a resistência à fadiga, sendo recomendado o posterior polimento para redução desses efeitos. O jato d'água abrasivo, por outro lado, induz tensões compressivas, favoráveis à resistência à fadiga, mas eventuais partículas abrasivas incrustadas na superfície usinada podem agir como concentradores de tensão e reduzir o desempenho em fadiga. Essas conclusões destacam a importância da escolha criteriosa do processo de usinagem e dos parâmetros operacionais para maximizar a vida dos componentes usinados em aplicações críticas.

Liang et al. (2018) investigaram a influência da rugosidade no coeficiente de atrito e no desgaste de peças de aço AISI 1045 retificadas. Os parâmetros de rugosidade utilizados foram R_a , R_q , R_{sk} e R_{ku} , e testes tribológicos do tipo pino disco de deslizamento à seco foram realizados para análise de atrito e desgaste. Os autores observaram que as superfícies retificadas com maior rugosidade inicial exibiram coeficientes de atrito mais elevados e uma transição mais prolongada para o regime de desgaste estável. Essas superfícies também apresentaram maior perda de volume devido ao desgaste e uma deformação plástica significativa na subsuperfície. Em contraste, as superfícies menos rugosas apresentaram menor perda de volume

e desgaste mais controlado, resultando em um desempenho tribológico superior na condição de deslizamento à seco.

Madadi et al. (2020) estudaram a relação entre rugosidade e hidrofobicidade de placas bipolares empregadas em células de combustível. Os autores observaram uma relação direta entre a rugosidade de uma superfície e a sua hidrofobicidade: superfícies mais rugosas apresentaram maior ângulo de contato, indicando uma hidrofobicidade aumentada.

Jouini; Revel; Thoquenne (2020) analisaram a relação entre a integridade superficial e a resistência à fadiga de contato rolante de anéis de rolamento de aço AISI 52100, usinados por torneamento em duro e retificação. Nas condições utilizadas, o torneamento em duro resultou em menor rugosidade e em tensões residuais de compressão, enquanto a peça retificada apresentou maior rugosidade e tensões residuais de tração. Desta forma, a resistência à fadiga do componente torneado foi cerca de quatro vezes maior do que a do componente retificado.

Sales et al. (2020) realizaram uma extensa revisão bibliográfica sobre integridade superficial na usinagem de aços endurecidos. Os autores concluíram que a integridade superficial em aços endurecidos é crucial para o desempenho dos componentes usinados, especialmente em aplicações sujeitas à fadiga. Tensões residuais compressivas são benéficas, melhorando a resistência à fadiga, enquanto tensões de tração facilitam a nucleação de trincas. O calor gerado durante a usinagem é um ponto de atenção, pois pode causar transformações microestruturais, como a formação de camadas brancas, comprometendo a tenacidade da superfície. A retificação é particularmente propensa a gerar danos térmicos, devido à natureza do processo. A rugosidade também é um fator relevante, com superfícies menos rugosas favorecendo a resistência à fadiga, embora dificultem a retenção de lubrificantes. A seleção adequada dos parâmetros de corte, ferramentas e condições de lubrificação é essencial para otimizar a integridade superficial e o desempenho dos componentes usinados.

La Monaca et al. (2021) realizaram uma ampla revisão bibliográfica sobre integridade superficial em processos de usinagem de metais, com foco nas características funcionais. Os autores concluíram que a integridade superficial induzida pela usinagem afeta significativamente o desempenho funcional dos componentes, especialmente em termos de fadiga, corrosão e resistência ao desgaste. Para a fadiga, superfícies com tensões residuais compressivas são benéficas, retardando a nucleação de trincas, enquanto tensões de tração facilitam a ocorrência de falhas. As anomalias induzidas pela usinagem, como camadas brancas e micro trincas, reduzem a resistência à fadiga, especialmente sob carregamentos cíclicos. Na corrosão, superfícies mais rugosas tornam-se mais vulneráveis à corrosão por pites e ao trincamento por corrosão sob tensão (SCC), pois favorecem a formação de componentes

intermetálicos, que atuam como pontos de corrosão galvânica. Operações de pós-processamento, como o *shot peening*, podem reduzir a rugosidade e induzir tensões compressivas, melhorando a resistência ao SCC. No contexto de resistência ao desgaste, camadas deformadas e com alterações microestruturais tendem a se desgastar mais rapidamente sob condições de contato rolante ou deslizamento. Os autores enfatizam a importância de otimizar os parâmetros de usinagem e implementar estratégias de pós-processamento, como *shot peening*, lapidação, polimento, tratamentos térmicos e revestimentos, para melhorar a integridade superficial e, assim, adequar a funcionalidade e estender a vida dos componentes.

Pawlus; Reizer; Wieczorowski (2021) exploraram como diferentes parâmetros de textura de superfície influenciam no desempenho funcional de componentes em aplicações industriais. Os autores concluíram que os parâmetros de textura de superfície desempenham papéis funcionais críticos em várias aplicações, incluindo tribologia, retenção de lubrificante, desgaste e resistência à fadiga. Parâmetros de amplitude, como S_a e S_q , são amplamente utilizados, pois se relacionam com atrito e desgaste, mas a inclusão de parâmetros adicionais, como assimetria - S_{sk} e curtose - S_{ku} , pode fornecer informações mais detalhadas sobre a forma de distribuição das irregularidades e o comportamento funcional das superfícies. A orientação e a anisotropia também influenciam as propriedades tribológicas, com superfícies orientadas transversalmente ao movimento geralmente apresentando melhor desempenho. Além disso, parâmetros híbridos e relacionados à curva de Abbott-Firestone, como S_{dq} e V_{vc} , têm se mostrado relevantes para previsão de desempenho em vedação e junções adesivas. Destaca-se a necessidade de selecionar parâmetros de textura específicos, conforme a aplicação funcional da superfície, e sugere-se o desenvolvimento contínuo de novos parâmetros para melhor representar superfícies complexas.

Liao et al. (2021) estudaram os mecanismos fundamentais que influenciam a formação e as características da integridade superficial em peças metálicas usinadas. Os autores detalharam como cargas mecânicas, térmicas e químicas, aplicadas durante a usinagem, afetam a microestrutura, as tensões residuais, a dureza e a composição química das superfícies usinadas. Foram apresentados e discutidos processos de formação de defeitos, como camadas brancas e escuras, micro trincas, deformações plásticas e alterações metalúrgicas, que influenciam diretamente o desempenho funcional dos componentes, como resistência à fadiga, à corrosão e ao desgaste.

Wang et al. (2024b) investigaram a influência dos processos de torneamento e retificação na integridade superficial do aço de ultra resistência 45CrNiMoVA. Foram analisados rugosidade, tensões residuais, microdureza e resistência à fadiga. Concluiu-se que a

superfície torneada apresentou maior rugosidade superficial, maiores tensões residuais de compressão e maior refinamento de grãos nas superfícies usinadas, resultando em uma resistência à fadiga significativamente maior do que a obtida pelas peças retificadas. Os autores destacam que outros diversos fatores também influenciam de maneira complexa a resistência à fadiga de um componente, como refinamento de grãos, formação de camada branca e transformações microestruturais, sendo necessários mais estudos sobre o tema.

2.9. Variáveis de saída do processo de retificação

2.9.1. Rugosidade

A rugosidade corresponde ao conjunto de micro irregularidades presentes na superfície da peça, resultantes do processo de fabricação (Marinescu et al., 2006). No caso da retificação, a rugosidade é uma variável de saída essencial, visto que o principal objetivo deste processo é fabricar peças com excelente acabamento superficial e estreitas tolerâncias geométricas (Zhou et al., 2017). Além disso, a rugosidade influencia diretamente nas características funcionais do componente usinado (Shao et al., 2015).

Na retificação, a rugosidade é influenciada por diversos fatores, como material da peça usinada, características do rebolo, condições de dressagem, características estruturais e dinâmicas da máquina, condições de corte, tipo e técnica de aplicação de fluido de corte (Hecker; Liang, 2003). No presente trabalho, foram variados apenas os fluidos de corte e as velocidades de avanço, mantendo-se os demais parâmetros constantes.

De acordo com Sato et al. (2019), a aplicação de fluido de corte reduz as forças e a temperatura do processo e, conseqüentemente, a rugosidade da peça usinada. Ribeiro et al. (2023) observaram em sua pesquisa sobre retificação do aço AISI VP50 que a rugosidade aumenta significativamente com a redução do fluido de corte, destacando a importância da aplicação adequada da lubrificação para garantia da qualidade da superfície usinada.

Com a evolução dos projetos e dos processos de fabricação, a demanda por componentes cada vez mais complexos e precisos é crescente, tornando necessária a correta caracterização de suas superfícies e, conseqüentemente, de suas propriedades funcionais, como capacidade de carga, atrito, desgaste, fadiga, refletividade e retenção de fluidos. Selecionar parâmetros de textura de superfície apropriados para as funcionalidades desejadas é essencial para que um componente atinja o desempenho necessário. Nesses casos, a utilização apenas da rugosidade média aritmética - R_a como critério de qualidade torna-se insuficiente, visto que dois perfis completamente diferentes, que conseqüentemente terão funcionalidades distintas, podem

apresentar o mesmo valor de R_a . Portanto, mais parâmetros de rugosidade tornam-se necessários para descrever com precisão a superfície usinada.

Os principais parâmetros utilizados no presente trabalho, obtidos com o auxílio de um perfilômetro de contato, são definidos a seguir, conforme as normas ABNT NBR ISO 4287 (2002) e ISO 21920 (2021). O eixo x é definido como a direção de apalpação, colinear com a linha média, enquanto o eixo Z é dirigido para fora da peça, contendo, portanto, as variações de altura dos picos e vales do perfil medido.

2.9.1.1. Rugosidade média aritmética - R_a (*Arithmetic average height*)

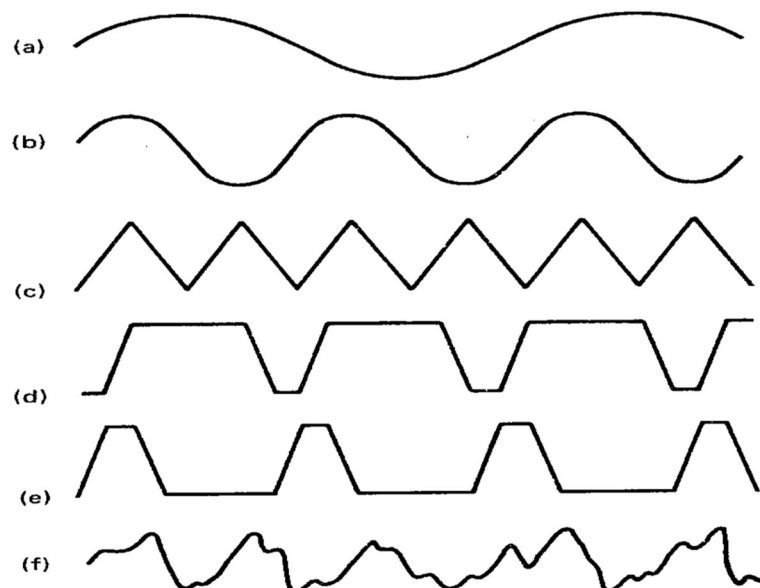
A rugosidade média aritmética - R_a consiste na média aritmética dos valores absolutos de picos e vales ao longo do comprimento de amostragem, conforme Equação (11):

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (11)$$

Onde: l = comprimento de amostragem.

O parâmetro de rugosidade R_a é o mais comum e mais utilizado, devido à sua facilidade de definição, medição e interpretação, fornecendo uma boa definição das variações de altura do perfil. Entretanto, duas superfícies totalmente distintas podem apresentar o mesmo valor de R_a , conforme ilustrado na Figura 15, o que torna necessária sua utilização em conjunto com outros parâmetros de rugosidade para a correta caracterização de uma superfície.

Figura 15: Superfícies distintas com o mesmo valor de R_a



Fonte: Bhushan (2000).

2.9.1.2. Rugosidade média quadrática - R_q (*Root mean square roughness*)

A rugosidade média quadrática - R_q é definida como a raiz quadrada da média dos valores absolutos de picos e vales ao longo do comprimento de amostragem, conforme Equação (12):

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{l} \int_0^l Z^2(x) dx} \quad (12)$$

O parâmetro de rugosidade R_q é mais suscetível a picos e vales e tende a ser maior que R_a . Isso pode ser ilustrado utilizando-se três grupos de valores, (3, 4, 5), (2, 4, 6) e (1, 4, 7). A média aritmética (R_a) é 4 em todos os casos, sendo o aumento sucessivo de uma unidade no valor mais elevado equilibrado pela diminuição de uma no valor mais baixo. Entretanto, os respectivos valores de R_q são 16,6, 18,6, e 22, demonstrando que o aumento no valor mais elevado tem mais influência do que a diminuição no mais baixo.

Para trabalhos estatísticos, os valores de R_q são mais significativos do que os de médias aritméticas (R_a). Porém, este parâmetro não é comum na engenharia em geral, sendo mais utilizado na indústria óptica devido à sua capacidade de detectar picos e vales pronunciados, que interferem nas propriedades de reflexão das superfícies.

2.9.1.3. Altura máxima de pico - R_p (*Maximum height of peaks*)

O parâmetro de rugosidade R_p corresponde a maior altura de pico em relação à linha média ao longo do comprimento de amostragem, conforme Equação (13):

$$R_p = \max Z(x) \quad (13)$$

Os picos são importantes quando se consideram as propriedades de atrito e desgaste, pois a interação entre as superfícies concentra-se em torno deles. Entretanto, esse parâmetro, por considerar apenas um pico (o de maior valor), pode sofrer grandes distorções devido a diversos fatores, como riscos, defeitos, rebarbas e impurezas (poeiras, óleos).

2.9.1.4. Profundidade máxima de vale - R_v (*Maximum depth of valleys*)

O parâmetro de rugosidade R_v corresponde a maior profundidade de vale em relação à linha média ao longo do comprimento de amostragem, conforme Equação (14):

$$R_v = |\min Z(x)| \quad (14)$$

Os vales são importantes para o escoamento e a retenção da lubrificação. No entanto, a nucleação e propagação de trincas e a corrosão começam nos vales, portanto sua caracterização e controle são essenciais para garantir as propriedades funcionais do componente. Assim como no item anterior, por considerar apenas um vale (o de maior profundidade), o parâmetro R_v também está sujeito a grandes distorções devido a diversos fatores, como riscos, defeitos, rebarbas e impurezas.

2.9.1.5. Altura total do perfil - R_t (*Total height of the profile*)

O parâmetro de rugosidade R_t é definido como a soma do maior pico com o maior vale no comprimento de amostragem, conforme Equação (15):

$$R_t = R_p + R_v \quad (15)$$

Este parâmetro indica a máxima variação possível de altura na superfície, sendo particularmente útil para componentes sujeitos a altas tensões, onde qualquer grande distância pico a vale pode ser suscetível a nucleação e propagação de trincas. No entanto, por considerar apenas um único pico e um único vale, está sujeito a grandes variações e pode ser instável.

2.9.1.6. Altura máxima do perfil - R_z (*Maximum height of the profile*)

O parâmetro R_z é definido como a soma das maiores alturas de pico do perfil e das maiores profundidades dos vales do perfil no comprimento de avaliação, conforme Equação (16):

$$R_z = \frac{1}{n} (\sum_{i=1}^n p_i - \sum_{i=1}^n v_i) \quad (16)$$

Onde: n = número de *cut-offs* ao longo do comprimento de amostragem.

Este parâmetro tem uso semelhante ao R_t , porém, por considerar mais pontos, é menos sujeito a grandes variações, tornando-se mais estável e confiável.

Entretanto, os parâmetros de rugosidade, como R_a , R_q , R_t e R_z podem apresentar os mesmos valores para superfícies distintas. Neste contexto, para uma maior compreensão das

características da superfície e, conseqüentemente, de suas propriedades, é necessária a utilização de outros parâmetros de análise, como por exemplo, a assimetria ("skewness" - R_{sk}) e a curtose ("kurtosis" - R_{sk}).

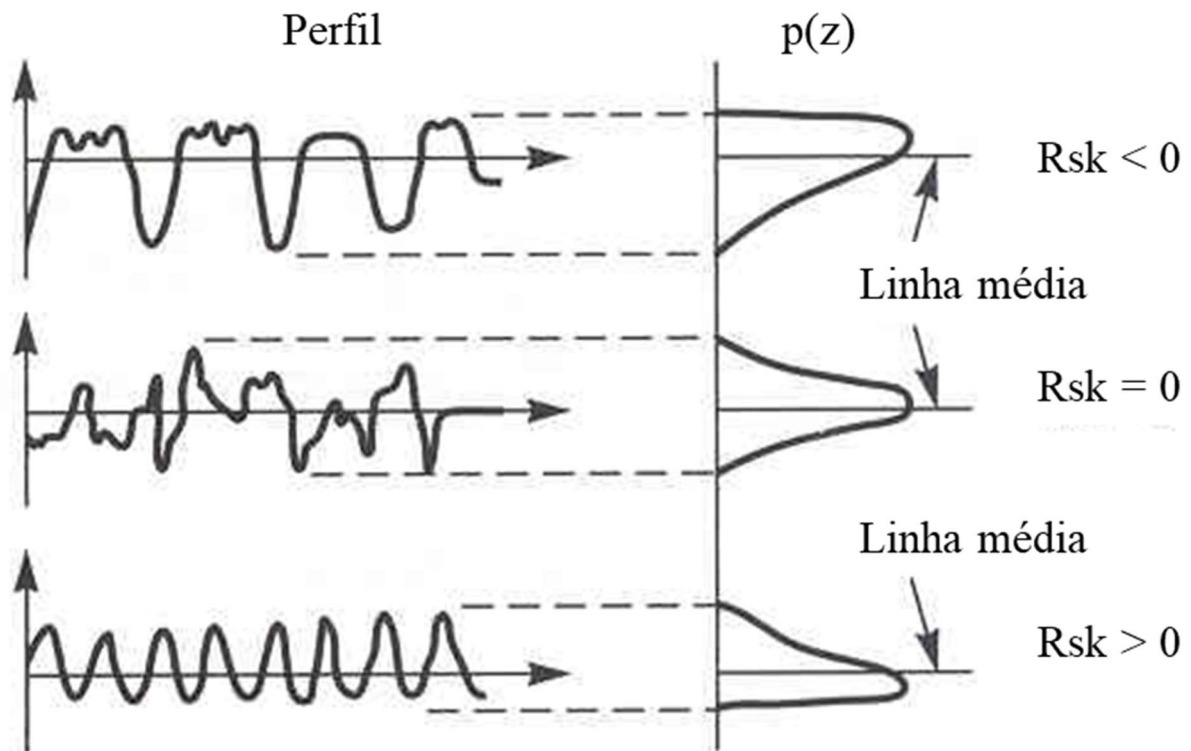
2.9.1.7. Fator de assimetria do perfil - R_{sk} (*Skewness*)

O parâmetro R_{sk} é definido como o quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas $Z(x)$ e R_q elevados ao cubo, no comprimento de amostragem, conforme demonstrado na Equação (17):

$$R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \left[\frac{1}{l} \int_0^l Z^3(x) dx \right] \quad (17)$$

O parâmetro R_{sk} é relacionado ao grau de simetria de uma distribuição em relação à sua linha média. No caso de superfícies usinadas, indica a predominância de picos quando positivo, de vales quando negativo e de distribuição de alturas simétrica quando seu valor for zero, conforme demonstrado na Figura 16.

Figura 16: Superfícies com diferentes valores de assimetria - R_{sk}



Fonte: Autor, 2024.

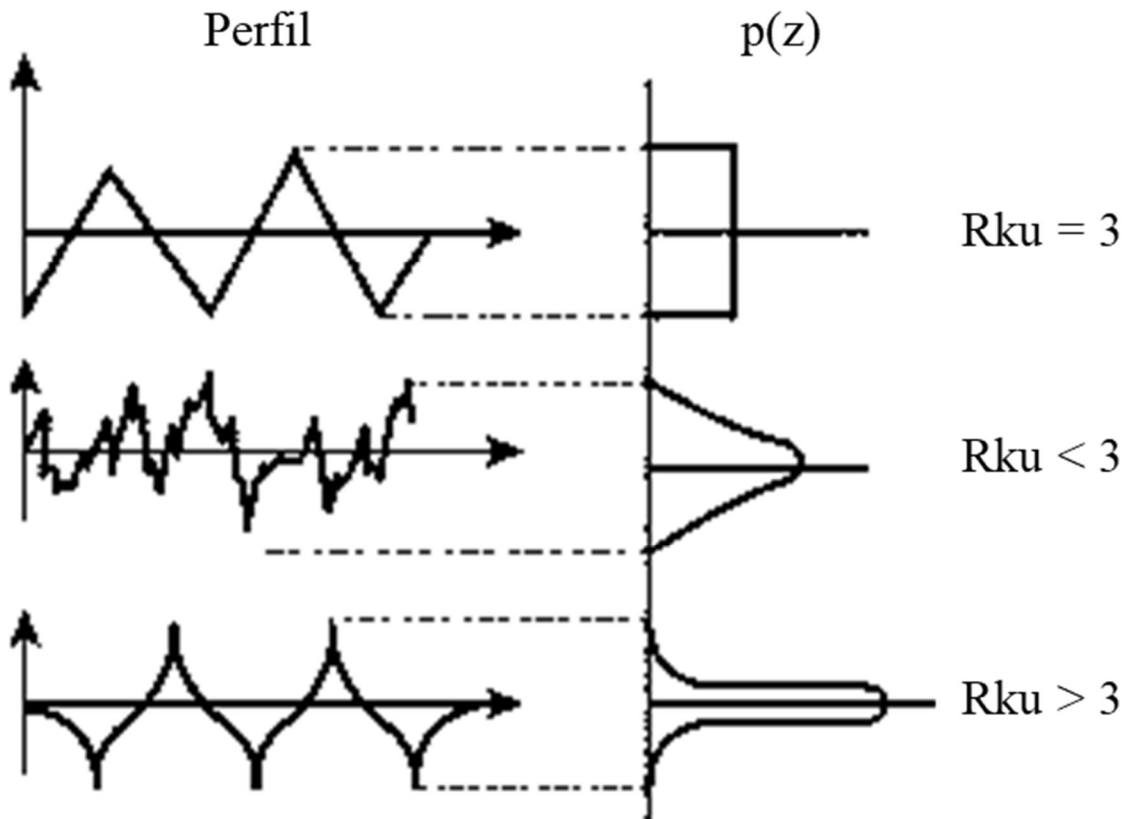
2.9.1.8. Fator de achatamento do perfil (kurtosis) - Rku (*Kurtosis*)

O parâmetro Rku é definido como o quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas e o valor Rq elevados à quarta potência, no comprimento de amostragem, conforme Equação (18):

$$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left[\frac{1}{L} \int_0^L Z^4(x) dx \right] \quad (18)$$

O parâmetro Rku caracteriza a distribuição de altura do perfil. Uma superfície gaussiana tem um valor de curtose de 3. Uma superfície distribuída centralmente tem um valor de curtose maior que 3, enquanto a curtose de uma distribuição bem espalhada é menor que 3. Em superfícies usinadas, a curtose descreve a afiação da distribuição. Para $Rku > 3$, a superfície é dominada por picos agudos (pontiagudos), enquanto se $Rku < 3$, os picos são acidentados, conforme apresentado na Figura 17.

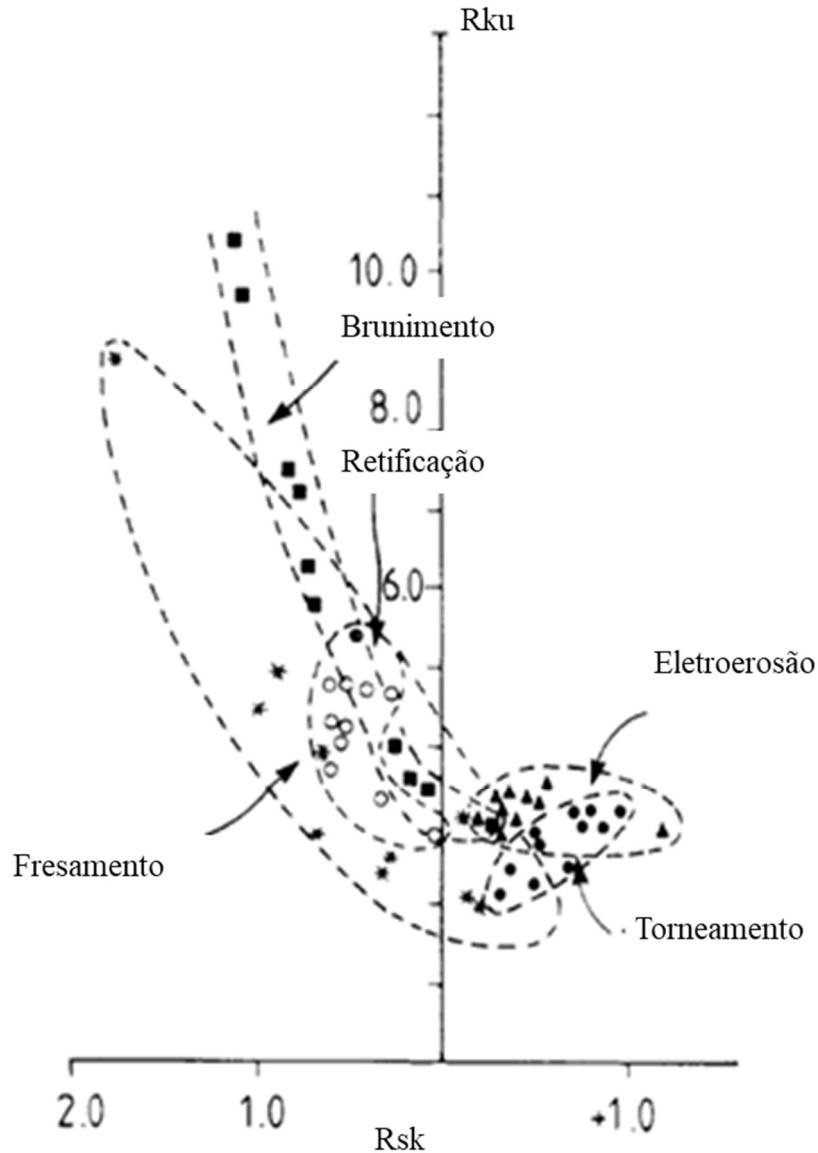
Figura 17: Superfícies com diferentes valores de curtose - Rku



Fonte: Autor, 2024.

Combinando os parâmetros de assimetria e curtose, pode-se identificar superfícies típicas obtidas por diversos processos de usinagem, conforme demonstrado na Figura 18.

Figura 18: Valores típicos de Rsk e Rku para diversos processos de usinagem



Fonte: Adaptado de Whitehouse (1994).

2.9.1.9. Largura média dos elementos do perfil - RSm (*Mean width of the profile*)

O parâmetro RSm é definido como o valor médio da largura dos elementos do perfil, X_s , no comprimento de amostragem, conforme Equação (19):

$$RS_m = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_{s_i} \quad (19)$$

O parâmetro RSm requer altura e espaçamento definidos. Quando não especificado, adota-se a condição padrão para a altura que é 10% de Rz e o espaçamento padronizado deve ser 1% do comprimento de amostragem. Ambas as condições devem ser satisfeitas.

2.9.1.10. Inclinação quadrática média do perfil - Rdq (*Root-Mean-Square slope of the profile*)

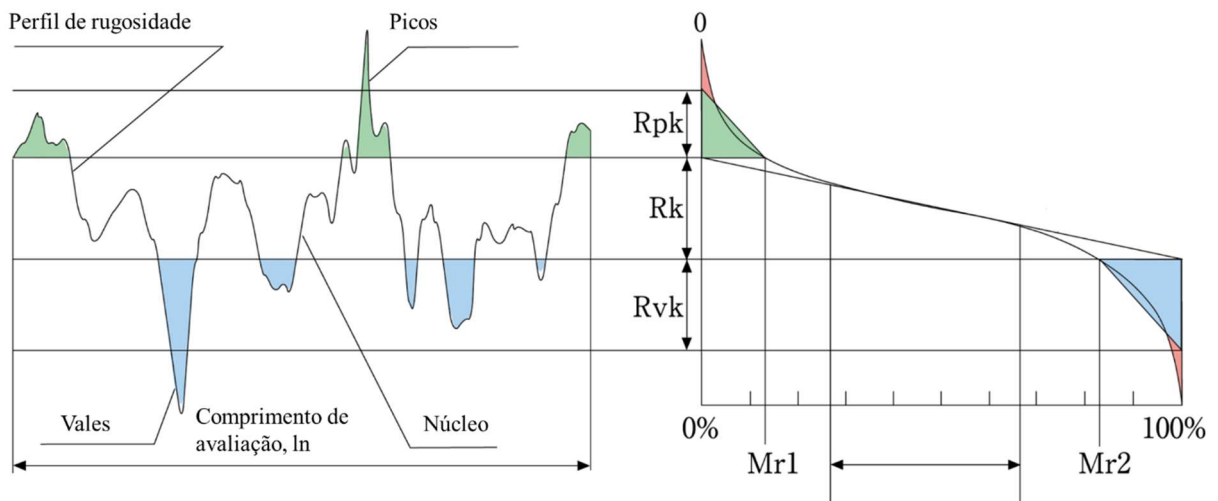
O parâmetro Rdq é definido como a raiz quadrada da média das inclinações, dZ/dX , no comprimento de amostragem, conforme Equação (20):

$$Rd_q = \sqrt{\frac{1}{l} \int_0^l \left[\frac{d}{dx} Z(x) \right]^2 dx} \quad (20)$$

2.9.1.11. Curva da razão portante do perfil (Curva de Abbott-Firestone)

A curva de Abbott-Firestone representa a razão do comprimento material como uma função de nível. Pode ser interpretada como uma amostra acumulativa da função probabilidade do valor da ordenada $Z(x)$, no comprimento de avaliação, conforme ilustrado na Figura 19.

Figura 19: Curva de Abbott-Firestone



Fonte: Adaptado de NBR ISO 4287 (2002).

A curva divide o perfil de rugosidade em três regiões, dos maiores picos - Rpk, dos maiores vales, Rvk e do núcleo - Rk, que é a rugosidade total do perfil menos as alturas referentes aos maiores picos e vales, conforme Figura 19. Os parâmetros Mr1 e Mr2 representam as porcentagens de material referentes aos maiores picos - Rpk e vales - Rvk, respectivamente.

A curva de Abbott-Firestone é frequentemente utilizada para análise de componentes sob carregamento, sujeitos à atrito, como rolamentos, eixos e cilindros. A área dos picos é relacionada ao contato inicial entre as peças, que pode resultar em dificuldades na montagem, vibrações e ruídos, e sofrerá inicialmente o desgaste. A área do núcleo é responsável pela capacidade de carga, resistência ao desgaste e vida e, finalmente, a região dos vales é ligada à lubrificação e retenção de fluidos.

2.9.1.12. Análise de superfícies usinadas com perfilometria

Zeng et al. (2018) compararam superfícies de mesma rugosidade média aritmética -Ra, geradas pelos processos de retificação cilíndrica externa e torneamento externo da superliga de níquel GH4169. Os autores avaliaram parâmetros de rugosidade 2D e 3D, obtidos com perfilômetro óptico, e concluíram que, apesar de terem a mesma rugosidade média ($R_a = 0,30 \mu\text{m}$), as superfícies usinadas possuem características distintas, tendo a retificada maiores capacidades de carregamento e de retenção de óleo.

Da Silva et al. (2019) investigaram a influência do tipo e do método de aplicação de fluidos de corte na retificação de aço ABNT 4340 endurecido. Foram analisados diversos parâmetros de rugosidade tridimensionais e tensões residuais das peças retificadas. Os autores constataram que todos os fluidos resultaram em tensões residuais de compressão, que são benéficas ao componente usinado, aumentando sua resistência à fadiga. O tipo de fluido de corte influenciou significativamente nos parâmetros de rugosidade, com o fluido integral apresentando os melhores resultados, devido à sua maior lubrificação, seguido pelos fluidos misto (50% óleo mineral e 50% óleo de soja), sintético e MQL, que obteve os piores resultados. O estudo destaca o potencial dos fluidos misto e MQL como substitutos ao fluido integral, devido aos seus menores impactos ambientais e de saúde. Entretanto, é importante observar que os parâmetros de rugosidade obtidos com os fluidos misto e MQL foram cerca de 50% e 200% maiores, respectivamente, em relação ao integral, o que poderia inviabilizar uma eventual substituição.

Da Silva et al. (2020) compararam as superfícies geradas pelos processos de retificação e torneamento do aço ABNT 4340 endurecido, utilizando diversas ferramentas e condições de corte. As superfícies usinadas foram avaliadas por parâmetros de rugosidade de amplitude (R_a , R_t , R_p e R_z), funcionais (K_p , R_k , R_{pk} e R_{vk}) e estatísticos (R_{sk} e R_{ku}) e pelo tipo e magnitude das tensões residuais induzidas. Os autores concluíram que, para as condições testadas, o torneamento apresentou performance compatível à retificação em termos de integridade superficial.

Ruzzi et al. (2020) avaliaram a topografia do aço 4340 temperado e revenido após o processo de retificação cilíndrica de mergulho com rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3), utilizando os métodos de lubrificação convencional, MQL e MQL com limpeza e três velocidades de avanço (0,25, 0,50 e 0,75 mm/min). As superfícies retificadas foram analisadas através de diversos parâmetros de rugosidade (R_a , R_q , T_p , R_{pk} , R_k , R_{vk} , RL_q , R_{sk} , R_{ku}), obtidos com um perfilômetro óptico e de imagens obtidas por microscopia eletrônica de varredura. Também foram analisados desgaste diametral do rebolo e potência consumida. Os autores concluíram que a técnica de lubrificação convencional gerou superfícies com características de platô-pico, enquanto as retificadas com MQL e MQL com limpeza apresentaram perfis do tipo platô-vale. Os autores observaram a ocorrência de micro cortes em todas as superfícies retificadas, entretanto, com o aumento da velocidade de avanço, principalmente na condição convencional de lubrificação, a formação de sulcos (deformação plástica na superfície, sem remoção de material) aumentou significativamente. Finalmente, eles verificaram que todas as condições testadas ficaram dentro do espaço morfológico (parâmetros de assimetria - R_{sk} e curtose - R_{ku}) típico da retificação, com exceção da condição de lubrificação convencional com avanço de 0,75 mm/min.

Ruzzi et al. (2021) estudaram a topografia da superliga Inconel 718 após o processo de retificação plana com rebolo de carbeto de silício (SiC), variando a profundidade de corte, a velocidade de avanço, a velocidade de corte e a granulometria do rebolo. As superfícies retificadas foram analisadas através de diversos parâmetros de rugosidade (R_a , R_z , R_{sk} , R_{ku} , R_{pk} , R_k e R_{vk}), coletados com um perfilômetro de contato e de imagens obtidas por microscopia eletrônica de varredura. Também foram analisadas forças tangencial e normal, coeficiente de atrito e microdureza. Os autores concluíram que o aumento da profundidade de corte afetou negativamente a qualidade da superfície gerada, devido à ocorrência de intensa deformação plástica e levou à diminuição do coeficiente de atrito, devido ao desgaste dos grãos abrasivos. O parâmetro com maior influência nos resultados foi a velocidade de corte, sendo que o seu aumento melhorou a qualidade das peças usinadas, enquanto a velocidade de avanço foi a de menor interferência. Eles também verificaram que todas as condições testadas apresentaram valores de curtose - R_{ku} e assimetria - R_{sk} dentro do espaço morfológico típico do processo de retificação e que nenhuma variação significativa de microdureza foi observada.

Molnar (2022) comparou os parâmetros de rugosidade obtidos através dos processos de torneamento e retificação do aço 16MnCr5 endurecido, amplamente utilizado na indústria automotiva. O autor constatou que o torneamento e a retificação geraram superfícies com diferentes características topográficas, que influenciam a capacidade de retenção de fluido e a

resistência ao desgaste do componente. Dentre as diversas condições de corte testadas, a velocidade de avanço foi o fator de maior influência nos parâmetros de rugosidade.

Karmiris-Obratański et al. (2022) analisaram a influência de diferentes métodos de lubrificação (à seco, convencional e MQL) na integridade superficial de peças de Incoloy 800, superliga de níquel de difícil usinagem, no processo de fresamento trocoidal, sob diferentes condições de corte. Os autores concluíram que o MQL foi mais eficaz para reduzir as forças de corte e melhorar a qualidade da superfície usinada em comparação aos demais métodos, permitindo maiores avanços sem o comprometimento da integridade da peça. Além disso, a utilização da técnica de mínima quantidade de lubrificante também apresentou os melhores resultados em potência consumida e taxa de remoção de material, demonstrando seu potencial no fresamento de superligas de níquel. Interessante observar que esses resultados são muito diferentes dos tipicamente obtidos em estudos sobre retificação com MQL, onde essa técnica costuma apresentar resultados consideravelmente inferiores aos obtidos com o método de lubrificação convencional (aplicação abundante), devido às suas menores capacidades de refrigeração e de limpeza do rebolo.

De Paiva et al. (2023) avaliaram a rugosidade e a morfologia superficial de aços para rolamento SAE 52100 após a retificação plana com rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3) utilizando plaquetas de grafeno multicamadas dispersas em diferentes fluidos base (semissintético à base de éster e sintético à base de água). As superfícies usinadas foram analisadas através de diversos parâmetros de rugosidade (R_a , R_z , R_{ku} , R_{sk} , R_k , R_{pk} e R_{vk}), coletados com um perfilômetro de contato e de imagens obtidas por microscopia eletrônica de varredura. A viscosidade e condutividade térmica dos fluidos também foram analisadas, assim como a energia específica de retificação. Os autores concluíram que o fluido base afetou significativamente a performance do processo, indicando uma mudança no mecanismo de ação tribológica das nanopartículas. A rugosidade diminuiu com a utilização das nanopartículas no fluido semissintético e aumentou quando combinadas com o sintético. Os autores também constataram que a adição das plaquetas de grafeno contribuiu para diminuir a ocorrência de intensa deformação plástica e de material aderido nas superfícies usinadas e da energia específica de retificação em comparação aos métodos sem nanopartículas.

A pesquisa realizada sobre a utilização da perfilometria para caracterização de superfícies usinadas demonstrou que o tema ainda é pouco explorado no meio acadêmico, com a quase totalidade dos artigos considerando apenas a rugosidade média aritmética - R_a como critério de avaliação.

2.9.2. Desgaste diametral do rebolo

O desgaste da ferramenta é uma variável de extrema relevância na indústria metalmeccânica, visto que está diretamente ligada à qualidade e produtividade do processo. No caso da retificação, quanto menor o desgaste, menor a frequência de dressagem e de substituição do rebolo e, portanto, maior a produtividade (Rodriguez et al., 2019).

Segundo Malkin e Guo (2008), o desgaste total do rebolo é frequentemente expresso através da relação G , definida como a razão entre o volume de material removido e o volume desgastado do rebolo, conforme demonstrado na Equação (21).

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (21)$$

Onde: Z_w e Z_s correspondem ao volume do material removido e volume gasto do rebolo, respectivamente.

Ainda segundo os autores, quanto maior o valor da relação G , mais eficiente o processo de retificação. O desgaste do rebolo é associado à qualidade da peça usinada, sendo que quanto maior o desgaste da superfície de corte da ferramenta, menor a qualidade obtida. A utilização de fluidos de corte pode aumentar a relação G , pois reduz as forças e temperaturas do processo, minimizando a degradação térmica dos grãos abrasivos e do material ligante. Choi et al. (2008) destacam que o desgaste do rebolo está diretamente relacionado com o parâmetro de espessura equivalente de corte - h_{eq} . Quanto maior a espessura, maior o desgaste e, portanto, menor a relação G .

Segundo McDonald; Bauer; Warkentin (2016), diversos métodos podem ser utilizados para quantificação do desgaste do rebolo. Atualmente, prioriza-se o desenvolvimento de soluções não destrutivas, preferencialmente sem a necessidade de remoção da ferramenta da máquina. Alguns métodos descritos pelos autores são:

- Direto de contato, através de equipamento específico que realiza medições diretamente na superfície de corte da ferramenta, similar à um rugosímetro ou perfilômetro;
- Indireto de contato, através da impressão do perfil do rebolo desgastado em um corpo de prova de aço de baixa dureza (geralmente ABNT 1020), que posteriormente é analisado utilizando-se um rugosímetro ou perfilômetro;
- Indireto sem contato, através de microscopia óptica, confocal ou eletrônica de varredura ou perfilometria óptica, que apresentam como principal desvantagem a necessidade de retirada de amostra do rebolo, inutilizando a ferramenta.

- Indireto sem contato, através de scanners de alta resolução, que mapeiam a superfície de rebolo, permitindo a observação e quantificação do desgaste, visualmente ou através de algoritmos e inteligência artificial.

- Monitoramento de sinais de emissão acústica, potência e vibração, que podem ser relacionados ao desgaste, permitindo uma análise em tempo real.

2.9.3. Potência elétrica consumida

Segundo Guo et al. (2007), a potência no processo de retificação é formada por três componentes: deformação elástica, deformação plástica e formação de cavacos. Yan et al. (2024) destacam a importância do monitoramento da potência consumida para a análise de sustentabilidade de processos de usinagem, devido aos impactos ambientais e custos associados à geração de eletricidade.

Segundo Bianchi et al. (2018a), a potência consumida durante o processo de retificação pode ser monitorada através da aquisição dos dados de energia elétrica consumida, transformando os sinais de corrente e tensão elétrica emitidos pelo motor da retificadora em sinais de potência. Desta forma, o monitoramento da potência consumida durante a retificação se caracteriza como uma técnica não destrutiva, permitindo a estimativa das forças e temperaturas na interface de corte e auxiliando na prevenção de danos térmicos, visto que alterações na potência podem ser relacionadas à danos causados na peça (Kuppuswamy et al., 2021).

Malkin e Guo (2007) observaram que o aumento na potência consumida também pode ser relacionado à formação de camada branca na superfície da peça retificada, ao comparar dados de microdureza com potência consumida em peças com e sem formação de camada branca.

De acordo com Sutowski (2017), a área de contato entre o rebolo e a peça aumenta com o aumento da profundidade de corte, fazendo com que as forças de corte normal e tangencial sejam aumentadas, exigindo maior potência para formação do cavaco.

Macerol, Franca e Krajnik (2020) analisaram a influência do formato dos grãos abrasivos na retificação com rebolos de CBN e ligante vitrificado do aço baixa-liga 100Cr6, e constataram que grãos mais longos ou afiados consomem menor potência, devido à menor área de contato entre grãos e superfície da peça.

Wang et al. (2024a) desenvolveram um sistema de monitoramento inteligente para otimizar a eficiência energética e a qualidade do processo de retificação, utilizando dados de potência, vibração e temperatura, monitorados em tempo real, para ajustar automaticamente

parâmetros como velocidades de corte e de avanço e profundidade de corte, permitindo que o sistema mantivesse o rebolo em condições ideais de corte. Segundo os autores, essa abordagem, baseada em big data e aprendizado de máquina, identificou com precisão o desgaste do rebolo e preveniu danos térmicos à peça, resultando em economia de energia e aumento da vida da ferramenta.

Jedamski et al. (2024) desenvolveram um método de controle em tempo real de processos de retificação, combinando o monitoramento da potência consumida e do ruído magnético de Barkhausen, com o objetivo de evitar danos térmicos e aprimorar a integridade superficial da peça. Segundo os autores, a potência consumida indica o estado do desgaste do rebolo e a eficiência do corte, permitindo identificar e evitar queimas na superfície usinada, enquanto o ruído de Barkhausen identifica tensões residuais de tensão, prejudiciais à resistência do componente.

2.9.4. Técnicas de microscopia

As técnicas de microscopia são frequentemente utilizadas nos mais diversos ramos da ciência, permitindo a avaliação da morfologia, composição, propriedades físicas e comportamento dinâmico dos materiais (Rydz; Šišková; Andicsová Eckstein, 2019).

Na área de processos de fabricação, as técnicas de microscopia são importantes ferramentas para a análise da integridade de peças usinadas, utilizadas na caracterização de microestruturas, na avaliação da morfologia de superfícies e na identificação de danos térmicos, como camadas branca e escura, micro trincas, queimas e mudanças de fase. As mais utilizadas são as de microscopia óptica, eletrônica de varredura - MEV, eletrônica de transmissão - MET, confocal e de força atômica - MFA. Em conjunto com o MEV, também podem ser utilizadas as técnicas de espectroscopia de energia dispersiva de raios-X - EDX e de difração de elétrons retro espalhados - EBSD, para caracterização química e cristalográfica da amostra, respectivamente. A perfilometria, além de realizar diversas medições de rugosidade, também gera imagens tridimensionais das superfícies analisadas, apesar de não ser uma técnica de microscopia.

As técnicas de microscopia também são frequentemente aplicadas na caracterização dos mecanismos de desgaste das ferramentas, como apresentado por Zhang et al. (2017) e Guo et al. (2023a), que utilizaram MEV para estudar rebolos de diamante e por Kapłonek; Nadolny (2013), que avaliaram a superfície de corte de diversos rebolos utilizando MEV e softwares de processamento de imagens. Guo et al. (2023b) utilizaram as técnicas de microscopia eletrônica de varredura e confocal para mapeamento e modelagem da topografia de um rebolo de

diamante, com o objetivo de simular o processo de retificação, permitindo sua análise e otimização.

Além disso, é possível o estudo da morfologia dos cavacos gerados no processo de usinagem, como realizado por Kapłonek; Nadolny; Habrat (2016), que caracterizaram os cavacos de diversas operações de retificação, relacionando-os com os parâmetros de entrada do processo.

Hu et al. (2021) investigaram a evolução da microestrutura de rodas de trem sob carregamento rolante/deslizante, utilizando as técnicas de microscopia confocal, eletrônica de varredura, eletrônica de transmissão e difração de elétrons retro espalhados. Através das imagens obtidas, os autores puderam correlacionar a evolução da microestrutura das rodas com o desgaste e a fadiga em função do carregamento aplicado.

Wu et al. (2021) caracterizaram a qualidade da superfície usinada e a microestrutura de um rolamento axial de esferas de contato angular de alta velocidade, utilizando as técnicas de microscopia óptica, confocal, eletrônica de varredura, eletrônica de transmissão e difração de elétrons retro espalhados. Através das imagens, os autores conseguiram identificar diversos tipos de defeitos nas superfícies da pista e das esferas do rolamento, oriundos de seus processos de fabricação. Além disso, a microestrutura dos componentes foi mapeada, sendo possível a identificação de camadas termicamente afetadas de espessuras entre 100 e 500 nanômetros.

Wu et al. (2022) estudaram os mecanismos de formação de camada branca no torneamento em alta velocidade do aço endurecido P20 refrigerado com nitrogênio líquido. Os autores utilizaram as técnicas de microscopia óptica, eletrônica de varredura, difração de elétrons retro espalhados e eletrônica de transmissão e concluíram que o fator dominante para a formação da camada branca é a severa deformação plástica ocorrida durante a usinagem.

Neste trabalho, foram utilizadas as técnicas de microscopia óptica, para realização dos ensaios de microdureza, de microscopia eletrônica de varredura com espectroscopia de energia dispersiva de raios-X, para análise da superfície, da microestrutura e da composição química das amostras e de perfilometria, para obtenção dos parâmetros de rugosidade e de imagens tridimensionais das superfícies retificadas que, em conjunto com a avaliação das demais variáveis monitoradas, possibilitam um melhor entendimento do processo.

2.9.5. Microdureza

A dureza é uma propriedade mecânica do material, definida como sua resistência à deformação plástica localizada, como pequenas indentações ou riscos. Existem diversos ensaios padronizados de dureza, como Rockweel, Brineel, Knoop e Vickers, muito utilizados por sua

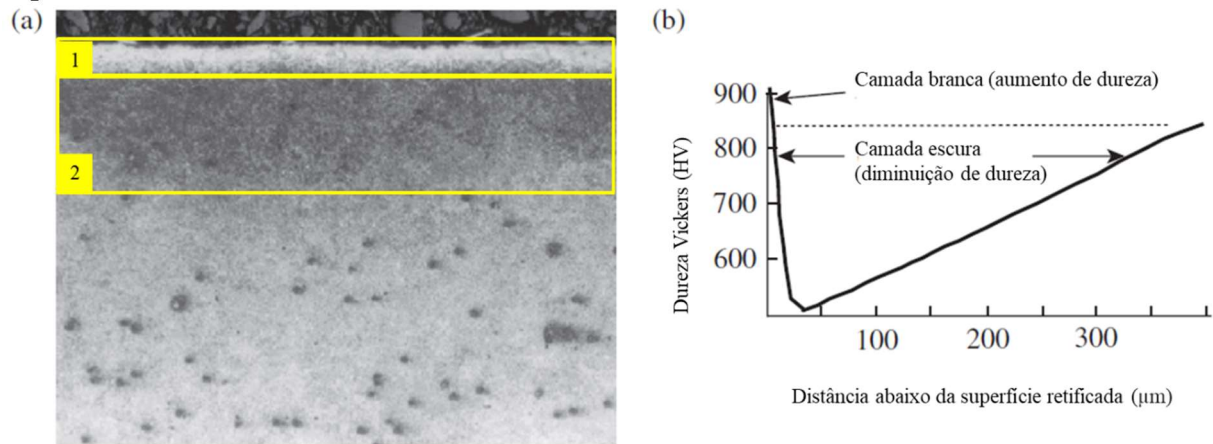
simplicidade e baixo custo de execução, por serem ensaios não destrutíveis e por permitirem a estimativa de outras propriedades físicas da peça, como a resistência à tração (Callister; Rethwisch, 2018).

No presente trabalho, foi adotado o ensaio de microdureza Vickers, padronizado pelas normas ISO 6507 e ASTM E384, que consiste na indentação da amostra com um diamante piramidal de base quadrada, com ângulo entre faces opostas de 136° . Através da força aplicada e das medidas das diagonais da impressão deixada na amostra, obtidas com auxílio de um microscópio óptico, calcula-se a sua dureza. Este ensaio foi escolhido por suas vantagens de escala contínua de dureza, excelente precisão e possibilidade de aplicação em pequenas regiões, como é o caso deste estudo, onde os pontos analisados tinham distâncias micrométricas entre si.

A dureza de um material é intrinsicamente relacionada à sua estrutura atômica e, portanto, alterações significativas na dureza podem levar a modificações nas características funcionais de um componente. No caso de elementos que operam de forma rolante/deslizante, como rolamentos e engrenagens, a dureza e a rugosidade dos materiais em contato influenciam diretamente no fenômeno conhecido como *micropitting*, que consiste no desgaste da superfície em escala microscópica devido à fadiga, que pode evoluir para um desgaste prematuro e até para a falha dos componentes (Vrček et al., 2019). Neste contexto, é essencial que a dureza seja monitorada e controlada durante os processos de fabricação, garantindo assim sua consonância com o valor requerido em projeto.

No processo de retificação, realizado geralmente após o tratamento térmico para conferir à peça suas características finais de rugosidade e geometria, não é desejável a ocorrência de alterações significativas da dureza do material, visto que isso acarretaria mudanças na sua microestrutura que poderiam levar ao descarte da peça e ao reinício de todo o processo de fabricação. Se as forças e temperaturas forem muito severas durante o processo, o material pode sofrer diversos danos microestruturais, como o surgimento de uma camada superficial extremamente dura de martensita não revenida (conhecida como camada branca), devido a elevadas temperaturas e rápido resfriamento, seguida de uma camada amolecida de martensita sobre revenida, com dureza menor do que antes da retificação (conhecida como camada escura), devido a elevadas temperaturas e resfriamento lento. Através dos ensaios de microdureza e de microscopia ao longo da lateral da peça usinada, é possível identificar a ocorrência desses fenômenos, como ilustrado na Figura 20:

Figura 20: Peça retificada com danos térmicos - a) microscopia da lateral da peça, 1- camada branca, 2- camada escura; b) microdureza da lateral da peça em função da distância da superfície retificada



Fonte: Adaptado de Rowe (2014).

Uhlmann et al. (2016) estudaram a influência da retificação na rugosidade e na dureza de trilhos de trem, variando os parâmetros de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Os autores identificaram que existe uma relação direta entre os parâmetros avaliados e a formação de camada branca e alterações na dureza das amostras. Entretanto, foi observado que a influência dessas características no comportamento operacional e na vida dos trilhos ainda é desconhecida, sendo necessários mais estudos sobre o tema.

Bussiba; Kendler (2023) investigaram um caso de falha catastrófica do trem de pouso principal de uma aeronave civil, fabricado em aço ABNT 4340 temperado e revenido. Os autores concluíram que o processo de retificação do componente foi realizado em condições inadequadas de usinagem, resultando em temperaturas excessivas que levaram à uma rugosidade elevada e à formação de camada branca seguida de camada escura na região superficial da peça, fatores que facilitaram a nucleação e a propagação por fadiga da trinca responsável pela falha catastrófica.

Kishore; Chauhan; Sinha (2024) investigaram a retificação superficial da liga de níquel Inconel 625 utilizando a técnica de MQL com fluidos contendo nanotubos de carbono. Foi observado que em todas as condições testadas (à seco, MQL convencional e MQL com nanofluidos) houve aumento de dureza em relação ao valor medido antes da retificação, de 12% a 34%. Os autores justificaram que o aumento de dureza foi devido ao encruamento da superfície do material durante o processo, devido às elevadas temperaturas. Entretanto, não foram realizadas as análises de microscopia da lateral das peças nem medições de temperatura do processo para suportar as conclusões apresentadas.

2.9.6. Viscosidade

A viscosidade é a propriedade física que descreve a resistência interna de um fluido ao escoamento. Ela varia inversamente e de maneira não linear em função da temperatura, ou seja, quanto maior a temperatura, menor a viscosidade. A viscosidade influencia diretamente na capacidade de carga e na estabilidade do filme lubrificante formado entre a ferramenta e a peça. A alta viscosidade favorece a formação de filmes mais espessos e estáveis, aumentando a lubrificação da interface de corte, entretanto, tende a prejudicar a remoção de calor e a limpeza da região, devido à maior resistência ao escoamento do fluido. A baixa viscosidade aumenta o efeito de resfriamento e limpeza do fluido, diminui as perdas por arrasto, visto que são mais fáceis de separar dos cavacos e das peças usinadas e facilita sua filtragem. Por outro lado, a baixa viscosidade geralmente também implica em menor lubrificação, maior propensão à formação de vapores de óleo e aerossóis (névoas), baixo ponto de fulgor ("flashpoint"), bem como um aumento nas irritações de pele e respiratórias (Klocke, 2009).

Quando a viscosidade do fluido é muito baixa, a película de óleo lubrificante formada na interface rebolo/peça é muito fina e de baixas estabilidade e efeito lubrificante; quando a viscosidade é muito alta, sua resistência ao escoamento é muito forte e, consequentemente, o filme de óleo lubrificante fica em um estado quase estagnado na interface de corte, aproximando-se de uma camada de filme sólido que, por sua vez, piora o desempenho da lubrificação. Neste contexto, uma viscosidade intermediária é desejável, de modo que o fluido possa formar um filme com estabilidade suficiente para lubrificar a interface de corte e escoar, levando consigo o calor e os cavacos gerados no processo (Ibrahim et al., 2023).

Wang et al., (2017) investigaram os efeitos da adição de nanopartículas de óxido de alumínio no óleo de palma para retificação da liga de níquel GH4169 com a técnica de MQL. Eles concluíram que os melhores resultados foram obtidos com a concentração de 2% (em peso) de nanopartículas, devido a combinação de uma viscosidade intermediária com o menor ângulo de contato, que resultou na maior molhabilidade e melhor lubrificação dentre as condições testadas.

Zhang et al. (2018) analisaram o desempenho de um nanofluido aplicado pela técnica de MQL com ar criogênico na retificação da liga de titânio Ti-6Al-4V com rebolo de SiC, comparando com a técnica MQL convencional e com a usinagem à seco com ar refrigerado. Os autores concluíram que a utilização do ar criogênico aumentou a viscosidade de entrada e o ângulo de contato do nanofluido, permitindo a formação de uma camada de lubrificante mais espessa e estável na interface de corte. Além disso, devido às temperaturas de usinagem mais

baixas, a ruptura e a evaporação do filme lubrificante foram reduzidas e, conseqüentemente, a probabilidade de ocorrência de usinagem à seco em curtos períodos. Portanto, a estabilidade do filme de óleo foi satisfatória e foi obtido um melhor desempenho do fluido lubrificante em relação às demais condições testadas.

Ibrahim et al. (2020) avaliaram a retificação da liga de titânio Ti-6Al-4V utilizando a técnica de MQL com óleo de palma acrescido de nano-plaquetas de grafeno em diferentes concentrações e um rebolo de diamante. Eles observaram que a adição de 0,1% (em massa) de grafeno melhorou a performance do óleo de palma, reduzindo a rugosidade, as forças de corte e a energia específica de retificação em relação ao fluido convencional e ao óleo puro. Os autores atribuíram esse desempenho às maiores viscosidade e ângulo de contato desse nano-fluido, que resultaram na formação de um filme mais espesso, reduzindo o atrito. Entretanto, com o aumento da concentração de grafeno, os resultados apresentaram uma piora, que foi justificada pelo aumento excessivo da viscosidade e do ângulo de contato, que diminuíram a molhabilidade do fluido, levando à ocorrência de usinagem à seco em algumas regiões e, conseqüentemente, ao aumento do atrito e da rugosidade.

Jia et al. (2022) investigaram a utilização de óleo de soja enriquecido com lecitina na retificação da liga de titânio Ti-6Al-4V aplicando a técnica de MQL com atomização eletrostática (L+EMQL), comparando os resultados com os métodos convencional, MQL e EMQL (sem adição de lecitina). Os autores observaram que a lecitina aumentou significativamente a condutividade térmica e a viscosidade e reduziu a tensão superficial do óleo de soja, aumentando a lubrificação e a resistência à compressão do filme lubrificante e, conseqüentemente, a eficiência do processo.

Gao et al. (2024) estudaram os efeitos das temperaturas do óleo e de corpos sólidos na formação do filme de lubrificação elastohidrodinâmica, através de experimentos do tipo “ball-on-disc”, variando as temperaturas do fluido, da esfera e do disco. Eles concluíram que a formação geral do filme é governada principalmente pela temperatura de entrada do óleo, que determina a viscosidade no ambiente de entrada, enquanto a formação local do filme, caracterizada por um efeito de ondulação, é influenciada pelos gradientes térmico e de viscosidade. Os autores destacam a importância do controle da temperatura de entrada dos fluidos, que afeta diretamente a formação do filme lubrificante e suas propriedades reológicas.

Pode-se notar que a viscosidade dos fluidos de corte é uma propriedade relevante no estudo do processo de retificação, principalmente em técnicas com baixo consumo de fluidos e com materiais de difícil usinagem, que requerem condições de lubrificação maiores para a obtenção de peças com a qualidade necessária para suas aplicações.

2.9.7. Custos

Diversos fatores influenciam diretamente no custo de fabricação de um componente, como aquisição e manutenção de equipamentos e de matéria prima, tempo de usinagem, energia elétrica, mão-de-obra, ferramentas e lubrificação (Dambatta et al., 2023).

Field; Kegg; Buescher (1980) desenvolveram equações para a análise de custos de diversas operações de retificação, considerando onze fatores: avanço rápido da ferramenta em direção e contra a peça, avanço do rebolo na peça em ausência de desgaste, avanço do rebolo na peça para compensar o desgaste, *sparkout*, posicionamento e remoção das peças, configuração da operação (setup), dressagem, troca de rebolo, desgaste do rebolo durante a retificação, abrasivo removido durante a dressagem, desgaste do dispositivo de dressagem. Entretanto, não foram considerados os custos relativos aos fluidos de corte utilizados na operação.

Klocke; Eisenblätter (1997) demonstraram que, na indústria automotiva alemã, os custos relativos aos fluidos de corte foram de 7% a 17% do total, enquanto os com ferramentas corresponderam de 2% a 4%. A grande variação de valores obtidos deve-se aos diversos parâmetros característicos de cada processo, como tipo de máquina e de operação, material da peça, qualidade requerida, tipo de fluido utilizado, processamento e descarte do fluido, entre outros. Neste contexto, segundo os autores, a identificação e cálculo de todos os fatores de custo é frequentemente difícil, sendo necessária a utilização de estimativas e simplificações. Portanto, mesmo que o valor não corresponda exatamente aos 17%, fica evidente a relevância dos fluidos na composição dos custos de fabricação e a possibilidade de redução relevante de custos com a realização de pesquisas na área.

Rao e Pawar (2010) pesquisaram a otimização dos parâmetros do processo de retificação usando algoritmos não tradicionais. O objetivo foi encontrar os parâmetros que maximizassem a taxa de remoção de material e minimizassem a rugosidade e os custos de produção. A análise de custos utilizada foi similar à de Field; Kegg; Buescher (1980), não considerando os fluidos de corte.

Pusavec et al. (2010a) avaliaram a sustentabilidade do processo de torneamento da liga de níquel Inconel 718, utilizando três métodos de lubrificação: convencional, criogênico e com jato de alta pressão. A avaliação de sustentabilidade proposta considerou qualidade da peça, custo do processo, consumo de recursos e de energia, geração e descarte de resíduos, segurança e saúde. Na análise de custos, os autores consideraram os custos relativos à máquina, ferramental e mão de obra, fluidos de corte, consumo de energia e tratamento e descarte de

resíduos. Os autores calcularam que os custos com ferramentas representaram de 20% a 30% dos custos totais, enquanto os com fluidos de corte foi de apenas 1%, o que difere substancialmente do estudo de Klocke; Eisenblätter (1997). A diferença é justificada pela ausência de ligas de Inconel, de difícil usinagem, na indústria automotiva, que desgastam expressivamente as ferramentas de corte, aumentando seu custo relativo. Ainda assim, os aspectos ambientais e de saúde são positivamente afetados pelo aumento de produtividade e pela redução no consumo de fluidos, visto que esses podem ser tóxicos ao meio ambiente e aos trabalhadores envolvidos.

De acordo com Sanchez et al. (2010), na indústria automotiva os custos relacionados à lubrificação (aquisição, manutenção, utilização e descarte) representam cerca de 18% do custo total de fabricação de um componente, enquanto os relacionados à ferramenta correspondem a 7%.

Singh; Aggarwal; Singh (2020), em revisão sobre os aspectos ecológicos, econômicos e tecnológicos dos fluidos de corte em processos de usinagem sustentáveis, demonstraram que os custos com fluidos em processos de usinagem podem representar 15% do total, enquanto os relacionados com ferramentas e energia são de 6% e 4%, respectivamente.

No estudo de Sato et al. (2022b), os autores observaram que, na retificação do aço 4340 temperado e revenido, os custos com fluidos de corte na retificação com o método convencional de lubrificação e rebolo de alumina corresponderam a cerca de 97% do custo total do processo, enquanto os custos da ferramenta e da energia consumida foram de aproximadamente 2,5% e 0,5%, respectivamente.

Li et al. (2023) estudaram o fresamento à seco do aço 4340 utilizando análises multifractais. O custo de usinagem foi calculado considerando os custos referentes à máquina e operador, aquisição e vida da ferramenta de corte tempo de usinagem. Através da otimização dos parâmetros de corte proposta, os autores conseguiram reduzir a rugosidade em 4,9%, os custos em 2,52% e aumentar a eficiência do processo em 31,45%.

Neste contexto, a pesquisa focando a redução dos custos relacionados aos fluidos de corte torna-se necessária, principalmente no contexto industrial, onde esse fator é geralmente o mais relevante. Existem diversas linhas de pesquisa em andamento sobre o tema, como o desenvolvimento de novos fluidos, capazes de aumentar a produtividade, ou seja, que permitam a utilização de condições de usinagem mais severas sem perda significativa de qualidade das peças produzidas, levando assim a um menor tempo de fabricação. Entretanto, os fluidos desenvolvidos também precisam apresentar preços competitivos, preferencialmente similares

ou menores que os concorrentes de mercado, para que o efeito positivo do aumento da produtividade não seja suprimido pelo preço proibitivo do novo fluido.

3. MATERIAL E MÉTODOS

Neste capítulo, serão apresentados e descritos os equipamentos e materiais utilizados, os procedimentos realizados, os parâmetros de entrada aplicados e as variáveis de saída analisadas durante e após a execução dos experimentos.

Os ensaios de retificação foram realizados no Laboratório de Usinagem por Abrasão - LUA, do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Bauru - FEB da Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho - UNESP, campus Bauru/SP.

3.1. Equipamentos, Materiais e Procedimentos

3.1.1. Retificadora

As operações de retificação foram realizadas em uma retificadora cilíndrica externa de mergulho, modelo RUAP515H, fabricada pela companhia Sulmecânica, equipada com comando numérico computadorizado (CNC) fornecido pela empresa Fagor, utilizado no acionamento do eixo “X”. Foram utilizadas duas programações CNC distintas, uma para a realização dos ensaios de retificação e outra para a impressão do perfil do rebolo desgastado, apresentadas respectivamente no Apêndice A: Programa para retificação dos corpos de prova e Apêndice B: Programa para impressão do desgaste do rebolo.

3.1.2. Rebolo e dressador

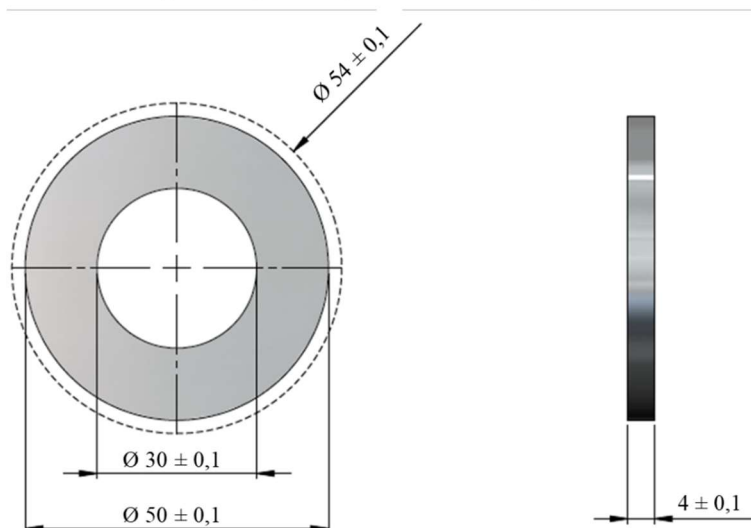
Na realização dos ensaios de retificação, foi utilizado um rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3), de granulometria 150 mesh, com ligante vitrificado, modelo 38A150L6V, da fabricante Norton Abrasivos - Saint-Gobain, com 355,6 mm de diâmetro externo, 127 mm de diâmetro interno e 25,6 mm de largura. A velocidade de corte (v_s) utilizada foi de 30 m/s e as velocidades de avanço (v_f) foram de 0,25, 0,50 e 0,75 mm/min.

O procedimento de dressagem foi realizado com um dressador multigranular do tipo conglomerado, fabricado pela empresa Master Diamond. Trata-se de um afiador composto por diamantes em uma matriz metálica de forma paralelepípedica, de dimensões 15 mm x 8 mm x 10 mm. As condições de dressagem utilizadas foram: velocidade de corte (v_s) = 30 m/s, velocidade de dressagem (v_d) = 500 mm/min, profundidade de dressagem por passada (a_d) = 4 μm , ciclos de dressagem = 50 e profundidade total de dressagem = 200 μm .

3.1.3. Corpos de prova

Os corpos de prova foram fabricados com aço ABNT 4340, fornecido pela empresa Villares Metals S.A, em formato anelar, com $54 \text{ mm} \pm 0.1 \text{ mm}$ de diâmetro externo, $30 \pm 0.1 \text{ mm}$ de diâmetro interno e $4 \pm 0.1 \text{ mm}$ de espessura, conforme apresentado na Figura 21:

Figura 21: Dimensões dos corpos de prova (em milímetros)



Fonte: Autor, 2024.

A composição química do material utilizado, apresentada na Tabela 3, foi auferida através de um espectrômetro de emissão óptica, modelo Metal Lab 75-80J, da fabricante GNR Brasil:

Tabela 3: Composição química do aço ABNT 4340

Elemento	C	Si	Cr	P	Ni	Mn	Mo	S
(% em massa)	0,40	0,18	0,65	0,03	0,75	0,26	0,20	0,04

Fonte: Autor, 2024.

Após a fabricação, os corpos de prova foram submetidos aos tratamentos térmicos de têmpera e revenimento, para aumento de dureza, realizados pela empresa JSC Tratamento Térmico em Metais Ltda. A têmpera consistiu-se no aquecimento das peças a 845°C por 60 minutos, de maneira a se obter a austenitização total da estrutura, seguido pelo resfriamento em óleo à temperatura ambiente, resultando em uma microestrutura martensítica. Na sequência, para redução da fragilidade e alívio de tensões, foi realizado o revenimento, onde as peças foram

aquecidas a 350°C por 120 minutos e em seguida resfriadas em ar atmosférico à temperatura ambiente, obtendo-se a estrutura final de martensita revenida.

Os corpos de prova foram ensaiados para determinação de dureza, utilizando-se o método Rockwell, escala C (HR_C), conforme a norma ASTM E18-08b, antes e depois da realização dos tratamentos térmicos. Foram realizadas cinco medições em cada peça para maior confiabilidade dos resultados. Os valores médios obtidos para cada condição são apresentados na Tabela 4.

Tabela 4: Dureza dos corpos de prova antes e depois dos tratamentos térmicos

Material	Dureza
Aço ABNT 4340, sem tratamento térmico	21 HR _C (243 HV)
Aço ABNT 4340, temperado e revenido	58 HR _C (653 HV)

Fonte: Autor, 2024.

3.1.4. Sistema de lubrificação convencional

O sistema de lubrificação convencional foi composto por reservatório de fluido com capacidade de 100 litros, bomba centrífuga, medidor de vazão tipo turbina, modelo SVTG DMY-2030, da marca Contech, válvulas de esfera, mangueiras e bocais de aplicação. O controle da vazão foi realizado através das válvulas de esfera, posicionadas na entrada do medidor de vazão e antes do bocal. Os bocais de aplicação de fluido utilizados foram os originais da retificadora, do tipo Fixoflex, de seção circular com 6,3 mm de diâmetro. A vazão utilizada foi de 17 l/min e a pressão de 0,4 MPa.

Os três fluidos de corte utilizados nesta pesquisa foram os óleos emulsionáveis sintéticos Grindex 10, fabricado pela Blaser Swissslube AG e MV Aqua 100 e MV Aqua 182, fabricados pela VCI Brasil. O Grindex 10, utilizado como fluido padrão, é conhecido por sua excelência e ampla aplicação. Os fluidos da VCI Brasil, objetos desta pesquisa, apresentam a nova classe de inibidores voláteis de corrosão *V-active* VCI. Nas próximas seções, o Grindex 10 será identificado como SF, o MV Aqua 100 como VCI e o MV Aqua 182 como VCI+EP, pois também possui aditivos de extrema pressão em sua composição. Todos foram diluídos em água na proporção de 3%, conforme recomendações dos fabricantes. As principais propriedades dos fluidos de corte são apresentadas na Tabela 5.

Tabela 5: Propriedades dos fluidos de corte

Propriedade	Fluido de corte		
	Grindex 10	MV Aqua 100	MV Aqua 182
Tipo	Sintético	Sintético	Sintético
Cor	Amarelada, marrom claro	Amarelo	Amarelo
Densidade a 20 °C	1,12	1,06	1,04
pH	8,7 - 9,9	9,2	8,0 - 9,0
Diluição	3%	3%	3%

Fonte: Autor, 2024.

3.1.5. Sistema de aquisição de dados de potência elétrica consumida

O sistema de aquisição de dados para o monitoramento da potência elétrica consumida durante o processo de retificação foi composto de um inversor de frequência, modelo CFW 08, fabricado pela empresa WEG, que monitora a corrente elétrica e a tensão do motor de acionamento do rebolo durante o ensaio, um circuito eletrônico, denominado Curvopower 3, projetado e construído em parceria com o Laboratório de Aquisição de Dados e Processamento de Sinais - LADAPS da Faculdade de Engenharia - FEB, da UNESP, Campus Bauru, que trata e transmite os sinais, uma placa de aquisição de dados A/D, instalada em um notebook e o software LabView® 7.1 (Laboratory Virtual Instrument), da empresa National Instruments, calculando assim os valores de potência elétrica consumida durante cada ensaio.

3.2. Procedimento de ensaio e parâmetros de entrada

Os ensaios realizados foram de retificação cilíndrica externa de mergulho. Foram variados os fluidos de corte aplicados (Grindex 10, MV Aqua 100 e MV Aqua 182) e as velocidades de avanço (0,25, 0,50 e 0,75 mm/min), enquanto as demais condições de usinagem foram mantidas constantes, totalizando, portanto, nove condições de teste. Para cada condição, três ensaios foram realizados, para aumento da confiabilidade estatística das análises, o que resultou em vinte e sete corpos de prova retificados. As condições de usinagem estão descritas na Tabela 6. A matriz experimental dos ensaios está demonstrada na Figura 22. A configuração dos experimentos é apresentada na Figura 23. A programação CNC utilizada está descrita no Apêndice A: Programa para retificação dos corpos de prova.

Tabela 6: Condições de usinagem.

Condição	Descrição
Equipamento	Retificadora cilíndrica externa de mergulho, modelo RUAP515H, fabricada pela companhia Sulmecânica, equipada com comando numérico computadorizado (CNC), fornecido pela empresa Fagor
Processo de usinagem	Retificação cilíndrica externa de mergulho
Rebolo	Convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3), de granulometria 150 mesh, com ligante vitrificado, modelo 38A150L6V, da fabricante Norton Abrasivos - Saint-Gobain, com 355,6 mm de diâmetro externo, 127 mm de diâmetro interno e 25,6 mm de largura
Velocidade do rebolo (v_s)	30 m/s
Avanço radial (v_f) / Taxa de remoção específica (Q'_w) /	0,25 mm/min / 0,71 mm ² /s / 0,024 μm
Espeçura equivalente de corte (h_{eq})	0,50 mm/min / 1,41 mm ² /s / 0,047 μm
Profundidade de corte (a) / Quantidade de ciclos de retificação	0,75 mm/min / 2,12 mm ² /s / 0,071 μm
Largura de retificação (b)	0.1 mm / 40 ciclos, totalizando 4 mm de redução no diâmetro da peça
Corpo de Prova	4 mm
Rotação da peça (n_w)	Em formato anelar, com 54 mm $\pm$ 0.1 mm de diâmetro externo, 30 $\pm$ 0.1 mm de diâmetro interno e 4 $\pm$ 0.1 mm de espessura, fabricado em aço ABNT 4340, temperado e revenido
Condição de lubrificação	163 rpm
Fluido de corte	Convencional
	Grindex 10, sintético, diluído em água na concentração de 3% (1:32)
	MV Aqua 100, sintético, diluído em água na concentração de 3% (1:32)
	MV Aqua 182, sintético, diluído em água na concentração de 3% (1:32)
Vazão / Pressão do fluido de corte	17 l/min / 0,4 MPa
Tempo de centelhamento (t_s)	5 s

Condição	Descrição
Dressador	Conglomerado de diamante, dimensões de 15 mm x 8 mm x 10 mm
Profundidade de dressagem (a_d)	0,2 mm (50 ciclos - 0,004 mm por ciclo)
Velocidade de dressagem (v_d)	500 mm/min

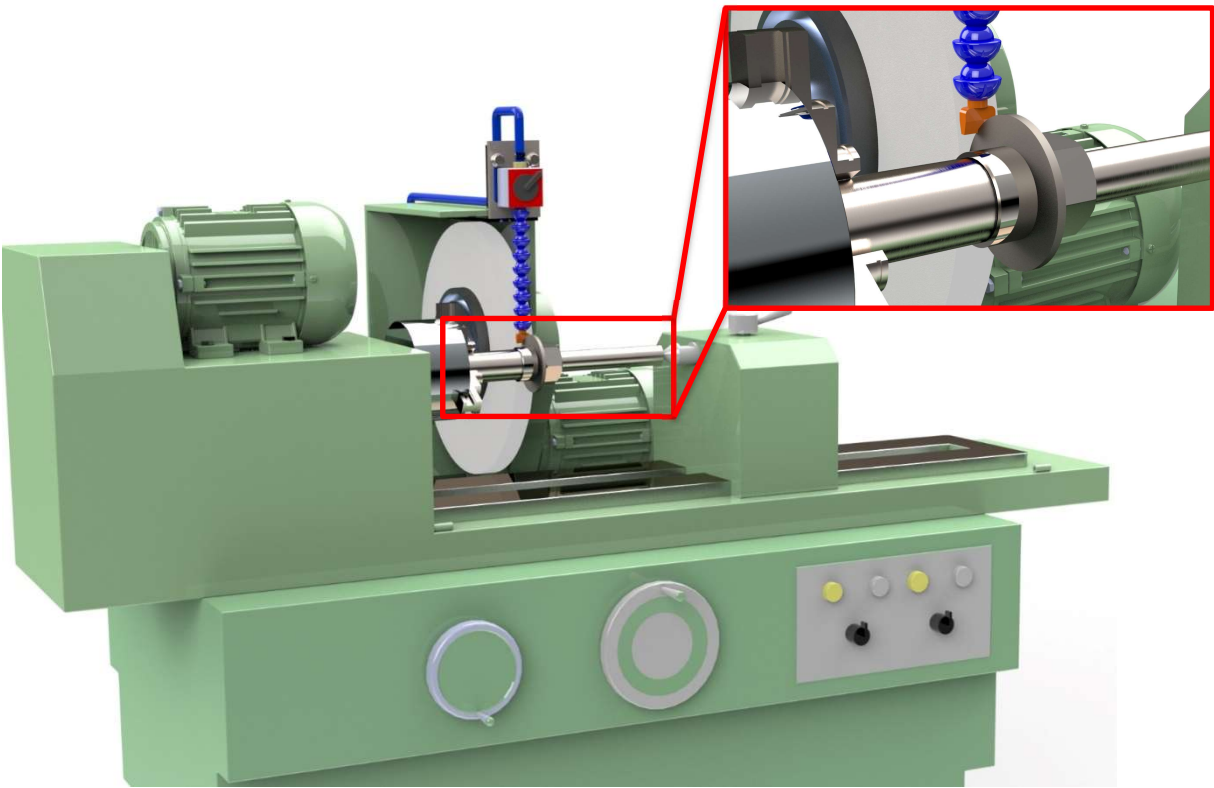
Fonte: Autor, 2024.

Figura 22: Matriz de ensaios

PARÂMETROS DE ENTRADA								
Grindex 10			MV Aqua 100			MV Aqua 182		
0,25 mm/min	0,50 mm/min	0,75 mm/min	0,25 mm/min	0,50 mm/min	0,75 mm/min	0,25 mm/min	0,50 mm/min	0,75 mm/min
E - 1	E - 4	E - 7	E - 10	E - 13	E - 16	E - 19	E - 22	E - 25
E - 2	E - 5	E - 8	E - 11	E - 14	E - 17	E - 20	E - 23	E - 26
E - 3	E - 6	E - 9	E - 12	E - 15	E - 18	E - 21	E - 24	E - 27

Fonte: Autor, 2024.

Figura 23: Configuração dos experimentos



Fonte: Autor, 2024.

Antes dos ensaios, a viscosidade de cada fluido de corte foi obtida utilizando-se um viscosímetro rotacional digital, modelo DV2T Extra, um banho-maria com circulação de água,

modelo TC-550SD e o software Rheocal T 1.2.19, fornecidos pela empresa AMETEK Brookfield. Os fluidos foram analisados tanto em estado concentrado, como são fornecidos comercialmente, quanto diluídos em 3% de água, conforme utilizados nos ensaios de retificação. O eixo utilizado foi o SC4-18, mais adequado para os fluidos em análise. A viscosidade foi coletada a cada 2,5 °C, no intervalo de 10 °C a 80 °C, totalizando 29 medições. Cada ensaio foi realizado 3 vezes, para garantir a confiabilidade estatística dos resultados.

Para a realização dos ensaios de retificação, inicialmente, o rebolo foi devidamente balanceado, instalado na retificadora e dressado conforme condições apresentadas na Tabela 6. O corpo de prova então foi posicionado e fixado pela sua lateral em um eixo e colocado na retificadora em um sistema entre pontas. O rebolo foi então aproximado à peça até tocá-la, e afastado a uma distância de 0,1 mm na direção radial. Feito isso, os sistemas de aquisição de emissão acústica e consumo de potência elétrica foram ligados e a retificadora acionada com a condição de lubrificação desejada, iniciando-se a operação de retificação. Cada ensaio tinha a duração de 40 ciclos, com profundidade de corte de 0,1 mm por ciclo, totalizando 4 mm de redução no diâmetro da peça e, entre cada ciclo, um tempo de centelhamento de 5 segundos foi aplicado. Ao término de cada ensaio, a peça foi retirada e, utilizando-se um gravador com ponta de aço temperado, foi identificada de acordo com a condição de teste utilizada e, em seguida, limpa e armazenada para posteriores análises. Além disso, a região utilizada da superfície de corte do rebolo foi inspecionada e fotografada com microscópio óptico portátil. Como a largura do rebolo era maior que a da peça, foi possível realizar dois ensaios utilizando a superfície de corte antes da execução de nova dressagem, somente deslocando-se a posição relativa entre ferramenta e peça. Sendo assim, sempre após dois ensaios, o perfil do rebolo desgastado foi impresso no corpo de prova de aço ABNT 1020, devido à baixa dureza desse material, para posterior análise de desgaste diametral e, na sequência, foi realizada nova dressagem para continuidade dos próximos testes, de modo que a condição inicial da superfície de corte fosse sempre a mesma no início de cada ensaio. A programação CNC utilizada na impressão do perfil desgastado do rebolo é apresentada no Apêndice B - Programa para impressão do desgaste do rebolo.

3.3. Análise das variáveis de saída

Nesta seção, serão apresentadas e descritas as análises utilizadas para a caracterização das peças obtidas e comparação dos três diferentes fluidos de corte aplicados em três velocidades de avanço distintas.

As variáveis de saída avaliadas após a realização dos ensaios de retificação foram: rugosidade das superfícies retificadas, desgaste diametral do rebolo, potência consumida, custos, microdureza das peças retificadas e microscopia eletrônica de varredura das superfícies retificadas e da microestrutura dos corpos de prova.

3.3.1. Rugosidade

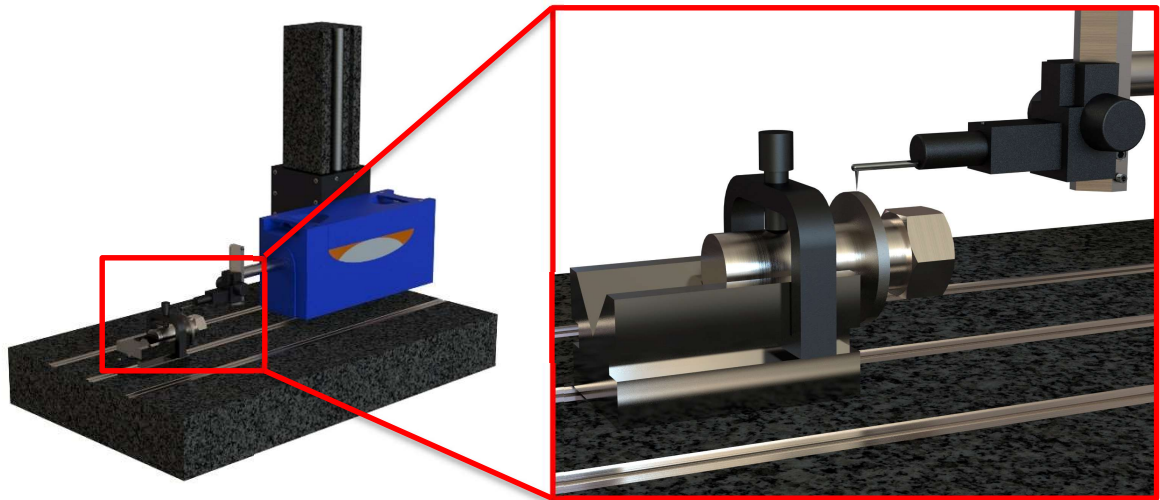
A superfície retificada foi analisada utilizando-se um perfilômetro de contato, modelo TalySurf 60 e os softwares μ ltra, versão 5.18.2.5 e TalyMap Gold, versão 5.0.3.4995, todos fornecidos pela empresa Taylor Hobson. O equipamento possuía apalpador de diamante, padrão cônico, com raio de ponta de 2 μ m e resolução de 0,01 μ m. Os parâmetros bidimensionais de rugosidade obtidos, com suas respectivas descrições e filtros aplicados, conforme norma ISO 21920-2 (2021), são apresentados na Tabela 7. A configuração esquemática do perfilômetro é apresentada na Figura 24.

Tabela 7: Parâmetros obtidos com perfilômetro de contato

Parâmetro	Descrição	Filtro
Ra	Desvio aritmético médio do perfil avaliado	Gaussiano, 0,8 mm
Rq	Desvio médio quadrático do perfil avaliado	Gaussiano, 0,8 mm
Rt	Altura total do perfil	Gaussiano, 0,8 mm
Rz	Altura máxima do perfil	Gaussiano, 0,8 mm
Rp	Altura máxima do pico do perfil	Gaussiano, 0,8 mm
Rv	Profundidade máxima do vale do perfil	Gaussiano, 0,8 mm
Rsk	Fator de assimetria do perfil avaliado	Gaussiano, 0,8 mm
Rku	Fator de achatamento do perfil avaliado	Gaussiano, 0,8 mm
RSm	Largura média dos elementos do perfil	Gaussiano, 0,8 mm
Rdq	Inclinação quadrática média do perfil avaliado	Gaussiano, 0,8 mm
Rpk	Altura reduzida do pico	Gaussiano duplo, 0,8 mm
Rk	Profundidade de rugosidade do núcleo	Gaussiano duplo, 0,8 mm
Rvk	Altura reduzida do vale	Gaussiano duplo, 0,8 mm
Mr1	Material relativo aos picos	Gaussiano duplo, 0,8 mm
Mr2	Material relativo aos vales	Gaussiano duplo, 0,8 mm

Fonte: Autor, 2024.

Figura 24: Configuração do perfilômetro



Fonte: Autor, 2024.

Além desses parâmetros bidimensionais, foram avaliadas vistas tridimensionais das superfícies retificadas para cada condição de usinagem.

Para a realização das medições, os corpos de provas foram inicialmente limpos através de uma série de banhos, respeitando a ordem crescente de volatilidade dos líquidos, na seguinte sequência: querosene, thinner, álcool etílico P. A. e álcool metílico P. A e o equipamento foi auferido e calibrado, utilizando-se uma esfera de calibração com raio de 21,9635 mm, fornecida pela Taylor Hobson.

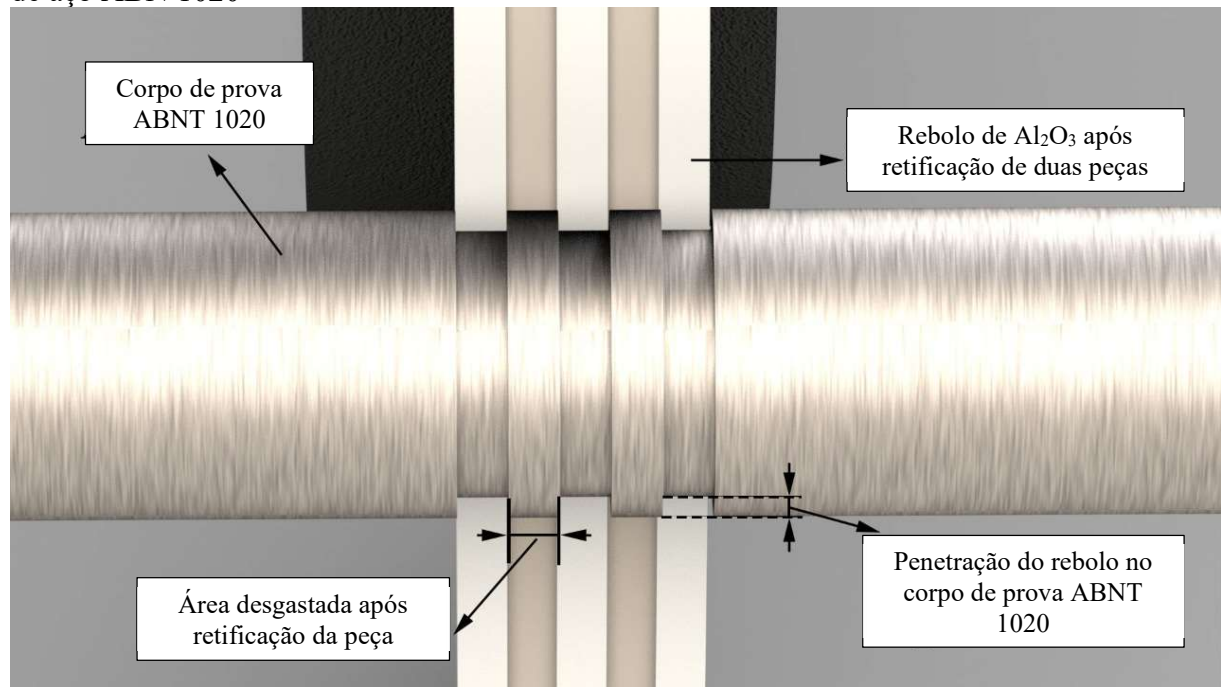
Na sequência, o corpo de prova foi colocado em um dispositivo metálico, que por sua vez foi fixado à mesa do perfilômetro, posicionado de forma que a medição fosse praticada no sentido axial da peça. Para as medições bidimensionais, foi utilizado cut-off de 0,80 mm, comprimento de amostragem de 3,20 mm e velocidade de medição de 0,5 mm/s. Já para as tridimensionais, foi utilizada uma área de medição de 0,25 mm x 0,35 mm, espaçamento de 0,005 mm por medição e velocidade de medição de 0,5 mm/s, totalizando 5.001 pontos coletados por análise. Foram executadas 5 medições em cada peça, em regiões distintas e equidistantes, ou seja, com 72 graus de espaçamento entre elas, e o valor médio e o desvio padrão de cada parâmetro foram calculados.

3.3.2. Desgaste diametral do rebolo

A medição do desgaste diametral do rebolo foi realizada utilizando-se o método indireto. Nesta técnica, após o término de dois ensaios, o rebolo desgastado era utilizado para retificação de um corpo de prova de aço ABNT 1020, com 35 mm de diâmetro e 120 mm de comprimento. Desta forma, o perfil da ferramenta era impresso na peça, tornando-se possível a análise do

desgaste ocorrido durante os ensaios, ao comparar-se as regiões desgastadas com as não gastas do rebolo, conforme ilustrado na Figura 25. A retificação do corpo de prova foi realizada com lubrificação convencional, profundidade de corte de 0,5 mm e os demais parâmetros de entrada iguais aos utilizados nos ensaios, apresentados anteriormente na Tabela 6.

Figura 25: Visão esquemática da impressão do perfil do rebolo desgastado no corpo de prova de aço ABNT 1020



Fonte: Autor, 2024.

Após a retificação, o cilindro de aço ABNT 1020 contendo o perfil da ferramenta foi analisado utilizando-se um rugosímetro portátil, modelo Surtronic 3+ e o software TalyMap, versão Lite 3.1.4, fornecidos pela empresa Taylor Hobson. Os parâmetros adotados foram cut-off de 0,25 mm, comprimento de amostragem de 1,25 mm e filtro tipo Gaussiano, para separar rugosidade, ondulação e erro de forma das amostras. Foram executadas 3 medições em cada peça, em regiões distintas e equidistantes, ou seja, com 120 graus de espaçamento entre elas, e o valor médio e o desvio padrão foram calculados.

3.3.3. Potência elétrica consumida

A potência elétrica consumida durante o processo de retificação foi monitorada utilizando-se o sistema descrito no item 3.1.5. O sistema foi acionado antes do início e desligado logo após a conclusão de cada ensaio. Após o término dos testes, foram calculados a potência média e o desvio padrão para cada condição utilizada.

3.3.4. Microscopia óptica da superfície de corte do rebolo

A superfície de corte do rebolo foi analisada utilizando-se um microscópio óptico portátil, modelo DigiMicro Scale, da marca Dnt, conectado a um notebook que possuía o software fornecido pelo fabricante. O procedimento foi realizado inicialmente após o primeiro processo de dressagem, ou seja, antes do início dos ensaios, para servir de parâmetro de comparação e sempre ao término de cada operação de retificação, utilizando-se uma ampliação de 200x em todos os casos.

3.3.5. Preparação das amostras para microdureza Vickers e microscopia eletrônica de varredura - MEV da microestrutura das peças

Para a realização das análises de microdureza Vickers e microscopia eletrônica de varredura - MEV da microestrutura das peças, foi necessária a preparação prévia dos corpos de prova. Para cada condição de lubrificação e velocidade de avanço utilizadas, uma peça foi escolhida, totalizando nove peças: Grindex 10 - 0,25 mm/min, Grindex 10 - 0,50 mm/min, Grindex 10 - 0,75 mm/min, MV Aqua 100 - 0,25 mm/min, MV Aqua 100 - 0,50 mm/min, MV Aqua 100 - 0,75 mm/min, MV Aqua 182 - 0,25 mm/min, MV Aqua 182 - 0,50 mm/min, MV Aqua 182 - 0,75 mm/min.

A preparação foi realizada no Laboratório de Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Bauru - FEB da Universidade Estadual Júlio de Mesquita Filho - UNESP, campus Bauru/SP. Durante todo o processo, a temperatura do laboratório foi mantida em 25 °C e a umidade em 45%, sendo estas condições aferidas através de um termohigrômetro digital, modelo HT - 208, da marca Icel Manaus.

Inicialmente, as amostras foram retiradas dos corpos de prova utilizando uma máquina de corte metalográfico da marca Struers. Em seguida, uma máquina de micro corte de precisão, modelo Mecatome 180, da empresa Presi, foi utilizada para acabamento das amostras, obtendo-se dimensões finais de 10 mm x 10 mm x 4 mm. Em ambos os equipamentos, foram utilizados discos de corte abrasivo de carbetto de silício (SiC), com aplicação de fluido de maneira abundante e baixa velocidade de avanço, a fim de evitar alterações microestruturais.

Após os cortes, para facilitar sua manipulação, as amostras foram embutidas em resina fenólica (baquelite), utilizando-se uma prensa para embutimento metalográfico, modelo EM30D, fabricado pela Teclago, com temperatura de 180 °C, pressão mínima de 9,81 MPa e resfriamento de 10 minutos, de maneira que a lateral da peça ficou exposta, pois as medições de microdureza e análise de MEV seriam realizadas nessa superfície. Em seguida, empregando-

se um gravador com ponta de aço temperado, as amostras foram identificadas com os mesmos números das peças das quais haviam sido cortadas.

Na sequência, foi realizado o lixamento das superfícies, utilizando-se lixadeira manual da marca Struers, com lixas de carbeto de silício (SiC) de granulometrias 120, 220, 320, 400, 500, 600, 1.000, 1.200, 1.500 e 2.000 mesh, nesta sequência. Em todas as etapas, foi utilizada água filtrada como lubrificante, refrigerante e meio de remoção de partículas. Ao término do lixamento, as amostras foram lavadas com detergente neutro e álcool hidratado 92,8 °INPM e secadas com jatos de ar quente utilizando-se um soprador térmico modelo D26414, da Dewalt.

Posteriormente, foi realizado o polimento das amostras em quatro etapas, duas utilizando pastas à base de diamante de 6 µm e 3 µm e duas com óxido de alumínio (Al₂O₃, alumina) em suspensão de 1 µm e 0,3 µm. Entre cada etapa, a amostra foi lavada com água e detergente neutro e seca com o soprador térmico. As operações com pasta de diamante foram realizadas em uma politriz metalográfica rotativa, modelo APL-4, da marca Arotec, enquanto uma politriz modelo AP 2, da marca Buehler, foi utilizada para as etapas com alumina, ambas com rotação do prato de 500 rpm, durante 3 minutos por etapa. Os panos de polimento eram da marca Arotec, modelo DBM para os de alumina e Gold para os de diamante. Ao término do polimento, os riscos oriundos do lixamento foram eliminados e as amostras ficaram espelhadas.

Finalmente, para conclusão do processo de preparação, as amostras foram limpas utilizando-se uma cuba de ultrassom digital microprocessada para limpeza, modelo Clear Machine 3560, fornecida pela Yaxun. As amostras foram imersas em álcool isopropílico na temperatura de 25 °C e agitadas por 10 minutos e secas com o soprador térmico.

3.3.6. Microdureza Vickers

Utilizando as amostras preparadas conforme descrito no item anterior, os testes de microdureza Vickers foram realizados em um microdurômetro digital, modelo HM-211, da marca Mitutoyo. A medição foi realizada a partir da impressão produzida por um indentador Vickers padrão com ponta de diamante em forma de pirâmide de base quadrada, com ângulo de 136° entre as faces, utilizando carga de 300 gf por 40 segundos, depois de atingido o valor total da carga. A medição da microdureza superficial baseou-se nas normas ASTM E140-12B(2019)e1 (2019), ASTM E384-17 (2017) e ASTM E92-17 (2017).

As análises ocorreram na lateral da peça, ou seja, na superfície perpendicular à retificada. Para cada amostra, foram realizadas três indentações em cada uma das cinco distâncias em relação à superfície retificada analisada, de 60 µm, 120 µm, 180 µm, 240 µm e 300 µm, totalizando quinze ensaios por amostra. A medição mais próxima da superfície (60

μm) foi adotada em função da distância mínima estabelecida em norma entre a borda do material e o centro da indentação, que é de 2,5 vezes o valor médio do comprimento das diagonais. Uma amostra não retificada também foi analisada seguindo o mesmo procedimento, para servir de referência. Finalmente, a média aritmética e o desvio padrão foram calculados para cada distância em relação à superfície.

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Bauru - FEB da Universidade Estadual Júlio de Mesquita Filho - UNESP, campus Bauru/SP.

3.3.7. Microscopia eletrônica de varredura - MEV da microestrutura das peças

Para visualização da microestrutura do material, foi necessário primeiramente realizar o ataque químico das amostras, utilizando-se uma solução de Nital 2% (álcool etílico P.A. com 2% de ácido nítrico P.A.) na temperatura de 25 °C por cinco segundos. Para neutralizar a ação do reagente químico, as amostras foram lavadas com água, detergente neutro e álcool etílico e secas com o soprador térmico.

Na sequência, as amostras foram observadas com a utilização de um microscópio eletrônico de varredura, modelo Inspect S 50, da marca FEI, acoplado a um computador equipado com o software fornecido pelo fabricante para processamento das imagens. Foi utilizado o modo de alto vácuo e ampliações de 2.500x, 5.000x e 10.000x para verificação de possíveis alterações microestruturais nas peças retificadas.

As análises foram realizadas no Laboratório de Caracterização Estrutural - LCE do Departamento de Engenharia de Materiais - DEMa da Universidade Federal de São Carlos - UFSCAR, campus São Carlos/SP.

3.3.8. Microscopia eletrônica de varredura - MEV das superfícies retificadas

Para análise das superfícies retificadas através da microscopia eletrônica de varredura - MEV, as mesmas peças que já haviam sido cortadas para realização de testes de microdureza foram novamente utilizadas para obtenção de novas amostras. O procedimento de corte e as dimensões destas amostras foram os mesmos do item 3.3.3.

Inicialmente, as amostras foram limpas com álcool isopropílico, secas com o soprador térmico, fixadas em suportes porta amostra (*stubs*) e inseridas no microscópio. Na sequência, as superfícies retificadas foram observadas com a utilização de um microscópio eletrônico de varredura, modelo Inspect S 50, da marca FEI, acoplado a um computador equipado com o

software fornecido pelo fabricante para processamento das imagens. Foi utilizado alto vácuo e ampliações de 2.500x, 5.000x e 10.000x para verificação das superfícies. Em alguns pontos, foi aplicada a técnica de espectroscopia de energia dispersiva de raios-X - EDS, para averiguação da possível adesão de elementos externos na superfície retificada como, por exemplo, partículas de alumina do rebolo.

Estas análises foram realizadas no Laboratório de Caracterização Estrutural - LCE do Departamento de Engenharia de Materiais - DEMa da Universidade Federal de São Carlos - UFSCAR, campus São Carlos/SP.

3.3.9. Custos

A análise de custos considerou os custos do rebolo, do fluido de corte, da energia e do tempo de usinagem, conforme apresentados nas Equações (22) - (26), desenvolvidas por Field; Kegg; Buescher, (1980) e adaptadas por Lopes et al. (2021). Os parâmetros utilizados na análise de custos são apresentados na Tabela 8.

$$C_{rebolo} = \frac{C_s * V}{G} + \frac{\pi * b_s * C_s}{N_d} * (d_s * a_d - a_d^2) \quad (22)$$

$$C_{fluido} = \frac{v_{jet} * a_e}{N_c * v_w} * (C_f + C_w) \quad (23)$$

$$C_{energia} = \frac{(P_c + P_{bo}) * t_T * C_e}{60000} \quad (24)$$

$$C_{tempo} = \frac{M}{60} * \frac{a_e}{v_f} + 2 * \frac{R}{r} + t_{Ts} \quad (25)$$

$$C_{total} = C_{rebolo} + C_{fluido} + C_{energia} + C_{tempo} \quad (26)$$

Tabela 8: Parâmetros da análise de custos

Parâmetro	Descrição	Unidade	Valor
a_d	Avanço radial total na dressagem	mm	0,20
a_e	Avanço radial total na peça	mm	2,00
b_s	Largura do rebolo	mm	25,00
C_e	Custo de energia	US\$/kWh	0,12 (“Electricity prices”, 2020)

Parâmetro	Descrição	Unidade	Valor
$C_f - SF$	Custo do fluido SF	US\$/l	0,352
$C_f - VCI$	Custo do fluido VCI	US\$/l	0,506
$C_f - VCI+EP$	Custo do fluido VCI+EP	US\$/l	0,370
C_r	Preço do rebolo	US\$	136,20
C_s	Custo do rebolo consumido	US\$/mm ³	0,000197475
C_w	Custo de descarte do fluido	US\$/l	0,085 (Demirbas; Kobyas, 2017)
d_s	Diâmetro externo do rebolo	mm	350,00
k_p	Proporção de diluição do fluido	-	0,03
M	Valor de mão-de-obra	US\$/h	20,00 (Pusavec et al., 2010b)
N_c	Recirculação do fluido	-	10
N_d	Número de peças entre dressagens	-	2
P_{bo}	Potência da bomba de fluido	W	372,85
R	Distância de avanço rápido	mm	300,00
r	Velocidade de avanço rápido	mm/min	36.000,00
t_T	Tempo total de usinagem	min	11,35; 7,35; 6,02
t_{Ts}	Tempo total de centelhamento	min	3,33
V	Volume removido por peça	mm ³ /min	1.306,902
v_f	Velocidade de avanço	mm/min	0,25; 0,50; 0,75
V_{jet}	Vazão do fluido	l/min	17,00

Fonte: Autor, 2024.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo os resultados obtidos nos ensaios de retificação são apresentados e discutidos.

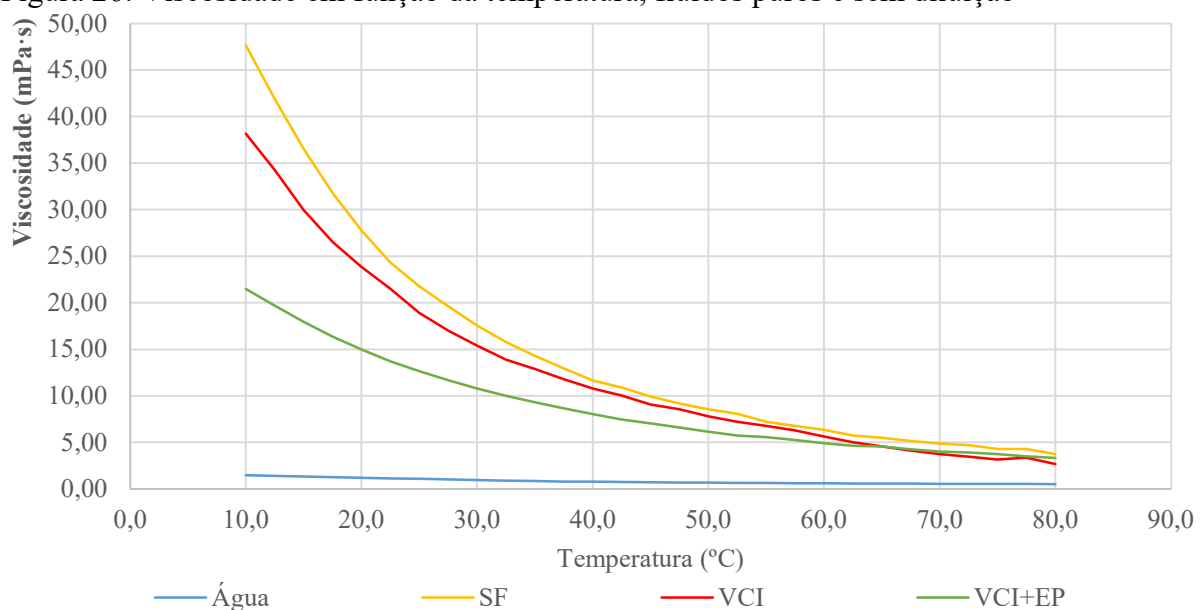
Antes dos ensaios, as viscosidades dos fluidos utilizados foram coletadas, para auxiliar na discussão dos resultados obtidos. As variáveis de saída analisadas para cada condição testada foram: parâmetros de rugosidade obtidos com o perfilômetro de contato Ra, Rq, Rp, Rv, Rz, Rsk, Rku, RSm, Rdq, Rk, Rpk, Mr1 e Mr2, imagens 3D da superfície e curvas de Abbott-Firestone), desgaste diametral do rebolo, potência elétrica consumida e microdureza Vickers. Os resultados foram compilados na forma de gráficos, que apresentam as médias das medições realizadas e seus respectivos desvios padrão de cada variável de saída para cada condição testada.

As superfícies retificadas e as laterais dos corpos de prova foram analisadas através de microscopia eletrônica de varredura e as imagens obtidas são apresentadas e analisadas em função da condição testada.

4.1. Viscosidade

A viscosidade dos fluidos conforme fornecidos, ou seja, puros e sem diluição, é apresentada na Figura 26 e na Tabela 9.

Figura 26: Viscosidade em função da temperatura, fluidos puros e sem diluição



Fonte: Autor, 2024.

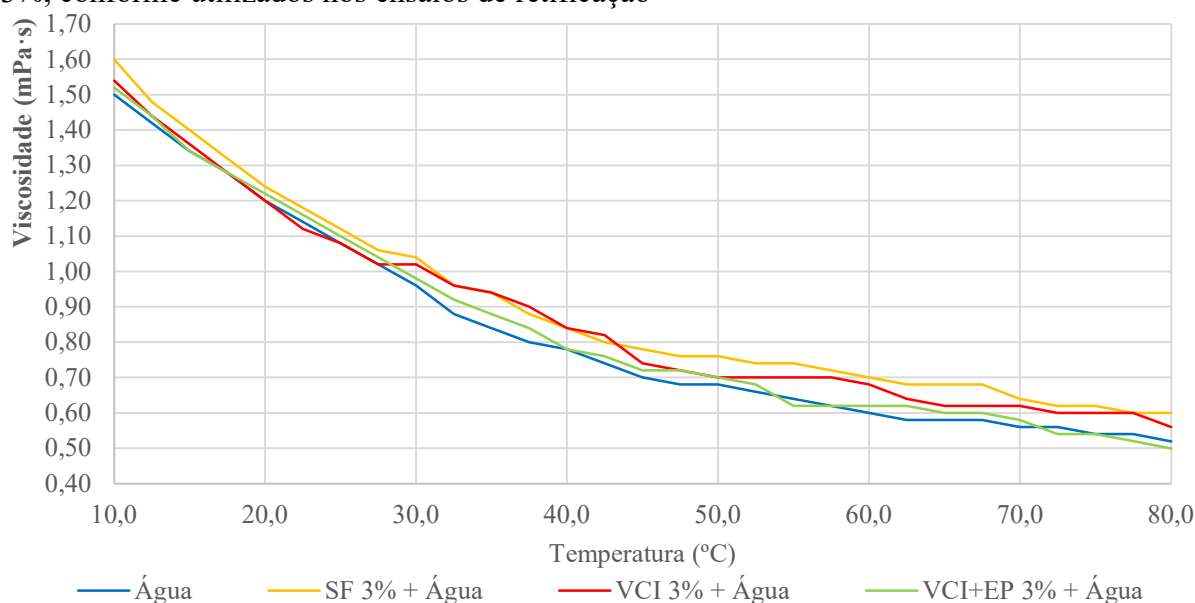
Tabela 9: Viscosidade em função da temperatura, fluidos puros e sem diluição.

Fluido	Temperatura (°C)							
	10	20	30	40	50	60	70	80
Água	1,50	1,20	0,96	0,78	0,68	0,60	0,56	0,52
SF	47,66	27,77	17,57	11,66	8,57	6,34	4,89	3,77
VCI	38,18	23,85	15,38	10,80	7,80	5,63	3,75	2,70
VCI+EP	21,50	15,00	10,80	8,05	6,15	4,90	4,00	3,35

Fonte: Autor, 2024.

A viscosidade dos fluidos utilizados nos ensaios de retificação, diluídos em água na concentração de 3%, conforme recomendação dos fabricantes, é apresentada na Figura 27 e na Tabela 10.

Figura 27: Viscosidade em função da temperatura, fluidos diluídos em água na concentração de 3%, conforme utilizados nos ensaios de retificação



Fonte: Autor, 2024.

Tabela 10: Viscosidade em função da temperatura, fluidos diluídos em água na concentração de 3%, conforme utilizados nos ensaios de retificação

Fluido	Temperatura (°C)							
	10	20	30	40	50	60	70	80
Água	1,50	1,20	0,96	0,78	0,68	0,60	0,56	0,52
SF 3% + Água	1,60	1,24	1,04	0,84	0,76	0,70	0,64	0,60
VCI 3% + Água	1,54	1,20	1,02	0,84	0,70	0,68	0,62	0,56
VCI+EP 3% + Água	1,52	1,22	0,98	0,78	0,70	0,62	0,58	0,50

Fonte: Autor, 2024.

Na condição pura (sem diluição), os fluidos apresentaram viscosidades diferentes até a faixa dos 60°C, onde os valores se tornaram muitos próximos e assim se mantiveram até a temperatura final do ensaio, de 80°C.

Na condição diluída, os três fluidos apresentaram viscosidades ligeiramente superiores à da água. O fluido SF apresentou a maior viscosidade, o VCI a intermediária e o VCI+EP a menor. As diferenças mais significativas foram observadas nas temperaturas de 50 °C a 80 °C. Entretanto, como os três fluidos utilizados no presente estudo eram sintéticos e diluídos em água na proporção de 3%, as viscosidades observadas foram muito próximas à da água utilizada na diluição e, portanto, não podem ser consideradas decisivas para justificar a diferença de desempenho observada entre eles, apresentada nas seções a seguir.

4.2. Rugosidade

No processo de retificação, a rugosidade da peça pode ser diretamente relacionada à diversos fatores, como condições de usinagem (velocidades de corte e de avanço, profundidade de corte, tempo de centelhamento), rebolo (material dos grão abrasivos e do ligante, granulometria, dressagem), condições de lubrificação (tipo de fluido de corte, vazão, pressão, método de aplicação) (Silva et al., 2013). Neste trabalho, todos os parâmetros foram mantidos constantes, exceto o fluido de corte e a velocidade de avanço aplicados. Desta forma, foi possível avaliar a influência destes parâmetros na rugosidade das peças retificadas.

A caracterização da textura de uma superfície é vital para conhecer suas características micro geométricas e determinar suas propriedades relacionadas à funcionalidade, como capacidade de carga, atrito, desgaste e capacidade de retenção de fluidos. A seleção de parâmetros de textura superficial adequados para as funcionalidades desejadas é essencial para que um componente atinja o desempenho requerido (Zeng et al., 2018).

A Tabela 11 resume todos os parâmetros de rugosidade obtidos (R_a , R_q , R_p , R_v , R_z , R_{sk} , R_{ku} , R_{Sm} , R_{dq} , R_k , R_{pk} , Mr_1 e Mr_2) para cada condição testada. Pode-se observar que todos os valores de R_a estavam dentro da faixa esperada para o processo de retificação, entre 0,10 e 1,6 μm .

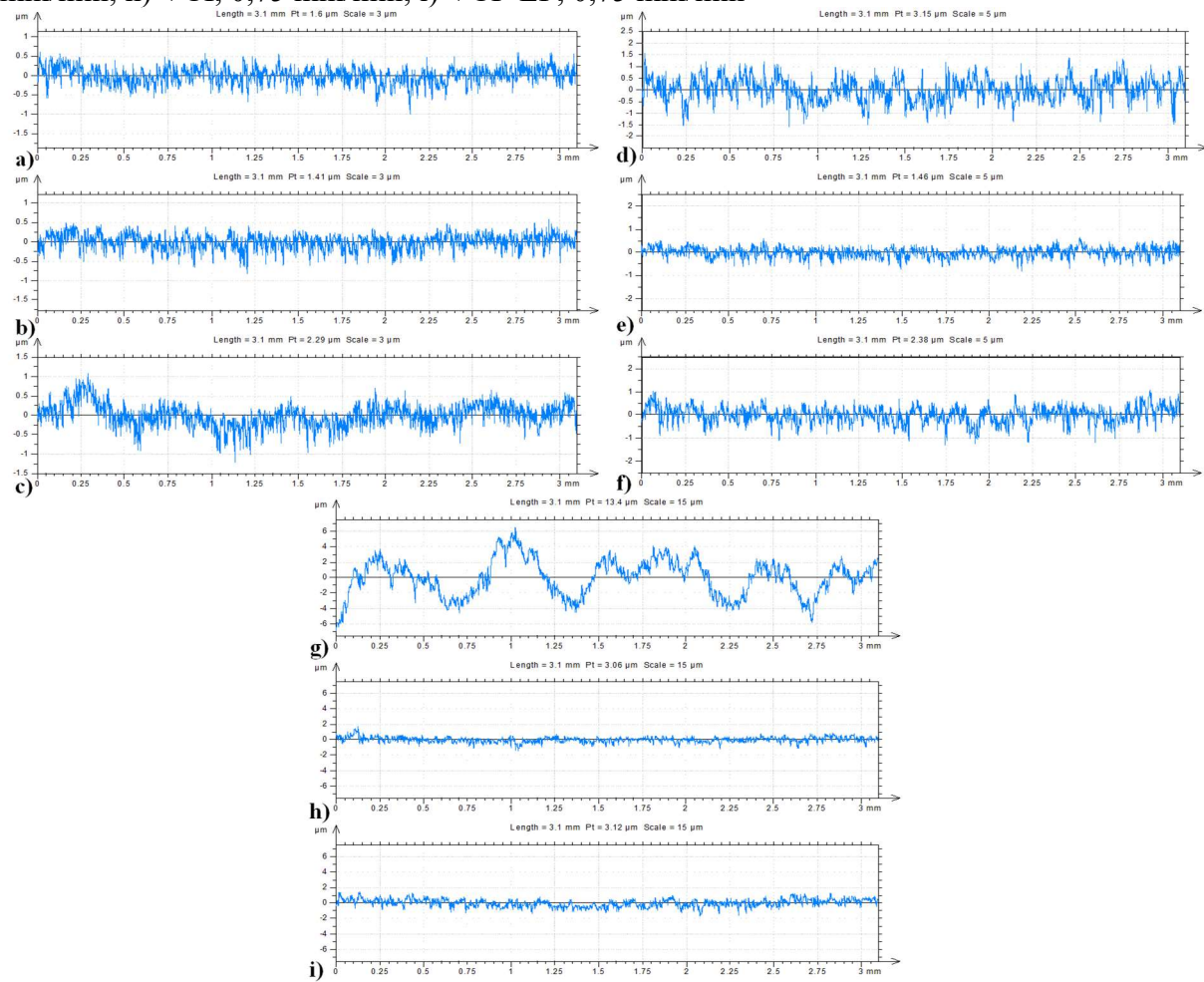
Tabela 11: Parâmetros de rugosidade

Parâmetro	Velocidade de avanço (mm/min)								
	Fluido de corte								
	0,25			0,50			0,75		
	SF	VCI	VCI+ EP	SF	VCI	VCI+ EP	SF	VCI	VCI+ EP
Ra	0,15	0,15	0,16	0,39	0,14	0,21	1,23	0,24	0,33
Rq	0,20	0,19	0,21	0,49	0,19	0,26	1,49	0,31	0,41
Rp	0,56	0,50	0,53	1,37	0,53	0,70	3,48	0,89	1,19
Rv	0,74	0,74	0,77	1,53	0,71	0,95	3,54	1,13	1,45
Rt	1,46	1,42	1,49	3,34	1,40	1,82	8,22	2,27	3,05
Rz	1,30	1,24	1,30	2,90	1,23	1,65	7,03	2,02	2,63
Rsk	-0,45	-0,66	-0,56	-0,11	-0,56	-0,48	0,15	-0,37	-0,31
Rku	3,44	3,90	3,63	2,93	3,78	3,47	2,76	3,60	3,29
RSm	0,02	0,01	0,01	0,02	0,01	0,02	0,07	0,02	0,02
Rdq	7,71	7,70	8,08	12,14	7,76	8,88	16,27	9,81	11,40
Rpk	0,15	0,15	0,17	0,44	0,15	0,20	1,34	0,27	0,33
Rk	0,50	0,46	0,52	1,26	0,45	0,66	4,35	0,79	1,06
Rvk	0,24	0,27	0,25	0,43	0,25	0,33	1,50	0,39	0,51
Mr1	8,53	8,44	8,69	9,80	8,23	8,64	8,52	9,27	8,68
Mr2	87,32	85,53	87,24	89,47	85,96	86,96	85,77	87,84	88,17

Fonte: Autor, 2024.

A Figura 28 apresenta os perfis de rugosidade para cada condição testada. Os perfis obtidos na mesma velocidade de avanço são apresentados na mesma escala, de 3, 5 e 15 μm , para os avanços de 0,25, 0,50 e 0,75 mm/min, respectivamente.

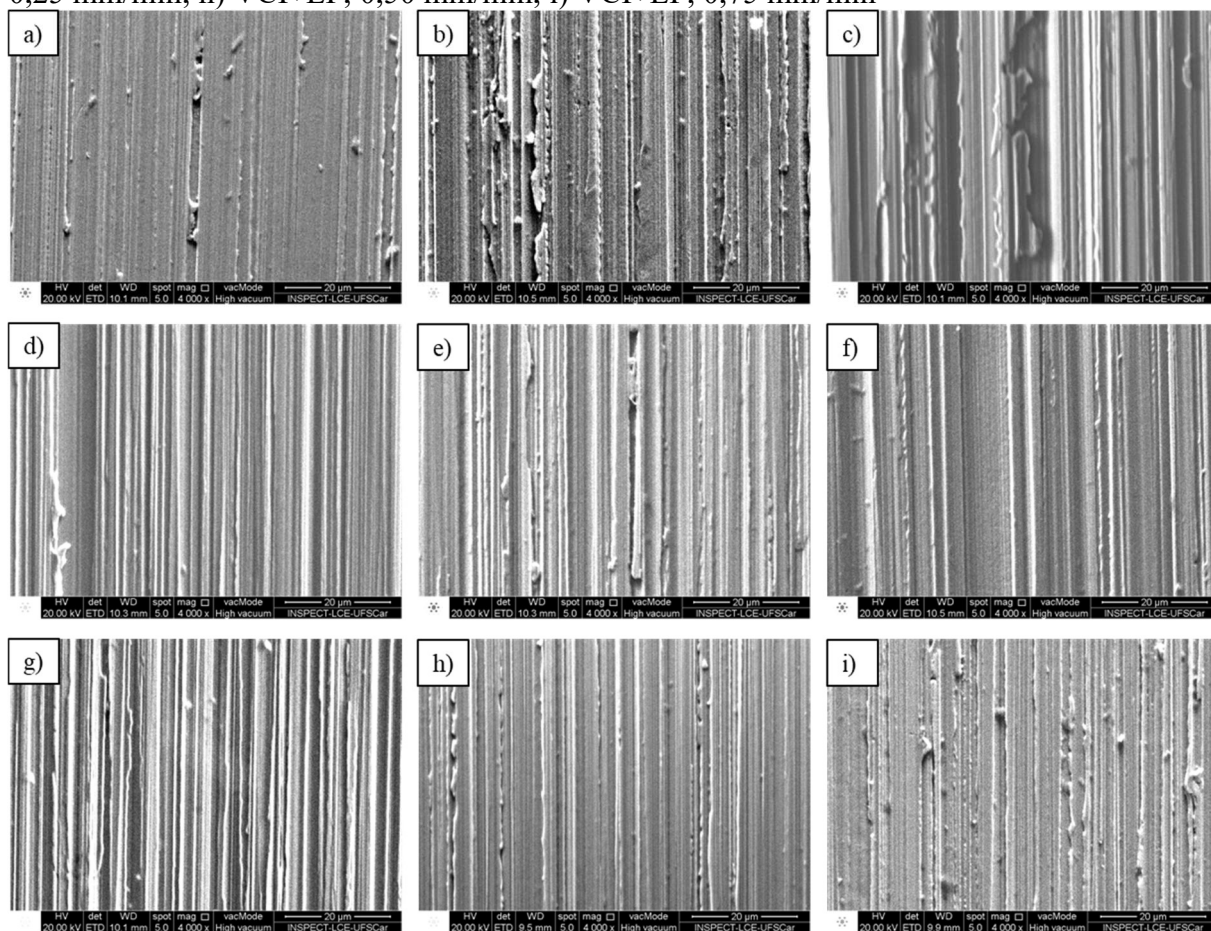
Figura 28: Perfis de rugosidade: a) SF, 0,25 mm/min; b) VCI, 0,25 mm/min; c) VCI+EP, 0,25 mm/min; d) SF, 0,50 mm/min; e) VCI, 0,50 mm/min; f) VCI+EP, 0,50 mm; g) SF, 0,75 mm/min; h) VCI, 0,75 mm/min; i) VCI+EP, 0,75 mm/min



Fonte: Autor, 2024.

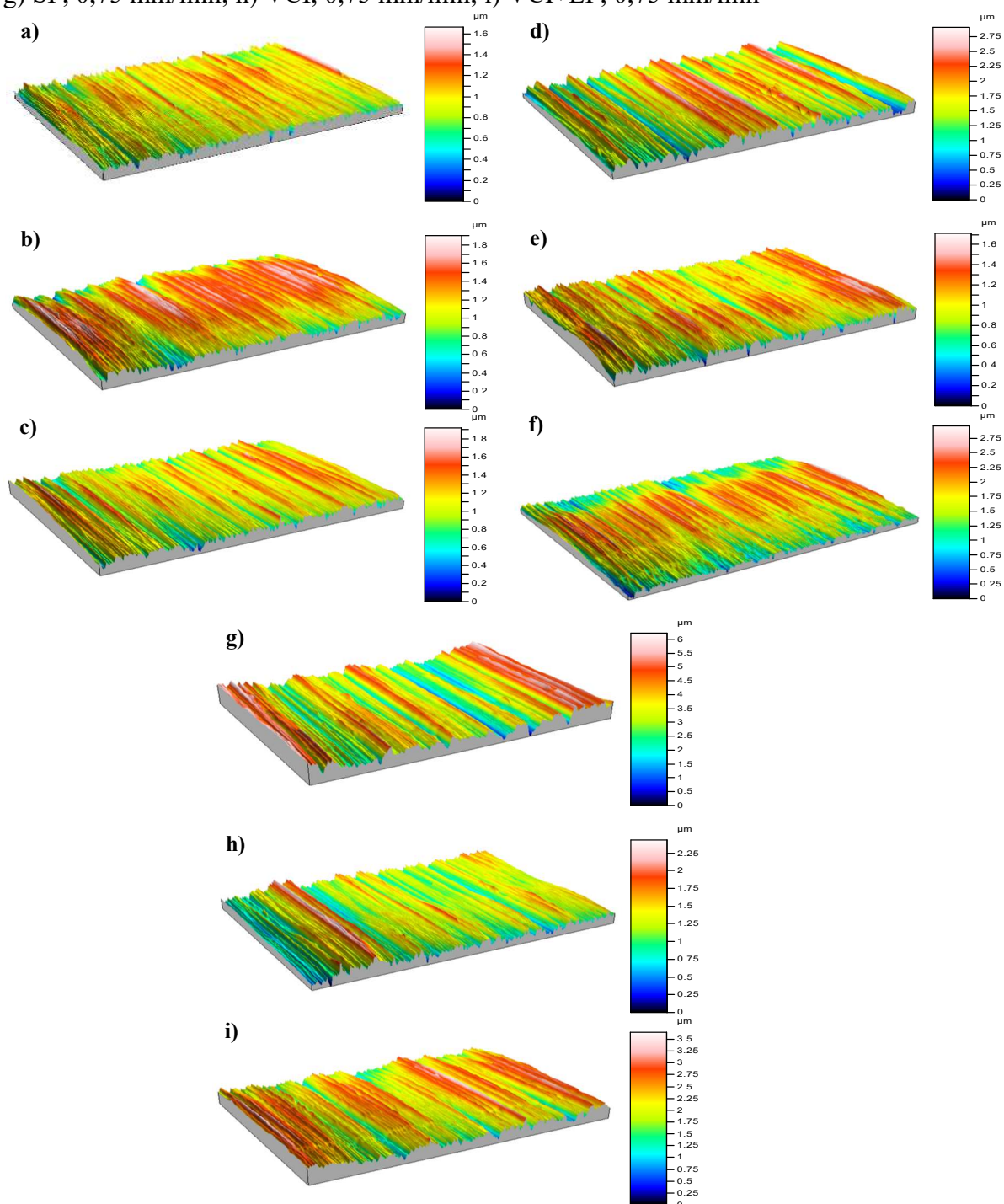
As Figura 29 e Figura 30 apresentam as imagens das superfícies retificadas obtidas com MEV e com perfilômetro de contato para cada condição testada, respectivamente.

Figura 29: MEV das superfícies retificadas: a) SF, 0,25 mm/min; b) SF, 0,50 mm/min; c) SF, 0,75 mm/min; d) VCI, 0,25 mm/min; e) VCI, 0,50 mm/min; f) VCI, 0,75 mm/min; g) VCI+EP, 0,25 mm/min; h) VCI+EP, 0,50 mm/min; i) VCI+EP, 0,75 mm/min



Fonte: Autor, 2024.

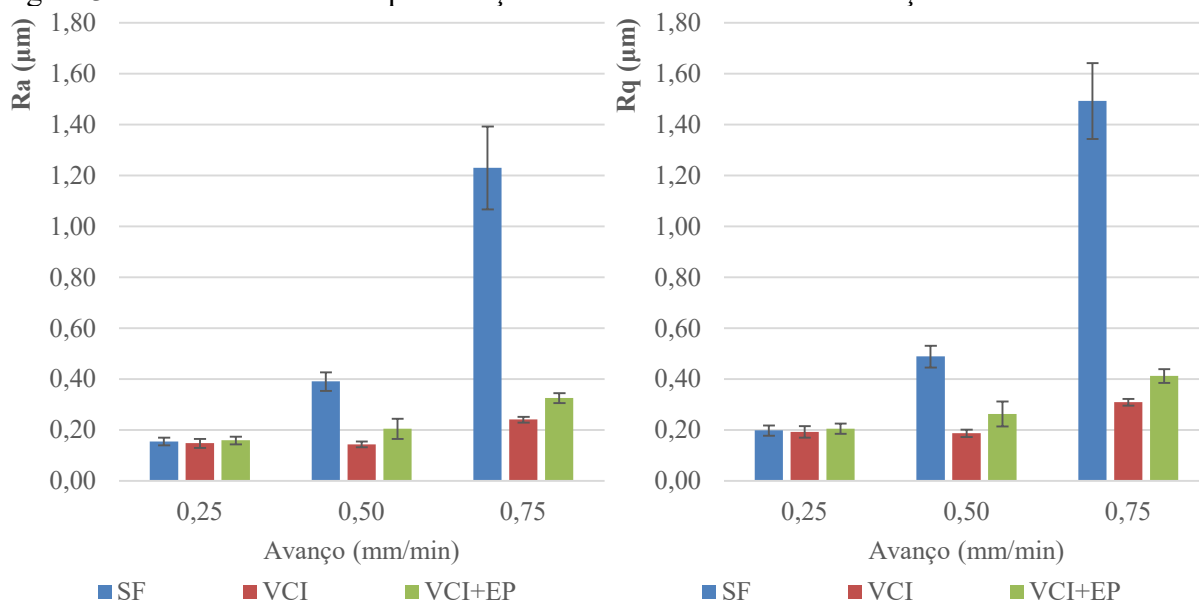
Figura 30: Imagens 3D das superfícies retificadas: a) SF, 0,25 mm/min; b) VCI, 0,25 mm/min; c) VCI+EP, 0,25 mm/min; d) SF, 0,50 mm/min; e) VCI, 0,50 mm/min; f) VCI+EP, 0,50 mm/min; g) SF, 0,75 mm/min; h) VCI, 0,75 mm/min; i) VCI+EP, 0,75 mm/min



Fonte: Autor, 2024.

A Figura 31 apresenta os parâmetros de amplitude Ra e Rq. Nota-se que ambos demonstraram uma tendência semelhante.

Figura 31: Parâmetros Ra e Rq em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de Ra foram 0,15, 0,15 e 0,16 µm, e os de Rq foram 0,20, 0,19 e 0,21 µm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Pode-se concluir que, para essa velocidade de avanço, os três fluidos apresentaram desempenhos equivalentes, produzindo superfícies com baixa rugosidade, como pode ser visto nas Figura 28, Figura 29 e Figura 30, que apresentam os perfis gerados por cada fluido.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de Ra foram 0,39, 0,14 e 0,21 µm, e os de Rq foram 0,49, 0,19 e 0,26 µm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Portanto, pode-se observar que, nesta velocidade de avanço, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram rugosidade significativamente menor em comparação ao SF, com reduções de 64% e 46% em Ra e 61% e 47% em Rq, respectivamente.

Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de Ra foram 1,23, 0,24 e 0,33 µm, e os de Rq foram 1,49, 0,31 e 0,41 µm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Novamente, pode-se observar que, nesta velocidade de avanço, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram reduções ainda mais relevantes em relação ao SF, de 80% e 73% em Ra e 79% e 72% em Rq, respectivamente.

Analisando o desempenho em função do aumento da velocidade de avanço, de 0,25 para 0,50 mm/min (100%), Ra variou em +160%, -7% e +31%, e Rq em +145%, 0% e +24%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Para o aumento de 0,50 para 0,75 mm/min (50%), Ra aumentou em 215%, 71% e 57%, e Rq aumentou em 204%, 63% e 58%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Por fim, observando o aumento total do avanço,

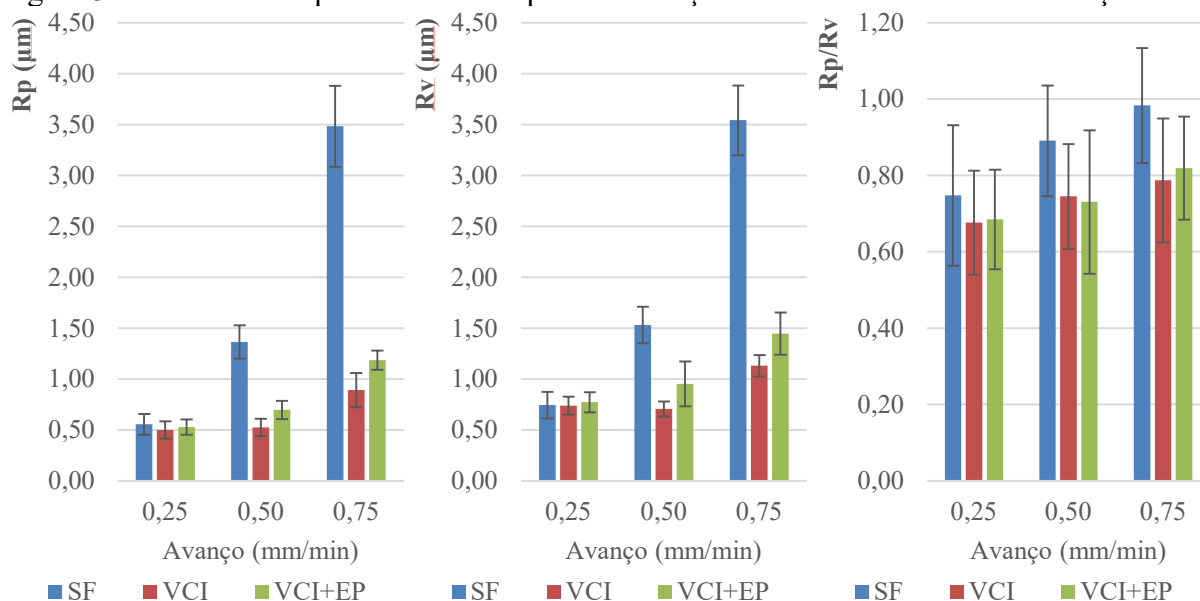
de 0,25 para 0,75 mm/min (200%), nota-se que R_a aumentou em 720%, 60% e 106%, e R_q aumentou em 645%, 63% e 95%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

Portanto, como o único parâmetro de entrada que sofreu alteração foi o fluido de corte, pode-se concluir que os fluidos VCI e VCI+EP foram mais eficientes na lubrificação e resfriamento do processo nas condições mais severas de usinagem (velocidades de avanço de 0,50 e 0,75 mm/min), o que possibilita aumento de produtividade sem perda significativa de qualidade, principalmente na condição VCI - 0,50 mm/min, onde os resultados foram superiores em relação aos obtidos com a menor velocidade de avanço. Segundo Talon et al. (2020), em sua formulação, os fluidos VCI apresentam um agente de lubrificidade que pode polimerizar conforme as exigências. Assim, quanto maior o aumento de pressão e temperatura devido ao aumento do avanço, maior será a polimerização. Além disso, os sais constituintes do *V-active* VCI interagem quimicamente com os agentes de lubrificação, potencializando seu efeito (Talon et al., 2019).

Comparando os fluidos VCI e VCI+EP, nota-se que o primeiro obteve melhores resultados, indicando que a adição de aditivos de extrema pressão não trouxe benefícios dentro das condições de corte utilizadas. Todavia, quando o avanço aumentou de 0,50 para 0,75 mm/min, o fluido VCI+EP apresentou as menores variações nos parâmetros R_a e R_q , indicando que seu desempenho poderia igualar ou superar o do VCI para condições ainda mais severas. Sendo assim, este fluido pode eventualmente ser adequado para testes de retificação com velocidades de avanço ainda maiores e em outros processos de usinagem, como torneamento e fresamento.

A Figura 32 apresenta os parâmetros de amplitude R_p e R_v e a razão R_p/R_v , respectivamente.

Figura 32: Parâmetros Rp e Rv e razão Rp/Rv em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de Rp foram 0,56, 0,50 e 0,53 μm, e os de Rv foram 0,74, 0,74 e 0,77 μm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Conforme observado nos parâmetros Ra e Rq, os três fluidos apresentaram desempenhos equivalentes para essa velocidade de avanço.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de Rp foram 1,37, 0,53 e 0,70 μm, e os de Rv foram 1,53, 0,71 e 0,95 μm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Portanto, pode-se observar que, nesta velocidade de avanço, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram Rp e Rv significativamente menores em comparação ao SF, com reduções de 61% e 49% em Rp e 54% e 38% em Rv, respectivamente.

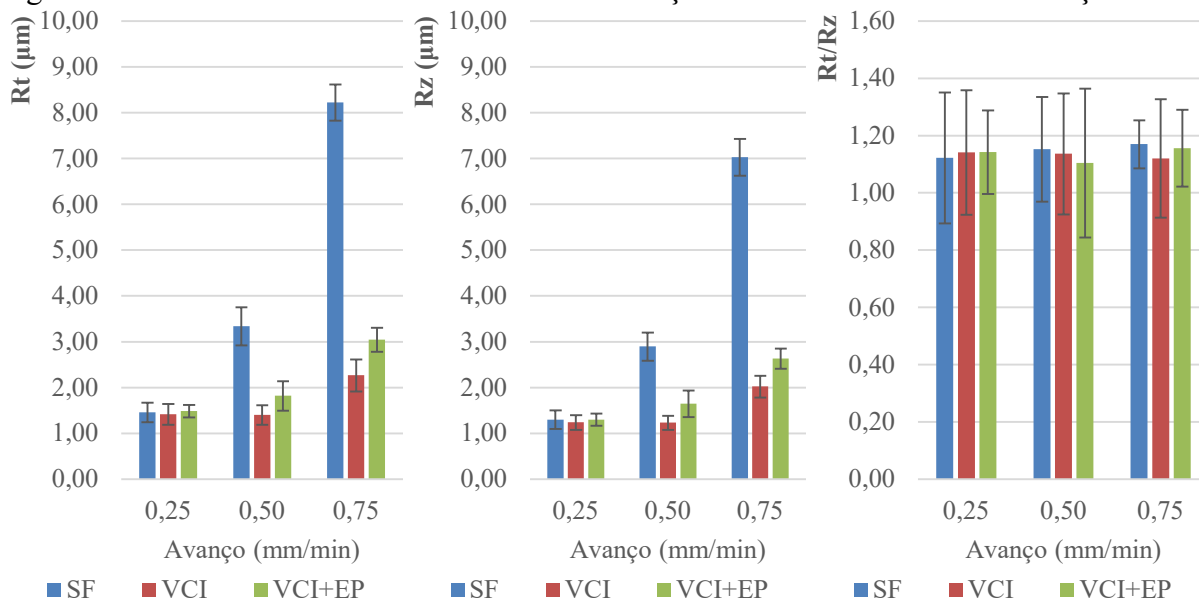
Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de Rp foram 3,48, 0,89 e 1,19 μm, e os de Rv foram 3,54, 1,13 e 1,45 μm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Novamente, observa-se que, nesta velocidade de avanço, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram reduções ainda mais relevantes em relação ao SF, de 74% e 66% em Rp e 68% e 59% em Rv, respectivamente.

Analisando o desempenho em função da velocidade de avanço, com a variação de 0,25 para 0,50 mm/min (100%), Rp aumentou em 140%, 6% e 32%, e Rv variou em +107%, -4% e +23%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Com a variação de 0,50 para 0,75 mm/min (50%), Rp aumentou em 154%, 68% e 70%, e Rv em 131%, 59% e 53% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Por fim, considerando o aumento total do avanço, de 0,25 para 0,75 mm/min (200%), nota-se que Rp aumentou em 521%, 78% e 125%, e Rv em 378%,

53% e 88%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Observa-se também que a razão R_p/R_v cresceu com o incremento da velocidade de avanço para os três fluidos, indicando que, proporcionalmente, o tamanho dos picos cresceu mais que o dos vales.

A Figura 33 apresenta os parâmetros de amplitude R_t e R_z e a razão R_t/R_z , respectivamente.

Figura 33: Parâmetros R_t e R_z e razão R_t/R_z em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os desempenhos foram equivalentes, com R_t de 1,46, 1,42 e 1,49 μm, e R_z de 1,30, 1,24 e 1,30 μm, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

No entanto, com o incremento da velocidade de avanço e, consequentemente, da severidade do processo, os valores de R_t e R_z do fluido SF aumentaram significativamente mais do que os dos fluidos VCI e VCI+EP.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de R_t foram 3,34, 1,40 e 1,82 μm e os de R_z foram 2,90, 1,23 e 1,65 μm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Nesta condição, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram reduções significativas de 58% e 46% em R_t e 58% e 43% em R_z , respectivamente, em relação ao SF.

Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de R_t foram 8,22, 2,27 e 3,05 μm e os de R_z foram 7,03, 2,02 e 2,63 μm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Portanto, pode-se observar que, na condição mais severa de usinagem, os fluidos VCI e VCI+EP também

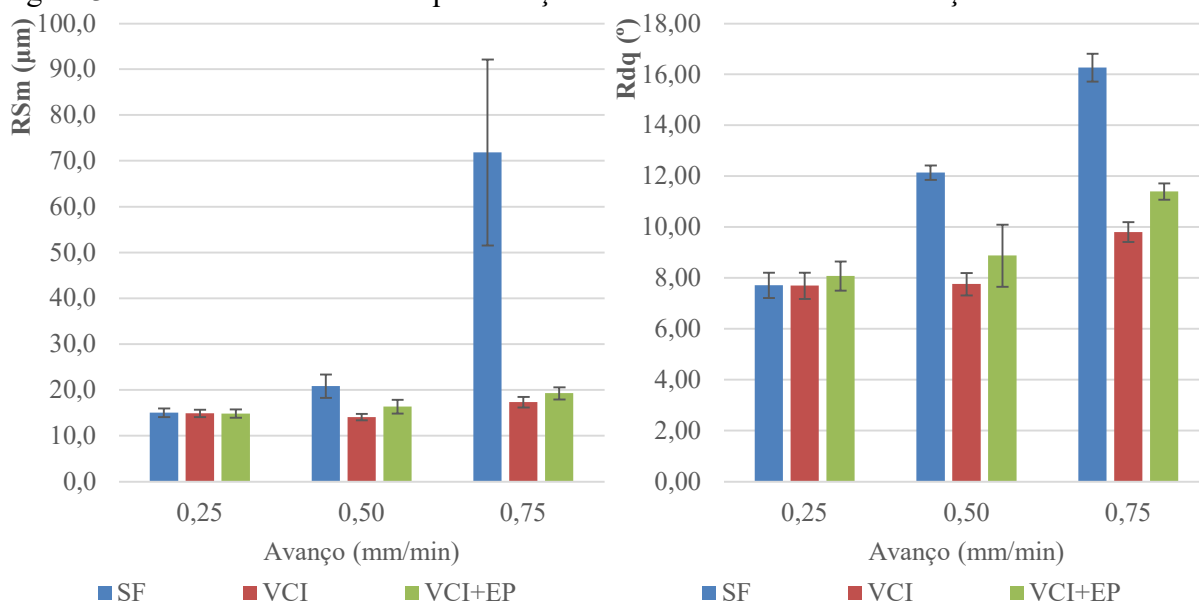
apresentaram reduções expressivas de 72% e 63% em R_t e 71% e 63% em R_z , respectivamente, em relação ao SF.

Analisando o desempenho em função da velocidade de avanço, com a variação de 0,25 para 0,50 mm/min (100%), R_t variou em 129%, -1% e +22% e R_z em +123%, -1% e +27%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Com a variação de 0,50 para 0,75 mm/min (50%), R_t aumentou em 146%, 62% e 68% e R_z em 142%, 64% e 59% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Por fim, observando o aumento total do avanço, de 0,25 para 0,75 mm/min (200%), nota-se que R_t aumentou em 463%, 60% e 105% e R_z em 441%, 63% e 102%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

Novamente, nas condições de usinagem mais severas (avanços de 0,50 e 0,75 mm/min), o fluido VCI gerou as superfícies com os menores parâmetros de rugosidade de amplitude, seguido pelo VCI+EP e, por fim, pelo SF, que apresentou as superfícies mais irregulares, com picos mais altos e vales mais profundos, como pode ser observado nas imagens de MEV e 3D (Figura 29 e Figura 30, respectivamente).

A Figura 34 apresenta o parâmetro de espaçamento R_{Sm} (largura média dos elementos do perfil) e o parâmetro híbrido R_{dq} (inclinação quadrática média do perfil).

Figura 34: Parâmetros R_{Sm} e R_{dq} em função do fluido de corte e do avanço.



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de R_{Sm} foram 15,06, 14,89 e 14,84 μm e os de R_{dq} foram 7,71, 7,70 e 8,08° para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Assim

como nos parâmetros analisados anteriormente, os fluidos apresentaram desempenhos equivalentes nessa condição.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de RSm foram 20,85, 14,08 e 16,37 μm e os de Rdq foram 12,14, 7,76 e 8,88° para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Portanto, nesta condição, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram reduções de 32% e 21% em RSm e 36% e 27% em Rdq, respectivamente, em relação ao SF.

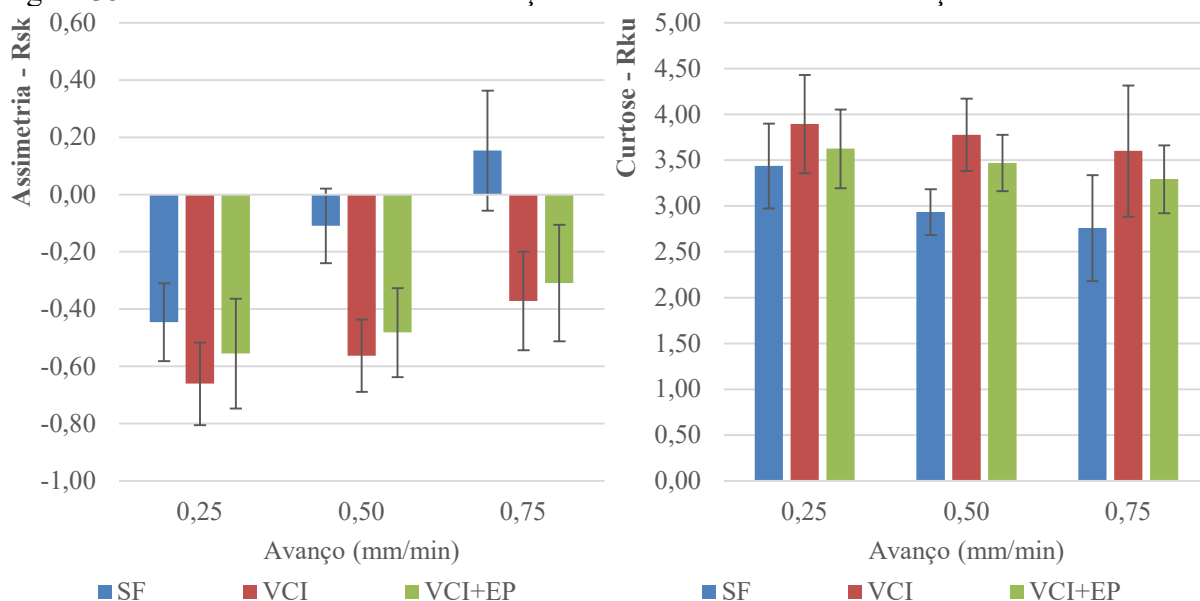
Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de RSm foram 71,84, 17,33 e 19,28 μm , e os de Rdq foram 16,27, 9,81 e 11,40° para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Portanto, na condição mais severa, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram valores significativamente menores em relação ao SF, com reduções de 76% e 73% em RSm e 40% e 30% em Rdq, respectivamente, em relação ao SF.

Analisando o desempenho em função do avanço, com a variação de 0,25 para 0,50 mm/min (100%), RSm variou em 38%, -5% e +10% e Rdq aumentou em 57%, 1% e 10% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Com a variação de 0,50 para 0,75 mm/min (50%), RSm aumentou em 245%, 23% e 18% e Rdq em 34%, 26% e 28% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Por fim, observando o aumento total do avanço, de 0,25 para 0,75 mm/min (200%), nota-se que RSm aumentou em 377%, 16% e 30% e Rdq em 111%, 27% e 41% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

Novamente, observou-se que, com o fluido VCI, foi possível dobrar a velocidade de avanço, de 0,25 para 0,50 mm/min, sem alterar os parâmetros RSm e Rdq, resultando em aumento de produtividade sem perda de qualidade. Com o fluido SF, a largura média dos elementos do perfil (RSm) e a inclinação RMS do perfil (Rdq) aumentaram significativamente, principalmente na condição mais severa, de 0,75 mm/min, resultando em uma superfície com picos e vales muito mais amplos do que aqueles tipicamente observados em processos de retificação (Figura 30g), como também será demonstrado nas análises dos parâmetros de assimetria - Rsk e curtose - Rku.

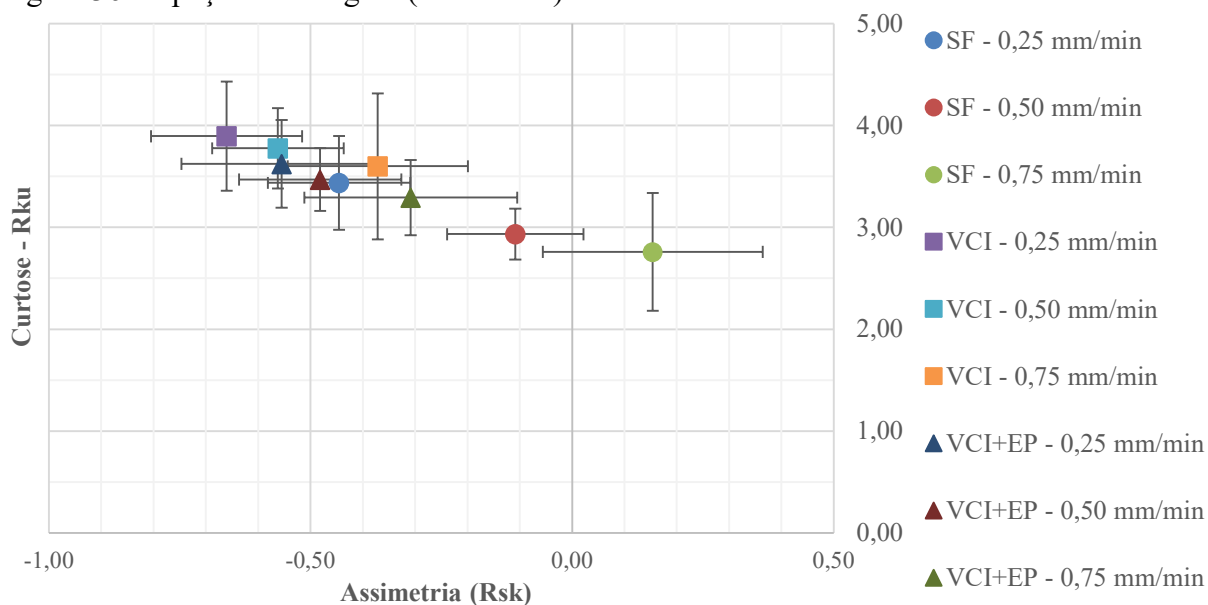
As Figura 35 e Figura 36 apresentam os parâmetros estatísticos de assimetria - Rsk e curtose - Rku e o espaço morfológico - Rsk x Rku.

Figura 35: Parâmetros Rsk e Rku em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Figura 36: Espaço morfológico (Rsk x Rku)



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de Rsk foram -0,45, -0,66 e -0,56 e os de Rku foram 3,44, 3,90 e 3,63 para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Os valores obtidos estão dentro dos valores típicos do processo de retificação (Figura 18), com assimetria negativa e curtose ligeiramente maior que três, indicando a predominância de vales e a presença de muitos picos e vales afiados.

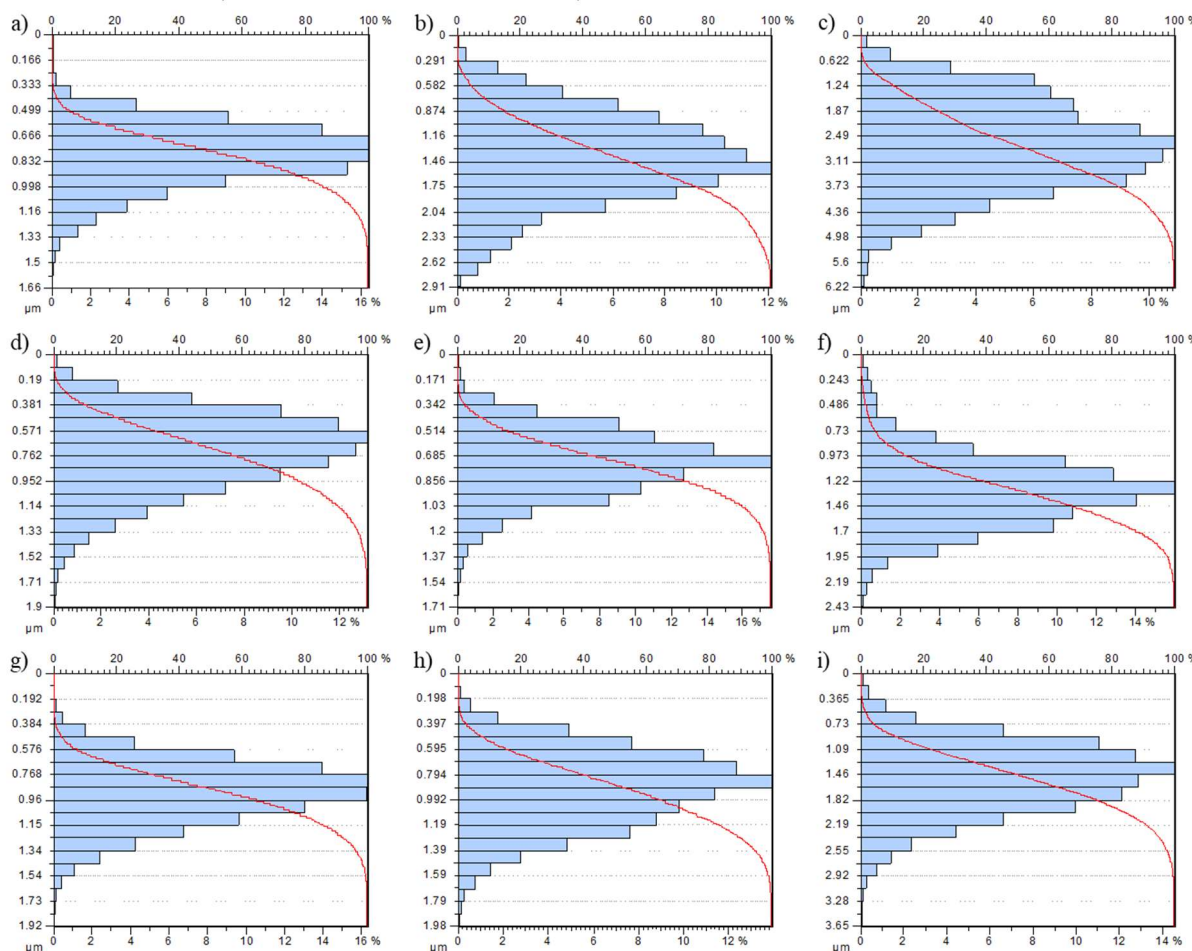
Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de R_{sk} foram -0,11, -0,56 e -0,48, e os de R_{ku} foram 2,93, 3,78 e 3,47, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Novamente, todos estão dentro dos valores típicos.

Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de R_{sk} foram 0,15, -0,37 e -0,31 e os de R_{ku} foram 2,76, 3,60 e 3,29 para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Neste caso, nota-se que a assimetria e a curtose do fluido SF ficaram fora dos valores típicos esperados para o processo de retificação.

Segundo Karmiris-Obratański et al. 2022), $R_{sk} < 0$ está relacionado a mais material existente acima da linha média, como superfícies sem picos altos ou com vales mais profundos, resultando em condições favoráveis de lubrificação, capacidade de carga adequada e maior resistência ao desgaste devido ao menor coeficiente de atrito, enquanto $R_{sk} > 0$ está relacionado a picos mais altos existentes na superfície, resultando em menor área de contato e pressão mais significativa, bem como maior coeficiente de atrito. Ainda segundo os autores, $R_{ku} < 3$ indica uma superfície com distribuição mais adequada de irregularidades, com picos mais planos e arredondados, resultando em maior resistência ao desgaste, porém com maior coeficiente de atrito, enquanto, para $R_{ku} > 3$, a superfície apresenta picos irregulares ou vales profundos, resultando em menor resistência ao desgaste e menor coeficiente de atrito.

A Figura 37 apresenta as curvas de Abbott-Firestone para cada condição testada.

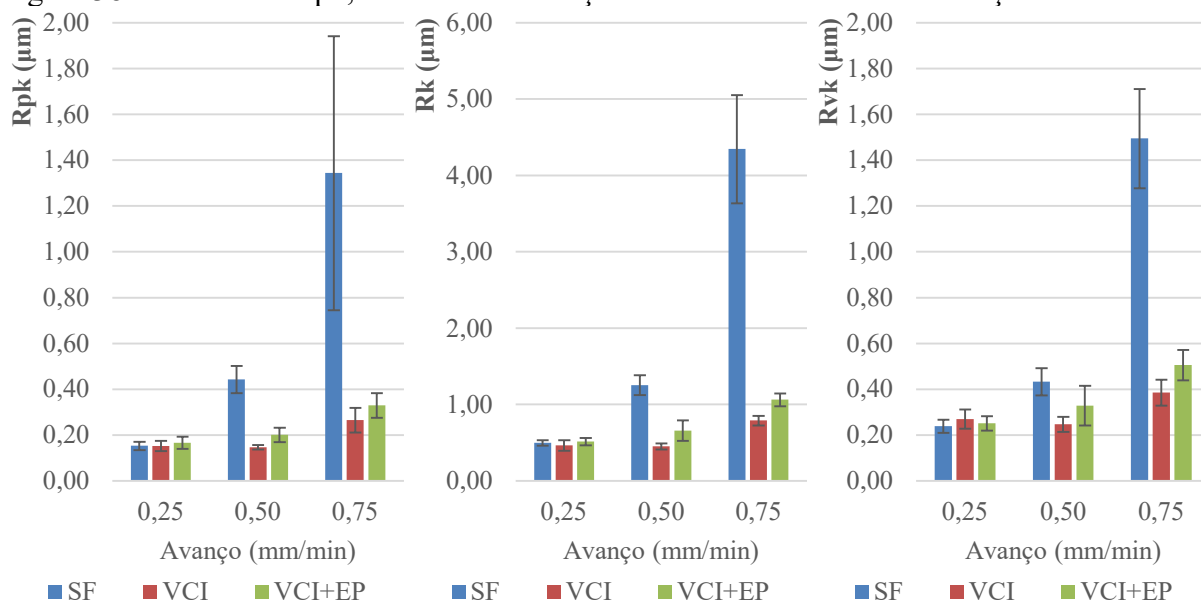
Figura 37: Curvas de Abbott-Firestone: a) SF - 0,25 mm/min; b) SF - 0,50 mm/min; c) SF - 0,75 mm/min; d) VCI - 0,25 mm/min; e) VCI - 0,50 mm/min; f) VCI - 0,75 mm/min; g) VCI+EP - 0,25 mm/min; h) VCI+EP - 0,50 mm/min; i) VCI+EP - 0,75 mm/min



Fonte: Autor, 2024.

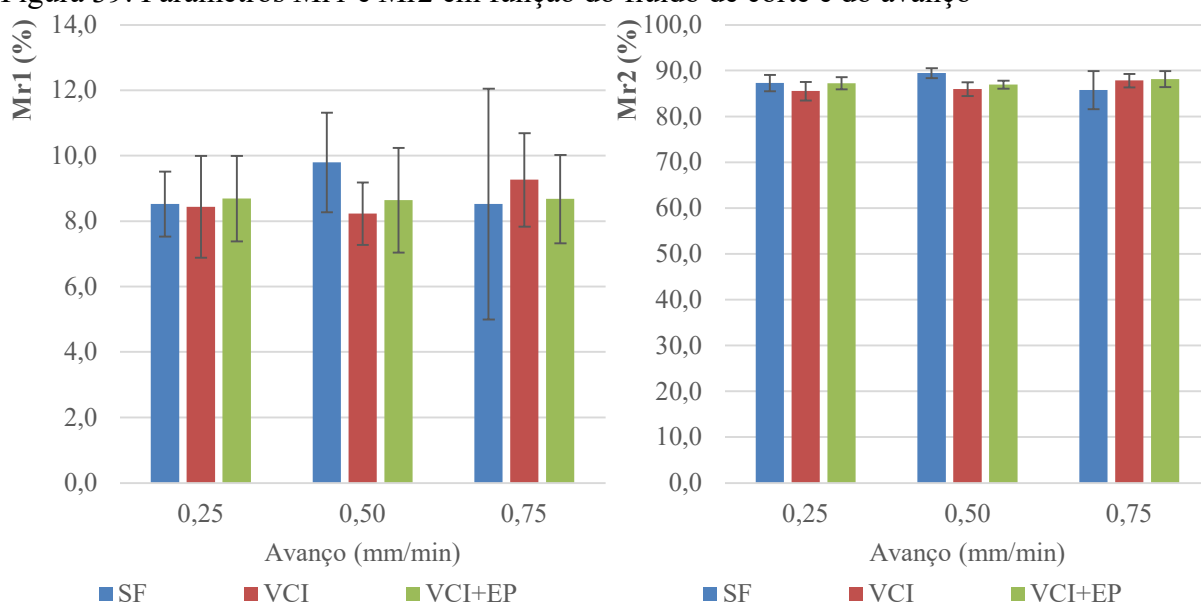
A curva de Abbott-Firestone é o método de caracterização mais comumente utilizado em perfilometria para avaliação de diversas propriedades de uma superfície, como atrito, lubrificação, resistência ao desgaste e capacidade de carga. Os parâmetros obtidos por meio da curva, Rpk, Rk, Rvk, Mr1 e Mr2, são apresentados nas Figura 38 e Figura 39. Rpk está relacionado às propriedades de *running-in* (atrito inicial entre duas superfícies deslizantes), representando os picos mais altos, que serão desgastados durante o carregamento inicial. Rvk indica a capacidade de retenção de fluidos e detritos da superfície. Rk está relacionado à capacidade de carga e vida útil do componente. Os parâmetros Mr1 e Mr2 representam a porcentagem de material acima e abaixo do núcleo, respectivamente.

Figura 38: Parâmetros Rpk, Rk e Rvk em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Figura 39: Parâmetros Mr1 e Mr2 em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de Rpk foram 0,15, 0,15 e 0,17 μm , os de Rk foram 0,50, 0,46 e 0,52 μm e os de Rvk foram 0,24, 0,27 e 0,25 μm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Os valores de Mr1 foram 8,53%, 8,44% e 8,69%, e os de Mr2 foram 87,32%, 85,53% e 87,24% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Conforme observado nos demais parâmetros de rugosidade analisados, os desempenhos dos três fluidos foram equivalentes nesta condição; ou seja, os componentes usinados apresentam as mesmas características funcionais. Segundo Silva et al. (2013), valores reduzidos de Rpk combinados

com Rvk maiores são bons atributos para superfícies tribológicas, como pode ser observado em todas as peças usinadas com essa velocidade de avanço.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de Rpk foram 0,44, 0,15 e 0,20 μm , os de Rk foram 1,26, 0,45 e 0,66 μm , e os de Rvk foram 0,43, 0,25 e 0,33 μm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Os valores de Mr1 foram 9,80, 8,23 e 8,64%, e os de Mr2 foram 89,47%, 85,96% e 86,96% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de Rpk foram 1,34, 0,27 e 0,33 μm , os de Rk foram 4,35, 0,79 e 1,06 μm , e os de Rvk foram 1,50, 0,39 e 0,51 μm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Os valores de Mr1 foram 8,52%, 9,27% e 8,68% e os de Mr2 foram 85,77%, 87,84% e 88,17% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

Analisando os parâmetros em função do avanço, com a variação de 0,25 para 0,50 mm/min (100%), Rpk aumentou 193%, 0% e 18%, Rk variou 152%, -2% e 27% e Rvk 79%, -7% e 32%, para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Com a variação de 0,50 para 0,75 mm/min (50%), Rpk aumentou 205%, 80% e 65%, Rk 245%, 76% e 61% e Rvk 249%, 56% e 55% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Por fim, observando a variação total do avanço, de 0,25 a 0,75 mm/min (200%), nota-se que Rpk aumentou 793%, 80% e 94%, Rk 770%, 72% e 104% e Rvk 525%, 44% e 104% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Proporcionalmente, Rpk aumentou mais que Rvk, sendo essa tendência muito mais acentuada quando utilizado o fluido SF, corroborando com os resultados observados no parâmetro de assimetria - Rsk, que também cresceu com o incremento do avanço. Os parâmetros Mr1 e Mr2 não apresentaram variações significativas em função da velocidade de avanço, indicando que a proporção de material presente nas regiões de picos, de vales e do núcleo permaneceu similar em todas as condições testadas.

O crescimento significativo dos parâmetros relacionados a picos e vales (Rp, Rv, Rpk, Rvk) observados com o fluido SF pode ser de interesse, dependendo da aplicação do componente usinado. Altos valores de pico são desejáveis para criar atrito, como em sistemas de freio e em superfícies que receberão tratamentos superficiais, como pintura e deposição. No entanto, essa característica é indesejável para componentes deslizantes, pois o elevado atrito resulta em vibrações e desgaste prematuro dos componentes. A presença de vales profundos aumenta a capacidade de retenção de fluidos e detritos pela superfície e melhora a conformabilidade da peça. Contudo, em processos de retificação, o aumento da rugosidade também facilita a nucleação e propagação de micro trincas, reduzindo assim a resistência à fadiga (Novovic et al., 2004). Superfícies com menor rugosidade resultam em menores níveis de vibração e ruído, maior refletividade e melhor aparência estética. Destarte, os parâmetros de

rugosidade devem ser definidos considerando as características funcionais do componente usinado (La Monaca et al., 2021).

A Tabela 12 apresenta a diferença no desempenho dos fluidos VCI e VCI+EP em relação ao SF e do VCI+EP em relação ao VCI para cada velocidade de avanço. A Tabela 13 expressa a variação de desempenho de cada fluido em relação ao aumento do avanço.

Tabela 12: Diferença de desempenho de VCI e VCI+EP em relação a SF e VCI+EP em relação a VCI para cada velocidade de avanço

	Avanço (mm/min)								
	Fluido de corte								
	0,25			0,50			0,75		
	VCI/ SF	VCI+EP/ SF	VCI+EP/ VCI	VCI/ SF	VCI+EP/ SF	VCI+EP/ VCI	VCI/ SF	VCI+EP/ SF	VCI+EP/ VCI
Ra	0%	7%	7%	-64%	-46%	50%	-80%	-73%	38%
Rq	-5%	5%	11%	-61%	-47%	37%	-79%	-72%	32%
Rp	-11%	-5%	6%	-61%	-49%	32%	-74%	-66%	34%
Rv	0%	4%	4%	-54%	-38%	34%	-68%	-59%	28%
Rt	-3%	2%	5%	-58%	-46%	30%	-72%	-63%	34%
Rz	-5%	0%	5%	-58%	-43%	34%	-71%	-63%	30%
Rsk	-47%	-24%	15%	-409%	-336%	14%	-347%	-307%	16%
Rku	13%	6%	-7%	29%	18%	-8%	30%	19%	-9%
RSm	-1%	-1%	0%	-32%	-21%	16%	-76%	-73%	11%
Rdq	0%	5%	5%	-36%	-27%	14%	-40%	-30%	16%
Rpk	0%	13%	13%	-66%	-55%	33%	-80%	-75%	22%
Rk	-8%	4%	13%	-64%	-48%	47%	-82%	-76%	34%
Rvk	13%	4%	-7%	-42%	-23%	32%	-74%	-66%	31%
Mr1	-1%	2%	3%	-16%	-12%	5%	9%	2%	-6%
Mr2	-2%	0%	2%	-4%	-3%	1%	2%	3%	0%

Fonte: Autor, 2024.

Tabela 13: Variação do desempenho de cada fluido em relação ao aumento da velocidade de avanço

	Variação da velocidade de avanço								
	Fluido de corte								
	0,25 para 0,50			0,50 para 0,75			0,25 para 0,75		
	SF	VCI	VCI+EP	SF	VCI	VCI+EP	SF	VCI	VCI+EP
Ra	160%	-7%	31%	215%	71%	57%	720%	60%	106%
Rq	145%	0%	24%	204%	63%	58%	645%	63%	95%
Rp	145%	6%	32%	154%	68%	70%	521%	78%	125%
Rv	107%	-4%	23%	131%	59%	53%	378%	53%	88%
Rt	129%	-1%	22%	146%	62%	68%	463%	60%	105%
Rz	123%	-1%	27%	142%	64%	59%	441%	63%	102%
Rsk	76%	15%	14%	236%	34%	35%	133%	44%	45%
Rku	-15%	-3%	-4%	-6%	-5%	-5%	-20%	-8%	-9%
RSm	38%	-5%	10%	245%	23%	18%	377%	16%	30%
Rdq	57%	1%	10%	34%	26%	28%	111%	27%	41%
Rpk	193%	0%	18%	205%	80%	65%	793%	80%	94%
Rk	152%	-2%	27%	245%	76%	61%	770%	72%	104%
Rvk	79%	-7%	32%	249%	56%	55%	525%	44%	104%
Mr1	15%	-2%	-1%	-13%	13%	0%	0%	10%	0%
Mr2	2%	1%	0%	-4%	2%	1%	-2%	3%	1%

Fonte: Autor, 2024.

Mais uma vez, a diferença significativa nas superfícies geradas pelos fluidos VCI e VCI+EP em relação ao SF fica evidente quando foram utilizadas maiores velocidades de avanço. A condição VCI - 0,50 mm/min se destaca, pois apresentou resultados equivalentes aos obtidos com o avanço de 0,25 mm/min.

Considerando que, para cada velocidade de avanço, todos os parâmetros de entrada foram mantidos constantes, variando-se apenas o fluido de corte aplicado, foi possível observar a influência significativa do fluido nas características topográficas das superfícies retificadas. Na velocidade de avanço de 0,25 mm/min, os três fluidos apresentaram desempenhos equivalentes, gerando superfícies com valores de rugosidade típicos para a retificação cilíndrica do aço ABNT 4340 endurecido.

Com o incremento do avanço para 0,50 mm/min, o fluido VCI manteve o seu desempenho, enquanto VCI+EP apresentou valores ligeiramente superiores. Já com o fluido SF, verificou-se um aumento significativo em todos os parâmetros observados, exceto na

curtose, único parâmetro que diminuiu com o aumento do avanço, conforme já discutido. Ainda assim, todas as superfícies geradas nessa condição permaneceram dentro do espaço morfológico típico da retificação.

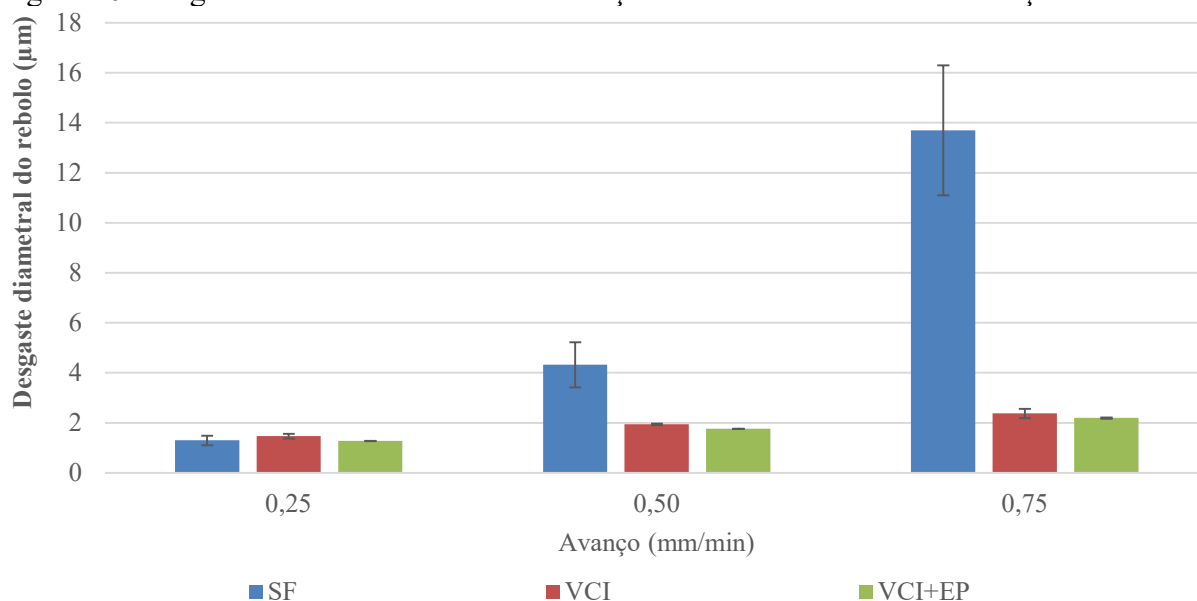
Na condição de maior avanço, de 0,75 mm/min, o panorama foi alterado. Os três fluidos apresentaram aumento em todos os parâmetros de rugosidade, com exceção da curtose, em relação às demais velocidades de avanço. Novamente, o fluido VCI obteve os menores valores, seguido pelo VCI+EP e, por fim, pelo SF, que gerou uma superfície com características diferentes daquelas esperadas para processos de retificação, conforme observado nas Figuras 28g, Figura 30g e Figura 36.

4.3. Desgaste diametral do rebolo

O desgaste do rebolo ocorre devido às interações tribológicas entre sua superfície e a peça usinada, que produz altas cargas mecânicas e térmicas na interface de corte, resultando em degradação dos grãos abrasivos e do ligante ao longo do processo. Na retificação, o desgaste pode ser classificado em duas categorias: micro desgaste, onde o grão pode sofrer desgaste por atrito, que resulta na perda de afiação das arestas de corte e no aumento da área de contato e por microfraturas, que criam novas arestas de corte e mantêm sua afiação, permitindo a remoção efetiva de material por um período prolongado; e macro desgaste, onde ocorrem fraturas significativas dos grãos e do ligante, alterando o perfil da superfície de corte do rebolo (Wegener et al., 2011). Nesse sentido, a aplicação de fluidos de corte é essencial para prolongar a vida da ferramenta, reduzindo o atrito e a temperatura durante a usinagem, o que favorece a ocorrência de micro desgaste frente ao macro desgaste.

A Figura 40 apresenta o desgaste diametral do rebolo para cada condição testada.

Figura 40: Desgaste diametral do rebolo em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de desgaste foram 1,30, 1,47 e 1,28 µm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Conforme observado nos parâmetros de rugosidade, os três fluidos apresentaram desempenhos equivalentes também em relação ao desgaste.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores de desgaste foram 4,33, 1,95 e 1,77 µm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP respectivamente. Os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram desgaste significativamente menor que o SF, com reduções de 55% e 59%, respectivamente. Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores de desgaste foram 13,70, 2,39 e 2,20 µm para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Novamente, os fluidos VCI e VCI+EP apresentaram reduções ainda mais significativas, de 82% e 84% em relação ao SF, respectivamente.

Com a variação da velocidade de avanço de 0,25 para 0,50 mm/min (100%), o desgaste aumentou em 233%, 33% e 38% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Com a variação de 0,50 para 0,75 mm/min (50%), o desgaste aumentou em 216%, 23% e 24% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Finalmente, observando a variação total do avanço, de 0,25 para 0,75 mm/min (200%), o desgaste aumentou em 954%, 63% e 71% para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente.

Considerando que os três fluidos utilizados foram sintéticos, diluídos em água na concentração de 3%, com viscosidades muito semelhantes e, portanto, com capacidades de refrigeração equivalentes, o melhor desempenho obtido pelo VCI e VCI+EP, principalmente

nas maiores velocidades de avanço, de 0,50 e 0,75 mm/min, pode ser justificado pela maior lubricidade desses fluidos, que contêm, em sua formulação, um agente de lubricidade que pode polimerizar em condições mais severas. Assim, quanto maior o aumento de pressão e temperatura devido ao aumento do avanço, maior a polimerização, formando um filme lubrificante na interface de corte. Além disso, os sais constituintes do *V-active* VCI interagem quimicamente com os agentes de lubricidade, potencializando seu efeito. O fluido VCI+EP obteve os melhores resultados de desgaste do rebolo, aproximadamente 10% menores que os do VCI. Entretanto, o VCI produziu as peças com melhor acabamento superficial (Tabela 11).

O fluido SF, com o aumento do avanço e, conseqüentemente, da severidade do processo, resultou em valores de desgaste expressivamente maiores em relação aos fluidos com *V-active* VCI, conforme observado na Figura 40. Sendo assim, pode-se inferir que, no avanço de 0,50 mm/min e principalmente no de 0,75 mm/min, o fluido SF não foi capaz de promover uma lubrificação adequada da interface de corte, o que levou a maiores forças e temperaturas, favorecendo a ocorrência de macro desgaste, que alterou significativamente a topografia do rebolo. O rebolo desgastado, por sua vez, devido à sua topografia mais irregular, favoreceu a ocorrência de deformações plásticas, o que gerou superfícies usinadas com parâmetros de rugosidade consideravelmente maiores (Tabela 11), com picos e vales mais largos (Figura 34), como também observado nas imagens MEV e 3D (Figura 29b e c; Figura 30d e g, respectivamente). Resultados semelhantes foram relatados por Nguyen; Butler (2008), que estudaram a correlação entre a topografia do rebolo e a performance da retificação. Os autores observaram que quanto mais severo o processo, maior a rugosidade e menor a quantidade de grãos ativos do rebolo e, conseqüentemente, maior a rugosidade da superfície usinada.

Ding et al. (2022) estudaram os mecanismos de desgaste do rebolo na retificação de trilhos. Quatro estágios distintos foram identificados no processo de desgaste de grãos: (i) desgaste por atrito foi predominante, (ii) microfraturas começam a ocorrer além do desgaste por atrito; (iii) macrofraturas começam a ocorrer além das microfraturas e do desgaste por atrito, (iv) grãos fraturados são arrancados. Os autores constataram que o rebolo teve o desempenho ideal quando o desgaste ocorreu predominantemente nos estágios (i) e (ii), por atrito e microfraturas. Em contraste, quando o estágio (iv) foi predominante, o desgaste aumentou significativamente e a qualidade do processo diminuiu. Pode-se inferir que, no presente estudo, nas velocidades de avanço de 0,50 e 0,75 mm/min, os fluidos VCI e VCI+EP mantiveram o desgaste principalmente nos estágios (i) e (ii), de atrito e microfraturas, enquanto com o fluido SF, os estágios (iii) e (iv), de macro fraturas e arrancamento de grãos, foram predominantes.

Yang; Lin (2024) investigaram a influência do desgaste da ferramenta na rugosidade da superfície usinada no processo de polimento da liga de níquel GH4169G. Os autores classificaram o desgaste em três estágios, inicial, intermediário e final, e constataram que a rugosidade decresceu no estágio inicial, atingiu seu valor mínimo no estágio intermediário e voltou a subir no estágio final, em função dos diferentes mecanismos de desgaste dos grãos presentes em cada estágio, apresentados anteriormente (seção 2.5.1.4). Resultados semelhantes foram obtidos por Qian et al. (2022) na retificação de Inconel 718 com rebolo de CNB, que observaram que a rugosidade decresceu no estágio de desgaste inicial, atingiu seu menor valor no estágio estável e voltou a subir no estágio acelerado.

Na presente pesquisa, os melhores resultados de desgaste nas velocidades de avanço de 0,50 e 0,75 mm/min foram obtidos pelo fluido VCI+EP, enquanto o VCI apresentou valores ligeiramente maiores, porém com menor rugosidade. Portanto, de maneira análoga aos trabalhos supracitados, pode-se inferir que os fluidos VCI+EP e VCI mantiveram o processo nos estágios inicial e intermediário (estável) de desgaste, respectivamente, enquanto o fluido SF, que apresentou os piores resultados em ambas as análises, levou o processo ao estágio final (acelerado) de desgaste.

Como citado na análise de rugosidade, o melhor desempenho dos fluidos com *V-active* VCI em relação ao convencional nas maiores velocidades de avanço pode ser justificada pela sua maior lubrificidade. Já o desempenho superior do fluido VCI+EP em relação ao VCI pode ser relacionado à presença adicional dos aditivos de extrema pressão, que em condições severas de pressão e temperatura, reagem quimicamente e formam um fino filme lubrificante, de espessura na ordem de 1 μm , capaz de reduzir o atrito e o desgaste, evitar a adesão nas superfícies e, conseqüentemente, aumentar a vida do rebolo (Li et al., 2022).

Os resultados obtidos para o desgaste do rebolo reforçam a hipótese de que o fluido VCI+EP poderia superar o VCI em condições mais severas de corte, como em velocidades de avanço mais elevadas ou com maiores volumes de material removido. No entanto, são necessários mais testes para essa averiguação, conforme indicado na seção “6. Sugestões para trabalhos futuros”.

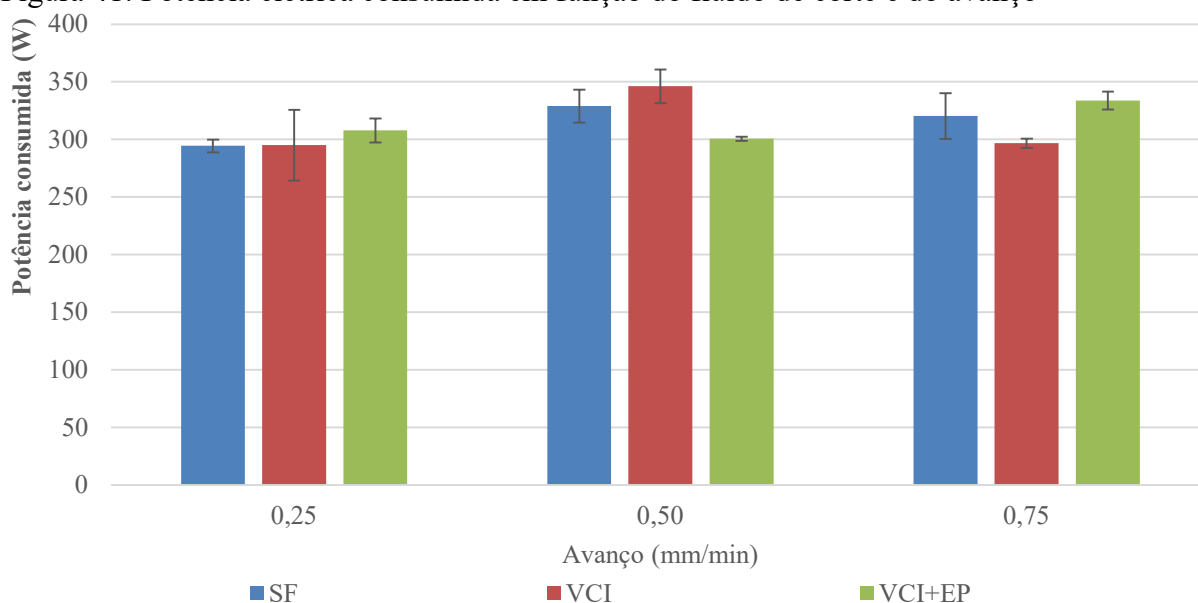
4.4. Potência elétrica consumida

O monitoramento da potência elétrica consumida é uma técnica não destrutiva amplamente utilizada em usinagem por apresentar baixos custos de implementação e manutenção e a possibilidade de acompanhamento do processo em tempo real. Permite a

estimativa de forças e temperaturas na zona de corte, evitando danos térmicos (Batista da Silva et al., 2018). Segundo Guo et al. (2007), a potência total na retificação é constituída pela soma de três componentes, relativos aos fenômenos de: atrito e deformação elástica, deformação plástica e corte efetivo de material (formação de cavacos).

A Figura 41 apresenta a potência elétrica consumida para cada condição de usinagem testada.

Figura 41: Potência elétrica consumida em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores de potência elétrica consumida foram 294, 295 e 308 W para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Conforme observado em todas as análises anteriores, os desempenhos foram equivalentes.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores foram 329, 346 e 301 W para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. O desempenho do VCI+EP foi ligeiramente superior, consumindo 9% e 13% menos potência do que SF e VCI, respectivamente.

Para o avanço de 0,75 mm/min, os valores foram 320, 297 e 334 W para os fluidos SF, VCI e VCI+EP, respectivamente. Neste caso, o VCI apresentou o melhor desempenho, consumindo 7% e 13% menos potência do que SF e VCI+EP, respectivamente.

O aumento na velocidade de avanço teve um efeito mínimo na potência elétrica consumida, contrastando com o impacto observado nos parâmetros de rugosidade e desgaste do rebolo. Embora as potências associadas ao atrito, deformação plástica e formação de cavaco tenham

variado em função do fluido de corte e do avanço, suas somatórias permaneceram dentro da faixa de aproximadamente 300 W.

4.5. Microestrutura e microdureza

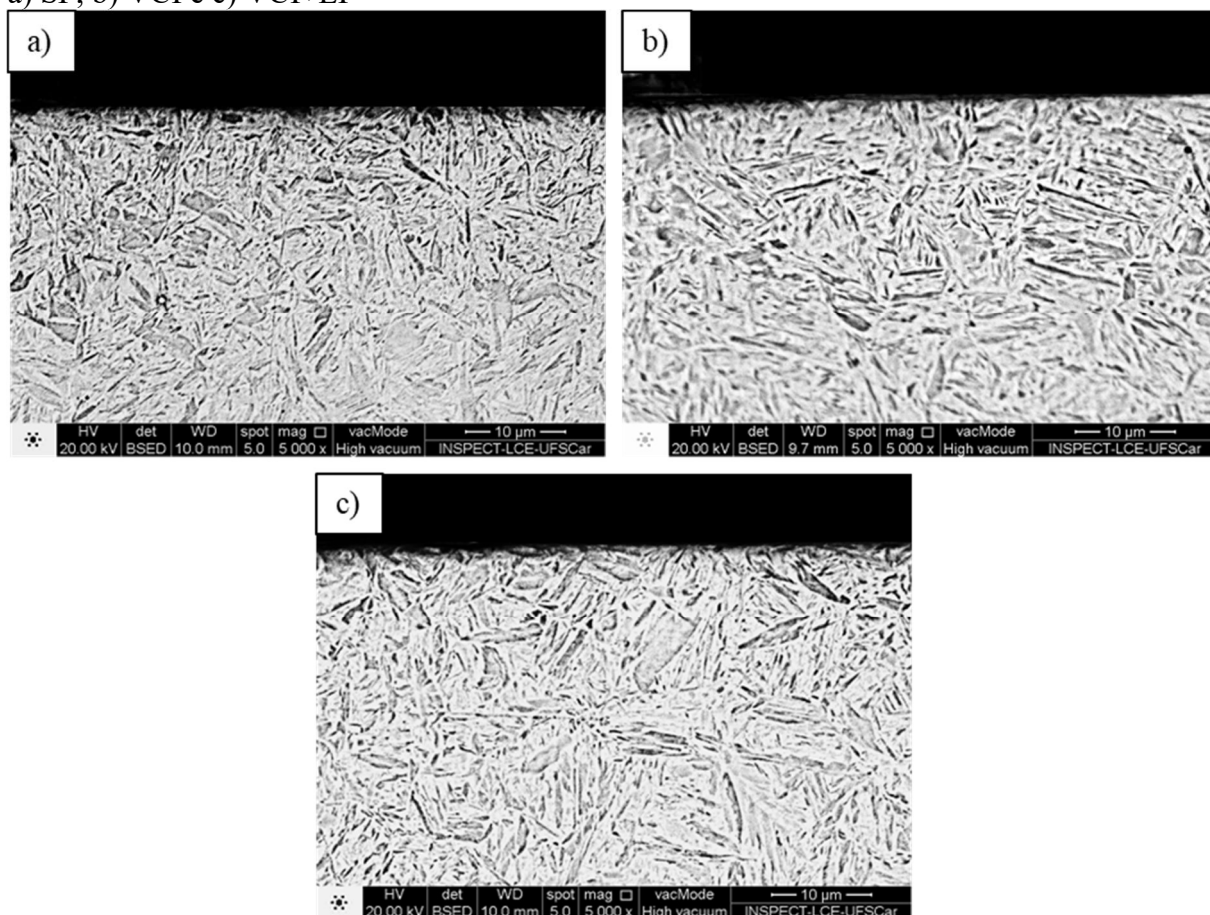
As propriedades mecânicas de uma peça, como resistência à tração e à fadiga, ductilidade, dureza e tenacidade à fratura, são diretamente influenciadas pela microestrutura dos materiais que a constituem. Como a retificação é geralmente um dos processos finais na cadeia de fabricação, realizada após a etapa de tratamento térmico, é imprescindível que não ocorram alterações microestruturais e danos térmicos, como mudanças de fase, queimas superficiais, formação de camadas branca e escura e nucleação de micro trincas, o que resultaria na rejeição da peça e no reinício de todo o processo de produção (Liao et al., 2021).

Segundo Shaw e Vyas, 1994, existem quatro principais tipos de danos metalúrgicos oriundos do processo de retificação, associados às elevadas temperaturas na superfície usinada: formação de camada de martensita não revenida (camada branca, extremamente frágil), formação de camada de martensita sobre revenida (camada escura, com dureza significativamente mais baixa), oxidação e descarbonização e surgimento de microtrincas superficiais.

Neste contexto, as análises de microscopia eletrônica de varredura - MEV e de microdureza foram realizadas em todas as peças após os ensaios de retificação, para verificação de possíveis alterações na microestrutura do material e de eventuais danos térmicos.

A Figura 42 apresenta as imagens de microscopia eletrônica de varredura - MEV, com ampliação de 5.000x, da lateral das amostras retificadas na condição mais crítica, com avanço de 0,75 mm/min.

Figura 42: Microscopia eletrônica de varredura da lateral da amostra, avanço de 0,75 mm/min: a) SF, b) VCI e c) VCI+EP

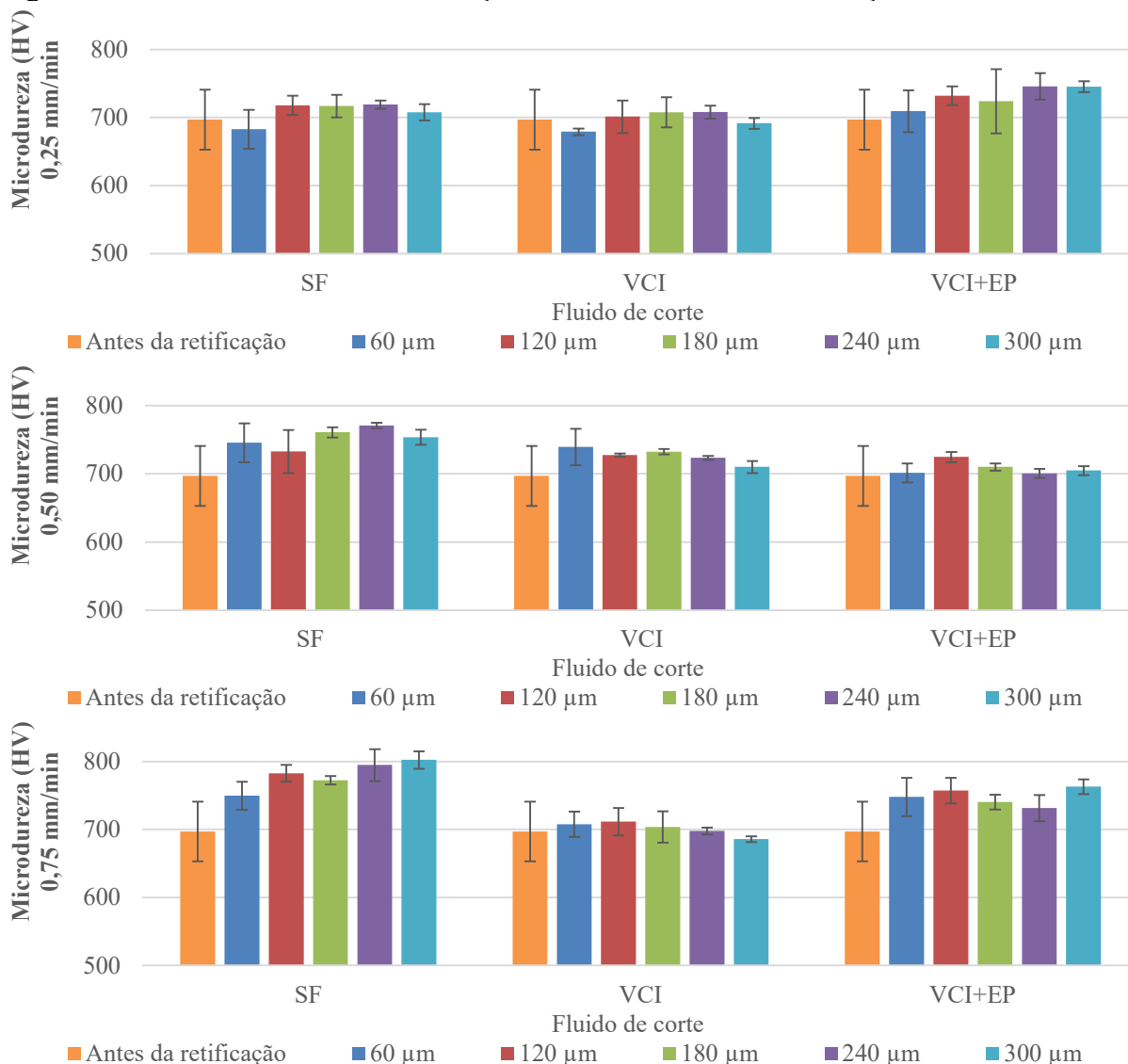


Fonte: Autor, 2024.

Pode-se observar que não existe indicativo da ocorrência de danos térmicos, como camadas brancas ou escuras e que a microestrutura presente nas amostras é predominantemente a martensita revenida, típica do aço ABNT 4340 temperado e revenido, indicando que o processo de retificação não provocou mudanças microestruturais nem danos térmicos nas peças em nenhuma das condições testadas, ou seja, independentemente do fluido de corte e do avanço utilizados, as características microestruturais das peças foram mantidas após a usinagem.

A Figura 43 apresenta os valores médios das medições de microdureza realizadas para cada fluido de corte testado, em cinco diferentes distâncias da superfície retificada, para os avanços de 0,25 mm/min, 0,50 mm/min e 0,75 mm/min.

Figura 43: Microdureza Vickers em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

A microdureza média das peças antes dos ensaios foi de 697 ± 44 HV.

Para o avanço de 0,25 mm/min, os valores obtidos ficaram entre 679 HV e 746 HV, o que representa uma pequena variação, entre -2,6% e +7%, em relação ao valor médio observado antes da retificação. Além disso, nota-se que as variações ocorreram de maneira aleatória, ou seja, sem a presença de um padrão indicativo da ocorrência de diminuição ou aumento de dureza devido ao processo. Portanto, pode-se constatar que não houve alteração significativa na dureza das peças retificadas com essa velocidade de avanço, independentemente do fluido utilizado.

Para o avanço de 0,50 mm/min, os valores obtidos ficaram entre 701 HV e 771 HV, o que representa uma variação, entre 0,6% e 10,6%, em relação ao valor médio observado antes da retificação. Novamente, não se observa a presença de um padrão indicativo da ocorrência de alterações de dureza devido ao processo. Portanto, pode-se constatar que também não houve

alteração significativa na dureza das peças retificadas com essa velocidade de avanço, independentemente do fluido utilizado.

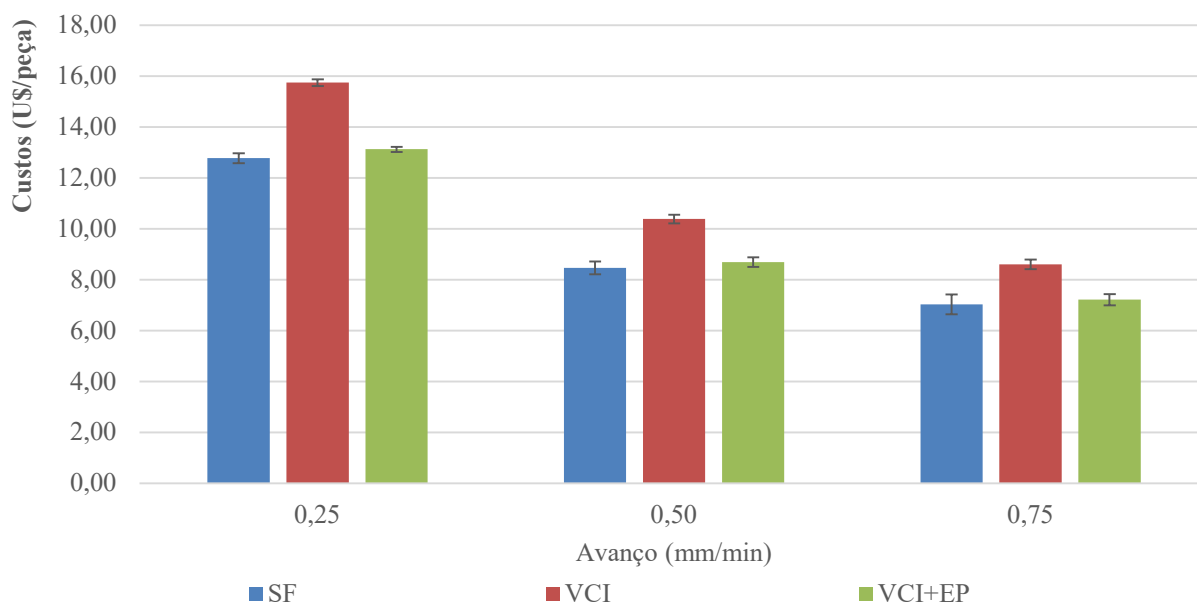
Finalmente, para o avanço de 0,75 mm/min, os valores obtidos ficaram entre 750 HV e 802 HV para o fluido SF, o que representa a maior variação observada, entre 7,6% e 15,1%, em relação ao valor médio antes da retificação. Para os fluidos VCI e VCI+EP, os valores ficaram entre 686 HV e 763 HV, variações de -1,6% a +9,5% em relação à referência. Assim como nos avanços anteriores, não foi observado algum tipo de padrão nas medições que pudesse indicar a ocorrência de variações de dureza devido ao processo. Sendo assim, pode-se inferir que, para a condição mais severa, também não houve alteração significativa na dureza das peças retificadas, independentemente do fluido utilizado. No entanto, o emprego do fluido SF resultou em maior aumento na microdureza, que pode ser justificado por sua menor capacidade de lubrificação, que levou a um maior desgaste do rebolo e, conseqüentemente a cargas mecânicas e térmicas mais elevadas em relação aos demais fluidos. A depender da função do componente usinado, a elevação de sua dureza sem alterações microestruturais, conforme observado nessa condição, pode ser interessante, visto que é associada ao aumento da resistência à fadiga (Sales et al., 2020).

Segundo Malkin e Guo, 2008, quanto mais eficiente a lubrificação do processo, menor a probabilidade de ocorrência de degradações térmicas na peça. Portanto, os resultados obtidos nas análises de microscopia eletrônica de varredura e microdureza demonstram que, independentemente do fluido de corte e da velocidade de avanço aplicados, não houve alterações microestruturais ou danos térmicos às peças, ou seja, todos os fluidos testados apresentaram lubrificação e refrigeração suficientes para evitar a ocorrência desses fenômenos.

4.6. Custos

As inovações no setor industrial são acompanhadas por previsões detalhadas dos custos envolvidos (Oliveira et al., 2009). Neste contexto, a Figura 44 apresenta a análise de custos para cada condição testada, utilizando a metodologia apresentada na seção 3.3.9.

Figura 44: Análise de custos em função do fluido de corte e do avanço



Fonte: Autor, 2024.

Na Figura 44, observa-se que os custos foram reduzidos com o aumento da velocidade de avanço. Para os avanços de 0,50 e 0,75 mm/min, os custos foram, em média, 34% e 45% menores, respectivamente, em relação ao menor avanço, de 0,25 mm/min. Segundo Talon et al. (2021), esse comportamento se deve à influência significativa do tempo de corte e do dos fluidos de corte nos custos totais. À medida que o avanço aumenta, o tempo de execução da operação é reduzido, diminuindo também o volume de fluido necessário.

Ao comparar os fluidos testados nas mesmas velocidades de avanço, não houve diferenças significativas de custo entre SF e VCI+EP. No entanto, este último produziu peças de melhor qualidade superficial, especialmente nas condições de maior avanço, 0,50 e 0,75 mm/min. Portanto, SF pode ser substituído por VCI+EP para obter superfícies de menor rugosidade sem aumento de custos.

Por fim, o maior custo de retificação foi observado com a utilização do fluido VCI, aproximadamente 22% maior que o dos demais, devido ao seu maior valor de aquisição. Portanto, para o avanço de 0,25 mm/min, a escolha do VCI não se justifica, visto que as superfícies geradas pelos três fluidos foram equivalentes. Entretanto, para os avanços de 0,50 e 0,75 mm/min, a aplicação do VCI gerou superfícies com rugosidades significativamente menores (Tabela 12 e Tabela 13) e, portanto, seu maior custo é justificado pela qualidade obtida.

5. CONCLUSÕES

Analisando os resultados obtidos após os ensaios de retificação cilíndrica externa de mergulho do aço ABNT 4340, temperado e revenido, com rebolo convencional de alumina (Al_2O_3), utilizando-se três fluidos de corte (SF, VCI e VCI+EP), em três velocidades de avanço (0,25 mm/min, 0,50 mm/min e 0,75 mm/min), totalizando nove condições de usinagem, pode-se concluir que:

- Na velocidade de avanço de 0,25 mm/min, os três fluidos apresentaram desempenhos equivalentes em relação à rugosidade superficial, desgaste do rebolo e potência consumida. Portanto, os fluidos SF e VCI+EP se apresentaram mais vantajosos devido aos seus menores custos em comparação ao VCI.

- Na velocidade de avanço de 0,50 mm/min, o fluido VCI apresentou os menores resultados de rugosidade, equivalentes aos obtidos no menor avanço, porém com os maiores custos. O VCI+EP obteve desempenho de rugosidade intermediário e os menores valores de desgaste do rebolo e de custos. O SF gerou as superfícies de maior rugosidade, mas também com os menores custos. Portanto, a escolha do fluido deve considerar as características funcionais do componente usinado.

- Na velocidade de avanço de 0,75 mm/min, o fluido VCI novamente produziu as superfícies de menor rugosidade, seguido por VCI+EP e SF. A diferença nos parâmetros de rugosidade foi ainda mais significativa, justificando o maior custo do VCI. A aplicação do VCI+EP resultou em rugosidade intermediária, mas com menores valores de desgaste do rebolo e de custos. O fluido SF gerou superfícies com características fora do espaço morfológico típico do processo de retificação e desgaste significativo do rebolo, sendo sua aplicação não aconselhável nessa velocidade de avanço.

- Não foram observados danos térmicos ou alterações microestruturais nas condições testadas.

- A aplicação dos fluidos de corte VCI e VCI+EP, que contém os inovadores inibidores de corrosão voláteis *V-active* VCI, resultou em superfícies com parâmetros de rugosidade significativamente menores em relação ao fluido convencional nas maiores velocidades de avanço, permitindo aumento de produtividade sem comprometimento da qualidade das peças usinadas. Destaca-se a condição VCI - 0,50 mm/min, onde os parâmetros de rugosidade foram equivalentes aos obtidos no menor avanço, de 0,25 mm/min.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseado no conhecimento produzido no desenvolvimento da pesquisa, seguem algumas sugestões para trabalhos futuros, visando aprofundar os estudos sobre o processo de retificação:

- Ampliar a análise dos fluidos de corte para compreensão da diferença de desempenho observada (condutividade térmica, ensaios tribológicos e de composição química).
- Avaliar a influência dos fluidos contendo *V-active* VCI nos desvios de circularidade das peças usinadas.
- Avaliar o desempenho dos fluidos contendo *V-active* VCI em técnicas alternativas de lubrificação (MQL, CMQL, MQL+WJC, MQL+CWCJ).
- Avaliar o desempenho dos fluidos contendo *V-active* VCI em outros processos de usinagem.
- Avaliar o desempenho dos fluidos contendo *V-active* VCI com outros materiais de difícil usinagem, como aços inoxidáveis, ligas de níquel e de titânio e ferros fundidos.
- Realizar ensaios com rebolo de cBN e comparar os resultados com os obtidos com o rebolo convencional (Al_2O_3).
- Avaliar a evolução da rugosidade da superfície usinada e do desgaste do rebolo em função do volume de material removido.
- Ampliar a análise dos corpos de prova, utilizando técnicas de difração por raio-X (tensões residuais) e microscopia de força atômica (atrito) e ensaios de resistência à fadiga.
- Ampliar a análise da superfície de corte do rebolo, utilizando técnicas de microscopia eletrônica de varredura - MEV, espectroscopia por energia dispersiva - EDS, microscopia óptica digital 3D e microscopia confocal.
- Ampliar o monitoramento durante os ensaios, através da utilização de dinamômetro (forças de corte) e termopares (temperatura).
- Analisar os cavacos gerados em cada condição de teste utilizando microscopia eletrônica de varredura - MEV.

REFERÊNCIAS

- ALEXANDRE, F. A. et al. Depth of dressing optimization in CBN wheels of different friabilities using acoustic emission (AE) technique. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 106, n. 11–12, p. 5225–5240, 5 fev. 2020.
- AZARHOUSHANG, B. et al. **Tribology and fundamentals of abrasive machining processes**. [s.l.] William Andrew, 2021.
- BASTIDAS, D. M.; CANO, E.; MORA, E. M. Volatile corrosion inhibitors: a review. **Anti-Corrosion Methods and Materials**, v. 52, n. 2, p. 71–77, jan. 2005.
- BATISTA DA SILVA, R. 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, 9 out. 2018.
- BENEDICTO, E.; CAROU, D.; RUBIO, E. M. Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems Used in Machining Processes. **Procedia Engineering**, v. 184, p. 99–116, 2017.
- BHUSHAN, B. **Modern Tribology Handbook, Two Volume Set**. [s.l.] CRC Press, 2000.
- BUSSIBA, A.; KENDLER, M. Microstructure Modifications due to Abusive Grinding Resulted in Unexpected Catastrophic Failure of Main Landing Gear in Civilian Aircraft. **Journal of Failure Analysis and Prevention**, v. 23, n. 2, p. 671–681, 1 abr. 2023.
- CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials science and engineering: an introduction**. 10 Ed. ed. Hoboken, NJ: Wiley, 2018.
- DA SILVA, L. R. et al. Study of 3D parameters and residual stress in grinding of AISI 4340 steel hardened using different cutting fluids. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 100, n. 1–4, p. 895–905, 16 jan. 2019.
- DA SILVA, L. R. et al. Evaluation of machined surface of the hardened AISI 4340 steel through roughness and residual stress parameters in turning and grinding. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, n. 1–2, p. 791–803, 2020.

DAMBATTA, Y. S. et al. **Grinding with minimum quantity lubrication: a comparative assessment. International Journal of Advanced Manufacturing Technology** Springer Science and Business Media Deutschland GmbH, , 1 set. 2023.

DANIEL, D. M. et al. Grinding comparative between ductile iron and austempered ductile iron under CBN wheel combined to abrasive grains with high and low friability. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 109, n. 9–12, p. 2679–2690, 5 ago. 2020.

DE PAIVA, R. L. et al. Surface roughness and morphology evaluation of bearing steel after grinding with multilayer graphene platelets dispersed in different base fluids. **Wear**, v. 523, 15 jun. 2023.

DEBNATH, S.; REDDY, M. M.; YI, Q. S. **Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: A review. Journal of Cleaner Production** Elsevier Ltd, , 15 nov. 2014.

DEMIRBAS, E.; KOBYA, 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, 1 jan. 2017.

DENKENA, B.; KÖHLER, J.; KÄSTNER, J. Chip formation in grinding: An experimental study. **Production Engineering**, v. 6, n. 2, p. 107–115, abr. 2012.

DING, H. et al. Wear mechanisms of abrasive wheel for rail facing grinding. **Wear**, v. 504–505, 15 set. 2022.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. [s.l.] Artliber Editora, 2006.

FIELD, M.; KEGG, R.; BUESCHER, S. Computerized Cost Analysis of Grinding Operations. **CIRP Annals**, v. 29, n. 1, p. 233–237, 1980.

FUTURE MARKET INSIGHTS. Cutting Fluid Market Outlook (2023 to 2033). . 2024.

GAO, J. et al. Effects of Oil and Solid Body Temperatures on Elastohydrodynamic Lubrication Film Formation. **Lubricants**, v. 12, n. 2, 1 fev. 2024.

GENOVEZ, M. C. **New concept for metallic protection against corrosion: *V-active* VCI.** [s.l: s.n.].

GLOBAL PETRO PRICES. **Electricity Prices.** Disponível em: https://www.globalpetrolprices.com/electricity_prices/. Acesso em: 14 nov. 2024.

GODINO, L. et al. On the development and evolution of wear flats in microcrystalline sintered alumina grinding wheels. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 32, p. 494–505, 1 abr. 2018.

GUO, C. et al. Power and wheel wear for grinding nickel alloy with plated CBN wheels. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, 2007.

GUO, Z. et al. Wear characteristics of micro-structured CVD diamond grinding tools. **Wear**, v. 514–515, 15 fev. 2023a.

GUO, Z. et al. Three-dimensional topography modelling and grinding performance evaluating of micro-structured CVD diamond grinding wheel. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 244, 15 abr. 2023b.

HAMRAN, N. N. N. et al. A review on recent development of minimum quantity lubrication for sustainable machining. **Journal of Cleaner Production**, v. 268, p. 122165, set. 2020.

HU, Y. et al. Microstructure evolution of railway pearlitic wheel steels under rolling-sliding contact loading. **Tribology International**, v. 154, 1 fev. 2021.

IBRAHIM, A. M. M. et al. Energy conservation and environmental sustainability during grinding operation of Ti–6Al–4V alloys via eco-friendly oil/graphene nano additive and Minimum quantity lubrication. **Tribology International**, v. 150, 1 out. 2020.

IBRAHIM, A. M. M. et al. Cooling and lubrication techniques in grinding: A state-of-the-art review, applications, and sustainability assessment. **Chinese Journal of Aeronautics**, v. 36, n. 7, p. 76–113, 1 jul. 2023.

ISO 21920-2:2021. **Geometrical product specifications (GPS) — Surface texture: Profile Part 2: Terms, definitions and surface texture parameters.** 1. ed. [s.l: s.n.].

JEDAMSKI, R. et al. Towards developing a control of grinding processes using a combination of grinding power evaluation and Barkhausen noise analysis. **Production Engineering**, v. 18, n. 2, p. 339–351, 2 abr. 2024.

JIA, D. et al. Lubrication-enhanced mechanisms of titanium alloy grinding using lecithin biolubricant. **Tribology International**, v. 169, 1 maio 2022.

JOUINI, N.; REVEL, P.; THOQUENNE, G. Influence of surface integrity on fatigue life of bearing rings finished by precision hard turning and grinding. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 57, p. 444–451, 1 set. 2020.

KAPŁONEK, W.; NADOLNY, K. Assessment of the grinding wheel active surface condition using SEM and image analysis techniques. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 35, n. 3, p. 207–215, 1 out. 2013.

KAPŁONEK, W.; NADOLNY, K.; HABRAT, W. Morphology of near- and semispherical melted chips after the grinding processes using sol-gel abrasives based on SEM-imaging and analysis. **Advances in Materials Science and Engineering**, v. 2016, 2016.

KARMIRIS-OBRAŃSKI, P. et al. Experimental study on the effect of the cooling method on surface topography and workpiece integrity during trochoidal end milling of Incoloy 800. **Tribology International**, v. 176, 1 dez. 2022.

KING, R. I.; HAHN, R. S. **Handbook of modern grinding technology**. [s.l.] Springer Science & Business Media, 2012.

KISHORE, K.; CHAUHAN, S. R.; SINHA, M. K. Investigation on Grindability Improvement of Inconel 625 using Multi-walled Carbon Nanotubes Nanofluids-Assisted Minimum Quantity Lubrication Surface Grinding. **Journal of Materials Engineering and Performance**, 2024.

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

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. Dry Cutting. **CIRP Annals**, v. 46, n. 2, p. 519–526, 1997.

KUBIAK, K. J. et al. Wettability versus roughness of engineering surfaces. **Wear**, v. 271, n. 3–4, p. 523–528, jun. 2011.

KUPPUSWAMY, R. et al. A study on intelligent grinding systems with industrial perspective. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 115, n. 11–12, p. 3811–3827, 11 ago. 2021.

KURAM, E. et al. Evaluation of New Vegetable-Based Cutting Fluids on Thrust Force and Surface Roughness in Drilling of AISI 304 Using Taguchi Method. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 26, n. 9, p. 1136–1146, set. 2011.

LA MONACA, A. et al. **Surface integrity in metal machining - Part II: Functional performance. International Journal of Machine Tools and Manufacture**Elsevier Ltd, , 1 maio 2021.

LI, H. et al. **Extreme pressure and antiwear additives for lubricant: academic insights and perspectives. International Journal of Advanced Manufacturing Technology**Springer Science and Business Media Deutschland GmbH, , 1 maio 2022.

LI, Y. et al. Multi-objective optimization of surface morphology using fractal and multi-fractal analysis for dry milling of AISI 4340. **Measurement: Journal of the International Measurement Confederation**, v. 222, 30 nov. 2023.

LIANG, G. et al. An Investigation of the Influence of Initial Roughness on the Friction and Wear Behavior of Ground Surfaces. **Materials**, v. 11, n. 2, p. 237, 4 fev. 2018.

LIAO, Z. et al. Surface integrity in metal machining - Part I: Fundamentals of surface characteristics and formation mechanisms. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 162, n. December 2020, p. 103687, 2021.

LOPES, J. C. et al. Effect of CBN grain friability in hardened steel plunge grinding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 103, n. 1–4, p. 1567–1577, 7 jul. 2019.

LUO, X. et al. **Sustainable development of cutting fluids: The comprehensive review of vegetable oil. Journal of Cleaner Production**Elsevier Ltd, , 1 out. 2024.

MACHADO, A. R. et al. **Comprehensive review of advanced methods for improving the parameters of machining steels. Journal of Manufacturing Processes**Elsevier Ltd, , 15 set. 2024.

MADADI, F. et al. Influence of surface roughness and hydrophobicity of bipolar plates on PEM performance. **Surface and Coatings Technology**, v. 389, p. 125676, maio 2020.

MALKIN, S.; GUO, C. **Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives**. 2^{ed} ed. New York: Industrial Press Inc, 2008.

MARKET RESEARCH INTELLECT. **Water Soluble Cutting Fluids Market**. Disponível em: <<https://www.marketresearchintellect.com/product/global-water-soluble-cutting-fluids-market/>>. Acesso em: 14 nov. 2024.

MCDONALD, A.; BAUER, R.; WARKENTIN, A. Design and validation of a grinding wheel optical scanner system to repeatedly measure and characterize wheel surface topography. **Measurement**, v. 93, p. 541–551, 2016.

MIAO, Q. et al. Comparative investigation on wear behavior of brown alumina and microcrystalline alumina abrasive wheels during creep feed grinding of different nickel-based superalloys. **Wear**, v. 426–427, p. 1624–1634, 30 abr. 2019.

MOLNAR, V. Tribological Properties and 3D Topographic Parameters of Hard Turned and Ground Surfaces. **Materials**, v. 15, n. 7, 1 abr. 2022.

MORETTI, G. B. et al. Eco-friendly grinding: exploring the potential of volatile corrosion inhibitors. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 134, n. 1, p. 795–809, 1 set. 2024.

NGUYEN, A. T.; BUTLER, D. L. Correlation of grinding wheel topography and grinding performance: A study from a viewpoint of three-dimensional surface characterisation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 208, n. 1–3, p. 14–23, 21 nov. 2008.

NOVOVIC, D. et al. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 2–3, p. 125–134, 2004.

OLIVEIRA, J. F. G. et al. Industrial challenges in grinding. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 58, n. 2, p. 663–680, 2009.

ONU. **Objetivos de Desenvolvimento Sustentável**.

PAWLUS, P.; REIZER, R. **Profilometric measurement of low wear: A review**. **Wear** Elsevier Ltd, , 15 nov. 2023.

PAWLUS, P.; REIZER, R.; WIECZOROWSKI, M. Functional Importance of Surface Texture Parameters. **Materials**, v. 14, n. 18, p. 5326, 15 set. 2021.

PRAMANIK, A. et al. Fatigue life of machined components. **Advances in Manufacturing**, v. 5, n. 1, p. 59–76, 17 mar. 2017.

PUSAVEC, F. et al. Transitioning to sustainable production - Part II: Evaluation of sustainable machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, n. 12, p. 1211–1221, ago. 2010a.

PUSAVEC, F. et al. Transitioning to sustainable production – part II: evaluation of sustainable machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, n. 12, p. 1211–1221, 1 ago. 2010b.

PUSAVEC, F.; KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Transitioning to sustainable production - Part I: application on machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, n. 2, p. 174–184, jan. 2010.

QIAN, N. et al. CBN grain wear during eco-benign grinding of nickel-based superalloy with oscillating heat pipe abrasive wheel. **Ceramics International**, v. 48, n. 7, p. 9692–9701, abr. 2022.

RAO, R. V; PAWAR, P. J. Grinding process parameter optimization using non-traditional optimization algorithms. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 224, n. 6, p. 887–898, 1 jun. 2010.

RIBEIRO, F. S. F. et al. Comparative analysis between resinoid and vitrified bond grinding wheel under interrupted cutting. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 109, n. 1–2, p. 75–85, 30 jul. 2020.

RIBEIRO, F. S. F. et al. Sustainable grinding: mitigating CO2 emissions through MQL+W CJ technique in AISI VP50 steel processing. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 129, n. 11, p. 5421–5433, 1 dez. 2023.

RODRIGUES, M. DE S. et al. Evaluating the impact of corrosion inhibitors on grinding process efficiency. **Wear**, v. 558–559, 15 dez. 2024.

ROWE, W. B. **Principles of modern grinding technology**. 2. ed. United States: William Andrew, 2014.

RUZZI, R. DE S. et al. Topographical analysis of machined surfaces after grinding with different cooling-lubrication techniques. **Tribology International**, v. 141, 1 jan. 2020.

RUZZI, R. DE S. et al. Comprehensive study on Inconel 718 surface topography after grinding. **Tribology International**, v. 158, 1 jun. 2021.

RYDZ, J.; ŠIŠKOVÁ, A.; ANDICSOVÁ ECKSTEIN, A. Scanning Electron Microscopy and Atomic Force Microscopy: Topographic and Dynamical Surface Studies of Blends, Composites, and Hybrid Functional Materials for Sustainable Future. **Advances in Materials Science and Engineering**, v. 2019, p. 1–16, 10 jul. 2019.

SAID, Z. et al. A comprehensive review on minimum quantity lubrication (MQL) in machining processes using nano-cutting fluids. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 105, n. 5–6, p. 2057–2086, 2019.

SALES, W. F. et al. A review of surface integrity in machining of hardened steels. **Journal of Manufacturing Processes** Elsevier Ltd, , 1 out. 2020.

SANCHEZ, J. A. et al. Machining evaluation of a hybrid MQL-CO₂ grinding technology. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, n. 18, p. 1840–1849, 2010.

SATO, B. K. et al. Grinding performance of AISI D6 steel using CBN wheel vitrified and resinoid bonded. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 105, n. 5–6, p. 2167–2182, 21 dez. 2019.

SATO, B. K. et al. Evaluating the effect of MQL technique in grinding VP50IM steel with green carbide wheel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 121, n. 11, p. 7287–7294, 2022a.

SATO, B. K. et al. Novel comparison concept between CBN and Al₂O₃ grinding process for eco-friendly production. **Journal of Cleaner Production**, v. 330, 1 jan. 2022b.

SEDLAČEK, M.; PODGORNIK, B.; VIŽINTIN, J. Influence of surface preparation on roughness parameters, friction and wear. **Wear**, v. 266, n. 3–4, p. 482–487, 5 fev. 2009.

SEDLAČEK, M.; PODGORNIK, B.; VIŽINTIN, J. Correlation between standard roughness parameters skewness and kurtosis and tribological behaviour of contact surfaces. **Tribology International**. Anais...abr. 2012.

SHAW, M. C.; VYAS, A. Heat-Affected Zones in Grinding Steel. **CIRP Annals**, v. 43, n. 1, p. 279–282, 1 jan. 1994.

SILVA, E. J. DA et al. Strategies for production of parts textured by grinding using patterned wheels. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 62, n. 1, p. 355–358, 2013.

SINGH, G.; AGGARWAL, V.; SINGH, S. **Critical review on ecological, economical and technological aspects of minimum quantity lubrication towards sustainable machining.** *Journal of Cleaner Production* Elsevier Ltd, , 20 out. 2020.

TALON, A. G. et al. Effect of hardened steel grinding using aluminum oxide wheel under application of cutting fluid with corrosion inhibitors. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 104, n. 1–4, p. 1437–1448, 25 set. 2019.

TALON, A. G. et al. Grinding performance of hardened steel: a study about the application of different cutting fluids with corrosion inhibitor. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 108, n. 9–10, p. 2741–2754, 13 jun. 2020.

TALON, A. G. et al. Comparative evaluation of CBN wheels with abrasive grains of different friability applied to steel and ductile iron grinding process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 7 jan. 2021.

TIAN, L. et al. The influence of speed on material removal mechanism in high speed grinding with single grit. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 89, p. 192–201, 1 fev. 2015.

UHLMANN, E. et al. Influence of rail grinding process parameters on rail surface roughness and surface layer hardness. **Wear**, v. 366–367, p. 287–293, 15 nov. 2016.

VCI BRASIL. **Fluidos Anticorrosivos para Usinagem V-active®**. Disponível em: <<https://vcibrasil.com.br/lp/fluido-anticorrosivo-de-usinagem-vci/>>. Acesso em: 14 nov. 2024.

VOROBYOVA, V.; SKIBA, M.; CHYGYRYNETS', O. A novel eco-friendly vapor phase corrosion inhibitor of mild steel. **Pigment and Resin Technology**, v. 48, n. 2, p. 137–147, 27 fev. 2019.

VRČEK, A. et al. Micro-pitting Damage of Bearing Steel Surfaces under Mixed Lubrication Conditions: Effects of Roughness, Hardness and ZDDP Additive. **Tribology International**, v. 138, p. 239–249, 1 out. 2019.

WANG, J. et al. Development of grinding intelligent monitoring and big data-driven decision making expert system towards high efficiency and low energy consumption: experimental approach. **Journal of Intelligent Manufacturing**, v. 35, n. 3, p. 1013–1035, 26 mar. 2024a.

WANG, P. et al. Distinguishing effect of turning and grinding on the surface integrity and fatigue performance of ultra-high strength steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 133, n. 9–10, p. 4317–4330, 19 ago. 2024b.

WANG, R. X. et al. Effects of abrasive material and hardness of grinding wheel on rail grinding behaviors. **Wear**, v. 454–455, p. 203332, ago. 2020.

WANG, X. et al. **Nanofluids application in machining: a comprehensive review.** **International Journal of Advanced Manufacturing Technology** Springer Science and Business Media Deutschland GmbH, , 1 mar. 2024c.

WANG, Y. et al. Experimental evaluation on tribological performance of the wheel/workpiece interface in minimum quantity lubrication grinding with different concentrations of Al₂O₃ nanofluids. **Journal of Cleaner Production**, v. 142, p. 3571–3583, jan. 2017.

WEGENER, K. et al. Conditioning and monitoring of grinding wheels. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 60, n. 2, p. 757–777, 2011.

WHITEHOUSE, D. J. **Handbook of Surface Metrology**. 1 ed. ed. [s.l.] IOP, 1994.

WU, D. et al. Characterization of machined surface quality and near-surface microstructure of a high speed thrust angular contact ball bearing. **Journal of Materials Science and Technology**, v. 86, p. 219–226, 30 set. 2021.

WU, S. et al. Formation mechanism of white layer in the high-speed cutting of hardened steel under cryogenic liquid nitrogen cooling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 302, 1 abr. 2022.

YAN, H. E. et al. Sustainability assessment during machining processes: Evidence from the econ-environmental modelling. **Journal of Cleaner Production**, v. 448, p. 141612, 5 abr. 2024.

YANG, R.; LIN, X. Wear behaviour of abrasive tools and its effect on surface integrity during polishing superalloy GH4169G with abrasive cloth flap wheels. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 120, p. 286–304, 30 jun. 2024.

ZENG, Q. et al. Correlating and evaluating the functionality-related properties with surface texture parameters and specific characteristics of machined components. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 149, p. 62–72, 1 dez. 2018.

ZHANG, J. et al. Experimental assessment of an environmentally friendly grinding process using nanofluid minimum quantity lubrication with cryogenic air. **Journal of Cleaner Production**, v. 193, p. 236–248, 2018.

ZHANG, Q. et al. Diamond wheel wear mechanism and its impact on the surface generation in parallel diamond grinding of RB-SiC/Si. **Diamond and Related Materials**, v. 74, p. 16–23, 1 abr. 2017.

APÊNDICES

Apêndice A: Programa para retificação dos corpos de prova.

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

Observação: Na linha 002 do programa, é necessário inserir a posição na qual ocorre o contato do rebolo com o corpo de prova, somado 0.2 mm (fator de segurança). Assim, se, por exemplo, foi obtida a posição de contato em 392.700, deve-se colocar o comando X 392.900. A linha 7 da programação estabelece a velocidade de avanço, sendo necessário selecionar analogicamente a porcentagem do avanço a ser utilizado durante o processo (10% a 200%).

Apêndice B: Programa para impressão do desgaste do rebolo.

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

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