

RAPHAEL LIMA DE PAIVA

**ANÁLISE DE DESEMPENHO DO PROCESSO DE
RETIFICAÇÃO DO AÇO SAE 52100 EM DIFERENTES
CONDIÇÕES DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2020

RAPHAEL LIMA DE PAIVA

**ANÁLISE DE DESEMPENHO DO PROCESSO DE
RETIFICAÇÃO DO AÇO SAE 52100 EM DIFERENTES
CONDIÇÕES DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2020

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

P149 2020	Paiva, Raphael Lima de, 1990- ANÁLISE DE DESEMPENHO DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO DO AÇO SAE 52100 EM DIFERENTES CONDIÇÕES DE LUBRI- REFRIGERAÇÃO [recurso eletrônico] / Raphael Lima de Paiva. - 2020. Orientador: Rosemar Batista da Silva. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós- graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.te.2020.110 Inclui bibliografia. 1. Engenharia mecânica. I. Silva, Rosemar Batista da, 1974-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III. Título. CDU: 621
--------------	--

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 292, COPEM				
Data:	vinde de fevereiro de dois mil e vinte	Hora de início:	13:30	Hora de encerramento:	17:30
Matrícula do Discente:	11613EMC010				
Nome do Discente:	Raphael Lima de Paiva				
Título do Trabalho:	Análise de Desempenho do Processo de Retificação do Aço SAE 52100 em Diferentes Condições de Lubri-Refrigeração				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Aplicação de lubrificantes sólidos dispersos em fluido de corte em operações de retificação - FAPEMIG - MODALIDADE: "EDITAL 002/2018 - PROGRAMA PESQUISADOR MINEIRO - PPM XII" - PROCESSO N. : PPM-00492-18				

Reuniu-se na Sala 104 do Bloco 1Y, Campus Santa Mônica, da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Eduardo Carlos Bianchi - UNESP; Gilmar Guimarães - FEMEC/UFU; Washington Martins da Silva Júnior - FEMEC/UFU e Rosemar Batista da Silva - FEMEC/UFU, orientador(a) do(a) candidato(a). Ressalta-se que o Dr. Reginaldo Teixeira Coelho - USP, participou da defesa por meio de videoconferência desde a cidade de São Carlos/SP e os demais membros da banca e o aluno participaram *in loco*.

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

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

Aprovado.

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

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

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



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 21/02/2020, às 11:27, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Washington Martins da Silva Junior, Professor(a) do Magistério Superior**, em 26/02/2020, às 14:49, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Gilmar Guimarães, Professor(a) do Magistério Superior**, em 26/02/2020, às 16:08, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Reginaldo teixeira coelho, Usuário Externo**, em 02/03/2020, às 08:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Eduardo Carlos Bianchi, Usuário Externo**, em 05/03/2020, às 15:12, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **1888544** e o código CRC **216326CF**.

À minha esposa, Juliana Castro Alvarenga Paiva.

À minha mãe, Marta Lima de Paiva.

Ao meu pai Ederson Alves de Paiva (*in memoriam*).

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, dono de toda sabedoria e conhecimento. À ELE toda honra, glória e louvor.

À Marta Lima de Paiva por tudo o que ela fez para me colocar nesta posição. Muito obrigado mãe, você é a pessoa mais determinada, perseverante e forte que eu conheço.

À minha esposa Juliana Castro Alvarenga Paiva por todo apoio, paciência, compreensão, incentivo e companheirismo nessa jornada. Você é o maior presente que ganhei em minha vida.

Ao meu orientador Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva, pelo suporte, orientação e amizade. Muito obrigado pela oportunidade de trabalhar com você por todo esse tempo, Rosemar.

Aos meus irmãos Ederson Jr. e Ricardo, por todo o apoio dado; vocês são especiais.

Ao Prof. Dr. Rodrigo Ruzzi de Souza pelo companheirismo em grande parte dos ensaios experimentais realizados neste trabalho. Muito obrigado, meu querido.

Ao Prof. Dr. Rogério Valentim Gelamo pela preparação e doação do grafeno multicamadas utilizado neste trabalho.

Aos colegas, técnicos e professores do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia, em especial aos doutorandos Antônio Vitor de Mello, Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Bruno Souza Abrão, à doutora Déborah de Oliveira, e aos alunos Nícolas de Sousa Silva e Kengi Okada.

À Universidade Federal de Uberlândia, à Faculdade de Engenharia Mecânica e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este trabalho.

Aos colegas, técnicos e professores dos laboratórios LEST, LAPROSOLDA e LTM, em especial ao doutorando Túlio Alves Rodrigues, à doutora Letícia Raquel de Oliveira, ao Eng. Diandro Bailoni Fernandes e aos professores Dr. Washington Martins da Silva Junior e Dr. Enio Pedone Bandarra Filho.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPq pela concessão de bolsa de estudos na parte inicial deste trabalho, como também à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES pelo apoio financeiro via o Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFU.

Ao Dr. Luiz Mauricio Gonçalves Neto, por ter compartilhado seu conhecimento sobre danos térmicos e processo de retificação sem centros de componentes de aços para rolamentos.

À Blaser Swissslube – Santo André - SP, na pessoa dos Srs. Marcelo Kuroda e Claus Hirschmann pela doação dos fluidos de corte.

Aos Srs. Marcelo Sasaki e Fabio Martinho Cezar de Freitas, funcionários da Saint-Gobain Abrasivos América do Sul, Vinhedo – SP, pela doação dos rebolos e dressadores utilizados neste trabalho.

Ao Sr. Rodolfo Fischer Moreira de Oliveira, funcionário da Saint-Gobain do Brasil Produtos Industriais e para Construção Ltda, São Paulo – SP, pelo apoio técnico.

Ao Prof. Dr. Kleiber David Rodrigues da Faculdade de Engenharia Elétrica – FEELT da Universidade Federal de Uberlândia – UFU, pelo apoio e orientação na determinação de potência elétrica.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais - FAPEMIG via EDITAL 01/2016 - DEMANDA UNIVERSAL - PROCESSO N.: TEC - APQ-01119-16I pelo apoio financeiro e permitiram o desenvolvimento deste trabalho.

À Universidade Federal do Piauí pela liberação para afastamento. Agradeço também aos meus colegas de trabalho pelo apoio e suporte, em especial ao Prof. Dr. Kleber Lima Cezar, Prof. Msc. Marcos Guilherme Carvalho B. Barbosa e Prof. Dr. Francisco Riccelly Pereira Feitosa.

A todos, meu muito obrigado.

DE PAIVA, R. L. **ANÁLISE DE DESEMPENHO DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO DO AÇO SAE 52100 EM DIFERENTES CONDIÇÕES DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO**. 2020. 209 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RESUMO

A retificação destina-se à fabricação de componentes que exigem combinação entre tolerâncias dimensionais e geométricas estreitas. Dentre as suas peculiaridades, grande quantidade de calor é conduzida para a peça durante o processo com rebolos de abrasivos convencionais, de forma que a utilização de fluido de corte é fundamental. Contudo, dada a atual conjuntura mundial no que diz respeito aos processos de fabricação sustentáveis, é importante buscar alternativas para reduzir o consumo de fluidos de corte. Dentre algumas alternativas, a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) se destaca, embora ainda apresente algumas limitações, tais como a dificuldade em reduzir as temperaturas de corte e a tendência de empastamento do rebolo, principalmente quando utilizado óleos com alta viscosidade. Por esta razão, várias tentativas para aumentar a eficiência da técnica MQL têm sido realizadas, com destaque para a adição de partículas sólidas nos óleos. Os resultados têm se mostrado promissores por proporcionarem aumento da capacidade de refrigeração dos fluidos de corte e melhores condições tribológicas no processo de retificação. Neste sentido, este trabalho visou analisar o desempenho do processo de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) sob diferentes condições de corte e de lubri-refrigeração, incluindo dois tipos de fluidos de corte (semissintético e sintético) e duas técnicas de aplicação, convencional e MQL, como também diferentes concentrações de grafeno disperso nos fluidos. As variáveis utilizadas para avaliar o desempenho do processo foram a rugosidade e imagens da superfície retificada, microdureza e microestrutura abaixo da superfície usinada, potência elétrica, energia específica e temperatura na região de corte. Os resultados mostraram que a técnica MQL proporcionou resultados semelhantes e em alguns casos até melhores que a técnica convencional em termos de acabamento e variações de microdureza abaixo da superfície retificada. O desempenho do grafeno se mostrou fortemente dependente da concentração e do tipo de fluido, e os melhores resultados em termos de acabamento foram constatados com a combinação entre a menor concentração de grafeno e o fluido semissintético. Além disso, a adição de grafeno no fluido de corte contribuiu positivamente para os resultados de microdureza, microestrutura e temperatura na região de corte.

Palavras Chave: Retificação, Aço SAE 52100, Fluidos de corte, Fluido semissintético, MQL, Grafeno multicamadas, Temperatura de corte.

DE PAIVA, R. L. **PERFORMANCE ANALYSIS OF GRINDING PROCESS OF SAE 52100 HARDENED STEEL UNDER DIFFERENT COOLING-LUBRICATION CONDITIONS**. 2020. 209 p. PhD Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia.

ABSTRACT

Grinding aims to provide combination of tight dimensional and geometric tolerances to a given component. Among its characteristics, great amount of heat is conducted to workpiece during the process, especially when using conventional abrasive grinding wheels, so the use of cutting fluid is indispensable. However, due to current worldwide policy regarding sustainable machining processes, it is important to search for alternatives to reduce the consume of coolants. Among some alternatives, the minimum quantity lubrication (MQL) technique stands out, although presents some limitations in grinding process such as its poor efficiency in reducing cutting temperatures and the tendency of grinding wheel clogging, especially when using high viscosity oils. For this reason, many attempts to improve the efficiency of the MQL technique have been carried out, highlighting the addition of solid particles in the oils. It has been reported that solid particles dispersed in coolants can improve cooling capacity of coolants and provide better tribological conditions during grinding, thereby improving grinding performance. In this context, this work aims to analyze the performance of surface grinding of SAE 52100 hardened steel with conventional alumina grinding wheel under different cutting and cooling-lubrication conditions, including two types of cutting fluids (semisynthetic and synthetic) delivered via conventional (flood) and MQL technique, as well as different graphene concentrations dispersed in the fluids. The output variables used to assess the grinding performance were the surface roughness and images of ground surface, microhardness and microstructure beneath machined surface, electric power, specific energy and cutting region temperature. The results showed that grinding with the MQL technique provided similar or even better results in comparison to the conventional technique, especially with respect to surface finishing and microhardness variation beneath machined surface. Also, the graphene performance showed to be strongly dependent on its concentration and fluid type, and the best results in terms of surface finishing were observed after grinding with combination of lowest graphene concentration and semisynthetic cutting fluid. Furthermore, the addition of graphene in the cutting fluid positively affected the microhardness, microstructure and cutting region temperature results.

Keywords: Grinding, SAE 52100 steel, Cutting fluids, Semisynthetic fluid, MQL, Graphene multilayers, Cutting temperature.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Esquema do processo de retificação plana tangencial e suas principais grandezas físicas (fonte: próprio autor).....	28
Figura 2.2: Ilustração do cavaco não deformado no processo de retificação plana tangencial (fonte: próprio autor).	33
Figura 2.3: Ilustração dos principais mecanismos de corte oriundos da interação entre um grão abrasivo e a peça: (a) micro-sulcamento, (b) micro-corte, (c) micro-lascamento (adaptado de ZUM GAHR, 1987).....	35
Figura 2.4: Ilustração do processo de formação de cavaco na retificação plana tangencial (adaptado de KLOCKE, 2009).	36
Figura 2.5: Ilustração das componentes de força na retificação plana tangencial. (a) análise macroscópica; (b) análise microscópica (adaptado de LI et al., 2017).	37
Figura 2.6: Força de retificação do aço AerMet 100 (54 HRC) com diferentes tipos de rebolo em função da: (a) velocidade da peça; (b) penetração de trabalho; (c) velocidade de corte (adaptado de Yao et al., 2014).....	38
Figura 2.7: Energia específica de corte em função da taxa de remoção de material específica na retificação plana tangencial (adaptado de MALKIN; GUO, 2008).....	41
Figura 2.8: Ilustração da metodologia empregada na medição de esforços de corte com dinamômetro na retificação plana tangencial (fonte: próprio autor).	42
Figura 2.9: Sinal de potência elétrica em função do tempo na retificação plana tangencial da superliga Inconel 718 com diferentes taxas de remoção de material (adaptado de TIAN et al., 2017).....	43
Figura 2.10: Esquema para medição de potência elétrica na retificação plana tangencial empregada por Madopothula; Nimmagadda; Lakshmanan (2018).....	44
Figura 2.11: Ilustração da técnica do termopar embutido para medição de temperatura no processo de retificação plana tangencial (fonte: próprio autor).	46
Figura 2.12: Ilustração esquemática do método para medição de temperatura por contato de arco entre rebolo e peça (adaptado de KURIYAGAWA; SYOJI; OHSHITA, 2003).	47
Figura 2.13: Exemplos de estratégias para aplicação convencional de fluido de corte na retificação. Bocais do tipo fixoflex (a), tubular (b), jato livre e sapata (d). (Adaptado de BRINKSMEIER; HEINZEL; WITTMANN, 1999).	49
Figura 2.14: Tipos de fluidos de corte aplicados no processo de retificação (adaptado de DEBNATH; REDDY; YI, 2014 e HALELFADL; MARÉ; ESTELLÉ, 2014).	53

Figura 2.15: Mecanismos de lubrificação na aplicação de nanofluidos entre duas superfícies em contato: (a) efeito rolamento, (b) filme de proteção, (c) preenchimento, (d) efeito polimento (adaptado de LEE, K. et al., 2009).....	55
Figura 2.16: Coeficiente de atrito (a) e energia específica (b) em função da concentração de nanopartículas de MoS ₂ no fluido de corte aplicado via a técnica MQL (adaptado de ZHANG et al., 2015).....	57
Figura 2.17: Principais formas alotrópicas do carbono: (a) fulereno (<i>buckyball</i>), (b) nanotubo de carbono, (c) grafite (adaptado de GEIM; NOVOSELOV, 2007).	59
Figura 2.18: Força tangencial (a) e energia específica (b) em função da concentração de grafeno (nano-plaquetas de grafite) dispersos em álcool isopropílico (IPA) e fluido de corte semissintético (adaptado de ALBERTS; KALAITZIDOU; MELKOTE, 2009).	61
Figura 2.19: Ilustração da estrutura de um rebolo abrasivo: grãos abrasivos, ligante e poros (adaptado de SALMON, 1992).....	63
Figura 2.20: Especificação de rebolos com abrasivos convencionais (adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	69
Figura 2.21: Ilustração da operação de dressagem no processo de retificação plana tangencial (fonte: próprio autor). Por v_d , a_d e α_d entende-se a velocidade de dressagem, penetração de dressagem e o ângulo de dressagem, respectivamente.....	70
Figura 2.22: Detalhe da operação de dressagem com dressador do tipo ponta única (adaptado de ROWE, 2014).....	70
Figura 2.23: Esquema ilustrativo da forma, ondulação e rugosidade de uma dada superfície (adaptado de ETTL et al., 1998).	71
Figura 2.24: Percentual de utilização dos parâmetros de rugosidade em diferentes setores da indústria mundial (TODHUNTER et al., 2017).	73
Figura 2.25: Espaço morfológico para diferentes processos de fabricação (adaptado de WHITEHOUSE, 1978).	74
Figura 2.26: Seção transversal de uma zona de revenimento excessivo (a) e de uma zona de retêmpera (b) de um aço endurecido (adaptado de SEIDEL; ZÖSCH; HÄRTEL, 2018).	75
Figura 2.27: Seção transversal de uma amostra de aço endurecido AISI 4340 ilustrando uma zona afetada pelo calor após retificação cilíndrica de mergulho com rebolo de CBN (adaptado de RUZZI et al., 2017).....	76
Figura 2.28: Microestrutura do aço endurecido SAE 52100 após retificação a seco (a) e com fluido de corte aplicado com diferentes temperaturas: (b) ambiente, (c) 15 °C, (d) 10 °C, (e) 5 °C (DE PAIVA, 2016).....	77
Figura 2.29: Perfil de microdureza abaixo da superfície usinada após retificação com diferentes condições de lubri-refrigeração e penetração de trabalho (adaptado de DE PAIVA;	

DA SILVA, 2019). Por “Ref.” entende-se a microdureza do material antes do processo de retificação.	78
Figura 3.1: Organograma das variáveis de entrada, parâmetros constantes e variáveis de saída utilizadas neste trabalho.	81
Figura 3.2: Microestrutura (fonte: próprio autor) e composição química do aço endurecido SAE 52100 conforme norma ISO 683-17 (1999).	82
Figura 3.3: Esquema do sistema utilizado para aplicação da técnica MQL (adaptado de De MELLO et al., 2017).	84
Figura 3.4: Detalhes da geometria do bocal utilizado na técnica MQL: (a) vista em perspectiva; (b) vista é pura do bocal (adaptado de GUIMARÃES, 2016).	84
Figura 3.5: Posicionamento do bocal para aplicação de fluido de corte pelas técnicas convencional (a) e MQL (b).	85
Figura 3.6: Esquema ilustrativo da variação da profundidade de corte durante os ensaios experimentais de retificação.	87
Figura 3.7: Esquema ilustrativo do procedimento de retificação utilizado nos ensaios experimentais deste trabalho: (a) corte discordante; (b) <i>spark-out</i> concordante.	88
Figura 3.8: Ilustração de uma determinada penetração de dressagem (a_d) com base na largura de dressagem b_d fixa de 0,31 mm.	89
Figura 3.9: Esquema ilustrativo das regiões em que foram realizadas as medições de rugosidade na superfície retificada (fonte: o próprio autor).	92
Figura 3.10: Diagrama ilustrativo da metodologia utilizada para medição de potência elétrica (fonte: o próprio autor).	93
Figura 3.11: Potência elétrica em função do tempo de retificação do aço SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 . As regiões 1, 2 e 3 correspondem, respectivamente, ao início de aquisição do sinal, período de corte e período de recuo do rebolo.	93
Figura 3.12: Esquema Ilustrativo da região selecionada e removida da peça para preparação metalográfica (a) e perfil utilizado para os ensaios de microdureza (b) - dimensões em μm	96
Figura 3.13: Esquema ilustrativo da metodologia utilizada para medição de temperatura nos ensaios de retificação.	96
Figura 4.1: Rugosidade R_a em função da condição de lubri-refrigeração para as quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.	100
Figura 4.2: Rugosidade R_z em função da condição de lubri-refrigeração para as quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.	100
Figura 4.3: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação (A), tipo de fluido de corte (B), velocidade da peça (C) e penetração de trabalho (D) para os resultados de rugosidade R_a do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	102

Figura 4.4: Interação entre os fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_a do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	105
Figura 4.5: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_z do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	109
Figura 4.6: Interação entre os fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_z do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	109
Figura 4.7: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_a do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	112
Figura 4.8: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_a do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	115
Figura 4.9: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_z do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	117
Figura 4.10: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (GCM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de R_z do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	118
Figura 4.11: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de R_a do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	121
Figura 4.12: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_a do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	123
Figura 4.13: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de R_z do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	125
Figura 4.14: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de R_z do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	125
Figura 4.15: Potência elétrica máxima durante a retificação do aço SAE 52100 com rebolo de alumina branca em função da condição de lubri-refrigeração para as quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.	127

Figura 4.16: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	129
Figura 4.17: Interação entre os fatores técnica de aplicação (A), tipo de fluido de corte (B), velocidade da peça (C) e penetração de trabalho (D) para os resultados de potência elétrica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	133
Figura 4.18: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	135
Figura 4.19: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	137
Figura 4.20: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	139
Figura 4.21: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	141
Figura 4.22: Energia específica de retificação do aço SAE 52100 com rebolo de alumina branca em função da atmosfera de usinagem e com diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.	142
Figura 4.23: Curva de energia específica em função da taxa de remoção de material específica (Q_w') para as condições de lubri-refrigeração MQL SS G-100 (a) e MQL S G-75 (b).	143
Figura 4.24: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 1, conforme Tabela 4.1.	146
Figura 4.25: Interação entre os fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	148
Figura 4.26: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 2, conforme Tabela 4.1.	151
Figura 4.27: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	152

Figura 4.28: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	154
Figura 4.29: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.	155
Figura 4.30: Imagens das superfícies do aço SAE 52100 após a retificação com fluido de corte do tipo semissintético para as diferentes técnicas de aplicação e concentração de grafeno.	156
Figura 4.31: Imagens das superfícies do aço SAE 52100 após a retificação com fluido de corte do tipo sintético para as diferentes técnicas de aplicação e concentração de grafeno.	157
Figura 4.32: Imagens de superfícies retificadas com fluido de corte do tipo sintético aplicado via a técnica convencional – Conv S) e em condições de corte severas: (a) $a_e = 50 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 70 \mu\text{m}$	158
Figura 4.33: Energia específica crítica para ocorrência de queima de retificação visível no aço SAE 52100 para os ensaios realizados neste trabalho.	159
Figura 4.34: Imagens via MEV das superfícies retificadas do aço SAE 52100 com fluido de corte sem adição de grafeno e aplicado pelas técnicas convencional e MQL nas condições de corte C1 e C4.	161
Figura 4.35: Imagens via MEV das superfícies retificadas do aço SAE 52100 com fluido de corte do tipo semissintético com grafeno multicamadas aplicado via a técnica MQL nas condições de corte C1 e C4.	164
Figura 4.36: Imagens via MEV das superfícies retificadas do aço SAE 52100 com fluido de corte do tipo sintético com grafeno multicamadas aplicado via a técnica MQL nas as condições de corte C1 e C4.	165
Figura 4.37: Microdureza do aço SAE 52100 em função da distância abaixo da superfície usinada após retificação com as diferentes condições de corte e de lubri-refrigeração (sem grafeno): (a) Conv SS; (b) Conv S; (c) MQL SS; (d) MQL S.	167
Figura 4.38: Microdureza do aço SAE 52100 em função da distância abaixo da superfície usinada após retificação na condição de corte C4 ($v_w = 7 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) e com a técnica MQL contendo grafeno multicamadas em diferentes concentrações (a) fluido semissintético; (b) fluido sintético.	172
Figura 4.39: Microdureza do aço SAE 52100 a $20 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada na condição de corte C4 ($v_w = 7 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) e em função das diferentes condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho.	173

Figura 4.40: Microestrutura abaixo da superfície usinada do aço SAE 52100 após retificação na condição mais severa de usinagem ($C4 - v_w = 7 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) e sob as diferentes condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho.	176
Figura 4.41: Temperatura na região de corte durante retificação com fluido de corte aplicado pela técnica convencional em função das diferentes condições de corte.....	177
Figura 4.42: Efeitos principais para os resultados de temperatura na região de corte apresentados na Figura 4.41.	178
Figura 4.43: Temperatura na região de corte durante a retificação do aço SAE 52100 na condição mais severa, $C4$ ($v_w = 7 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) e em função das diferentes atmosferas de usinagem.	180
Figura 4.44: Efeitos principais dos resultados de temperatura na região de corte durante a retificação do aço SAE 52100 para as condições de lubri-refrigeração com a técnica MQL.	182
Figura 4.45: Correlação entre temperatura da região de retificação do aço SAE 52100 e as propriedades dos fluidos de corte (viscosidade e condutividade térmica) aplicados via a técnica MQL.	185

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Energia específica de corte (U_c) para diferentes materiais e em função do processo de usinagem (adaptado de BOOTHROYD; KNIGHT, 2006).	40
Tabela 2.2: Alguns tipos de grãos abrasivos sintéticos convencionais disponíveis no mercado e suas características (adaptado de NORTON – SAINT GOBAIN, 2019).	66
Tabela 2.3: Definição dos parâmetros de amplitude R_a , R_q , R_z , R_{sk} e R_{ku} conforme especificado na NBR ISO 4287 (2002).	72
Tabela 3.1: Principais características físico-químicas dos fluidos de corte segundo fabricante (BLAZER SWISSLUBE, 2011a, 2011b).....	83
Tabela 3.2: Condutividade térmica a 25 °C e viscosidade cinemática em função da temperatura para os fluidos de corte utilizados neste trabalho.....	86
Tabela 3.3: Condições de corte utilizadas nos ensaios experimentais de retificação..	86
Tabela 3.4: Resumo dos parâmetros de corte e condições de lubri-refrigeração utilizadas nos ensaios experimentais de retificação.....	88
Tabela 3.5: Planejamento experimental para os ensaios de retificação do grupo 1.	90
Tabela 3.6: Planejamento experimental para os ensaios com de retificação do grupo 2.	91
Tabela 3.7: Planejamento experimental para os ensaios com de retificação do grupo 3.	91
Tabela 4.1: Grupos para análise dos resultados de rugosidade, potência e energia específica.	99
Tabela 4.2: ANOVA para os resultados de rugosidade R_a do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	101
Tabela 4.3: ANOVA para os resultados de rugosidade R_z do grupo 1 conforme Tabela 4.1.	107
Tabela 4.4: ANOVA para os resultados de rugosidade R_a do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	111
Tabela 4.5: ANOVA para os resultados de rugosidade R_z do grupo 2 conforme Tabela 4.1.	116
Tabela 4.6: Variação percentual das médias gerais de Rugosidade R_a e R_z após a retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 2 em comparação com o grupo 1.	119
Tabela 4.7: ANOVA para os resultados de R_a do grupo 3 conforme Tabela 4.1.....	120
Tabela 4.8: Variação nas médias de rugosidade R_a para as condições de lubri-refrigeração do grupo 2, quando v_w aumentou de 3 m/min para 7 m/min.	123

Tabela 4.9: ANOVA para os resultados de Rz do grupo 3 conforme Tabela 4.1.....	124
Tabela 4.10: Variação percentual das médias gerais de Rugosidade Ra e Rz após a retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 3 em comparação com o grupo 1.	126
Tabela 4.11: ANOVA para os resultados de potência elétrica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.....	128
Tabela 4.12: ANOVA para os resultados de potência elétrica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.....	134
Tabela 4.13: Variação percentual das médias gerais potência elétrica máxima durante os ensaios de retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 2 em comparação com as do grupo 1.	138
Tabela 4.14: ANOVA para os resultados de potência elétrica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.....	138
Tabela 4.15: Variação percentual das médias gerais potência elétrica máxima durante os ensaios de retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 3 em comparação com as do grupo 1.	141
Tabela 4.16: Comparação entre valores de energia específica observados para a condição de corte C3 com aqueles calculados por Tawakoli et al. (2011).....	144
Tabela 4.17: ANOVA para os resultados de energia específica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.....	145
Tabela 4.18: ANOVA para os resultados de energia específica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.....	150
Tabela 4.19: ANOVA para os resultados de energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.....	153
Tabela 4.20: Dureza a 20 μ m da superfície retificada com sua variação em relação à dureza do material antes do processo de retificação e a zona afetada pelo calor para as diferentes condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno, para as condições de corte C3 (a) e C4 (b).....	169
Tabela 4.21: ANOVA de efeitos principais para os resultados de temperatura na região de corte durante retificação do aço SAE 52100 com fluido de corte aplicado via técnica convencional e diferentes condições de corte.....	178
Tabela 4.22: ANOVA de efeitos principais para os resultados de temperatura das condições de lubri-refrigeração com a técnica MQL.....	182

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

μ	Relação F_t/F_n ou coeficiente de retificação
a_d (μm)	Penetração de dressagem
a_e (μm)	Penetração de trabalho
Al_2O_3	Óxido de alumínio
a_p (mm)	Profundidade de corte
b_d (mm)	Largura de atuação do dressador
b_{seff} (mm)	Largura efetiva do rebolo
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CNT	Nano tubos de carbono
CO_2	Gás carbônico
CuO	Óxido de cobre
D_s (mm)	Diâmetro externo do rebolo
EDM	Usinagem por eletroerosão
F_n (N)	Componente normal da força de corte devido à interação do rebolo com a peça
F_{ns} (N)	Componente normal da força gerada devido à interação entre um grão abrasivo e a peça
F_t (N)	Componente tangencial da força de corte devido à interação do rebolo com a peça
F_{ts} (N)	Componente tangencial da força gerada devido à interação entre um grão abrasivo e a peça
GnP	Partículas de grafeno ou grafite, do Inglês <i>Graphene/graphite nano-platelets</i>
h_{cu} (μm)	Espessura de cavaco não deformado
h_{cu_max} (μm)	Máxima espessura de cavaco não deformado
HK	Dureza Knoop
IPA	Álcool isopropílico
l (mm)	Comprimento de amostragem
l_c (μm)	Comprimento de contato entre rebolo e peça
l_e (μm)	Percurso efetivo de corte
MLG	Multicamadas de grafeno, do Inglês <i>Multilayer graphene</i>
MoS_2	Bissulfeto de molibdênio
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
NDM	Usinagem praticamente a seco, do Inglês <i>Near Dry Machining</i>

n_s (rpm)	Rotação do rebolo
P_c (W)	Potência de corte
P_e (W)	Potência elétrica
q_{cavaco} (W/m ²)	Parcela de calor que é conduzido para o cavaco
q_{meio} (W/m ²)	Parcela de calor que é dissipado para o meio (fluido de corte ou ar)
$q_{peça}$ (W/m ²)	Parcela de calor que é conduzido para a peça
q_{rebolo} (W/m ²)	Parcela de calor que é conduzido para o rebolo
q_t (W/m ²)	Parcela de calor total gerado durante o processo de retificação
Q_w (mm ³ /s)	Taxa de remoção de material
Q_w' [mm ³ /(mm.s)]	Taxa de remoção de material específica
s_d (mm/rot)	Avanço de dressagem
SiC	Carbeto de Silício
SiO ₂	Dióxido de silício
T_μ (μm)	Penetração crítica do grão abrasivo para remoção de material da peça
U_c (J/mm ³)	Energia específica de corte [J/mm ³]
U_c^* (J/mm ³)	Energia específica crítica para queima visível de retificação [J/mm ³]
u_{ch} (J/mm ³)	Parcela da energia específica de corte consumida no cisalhamento do material
U_d (J/mm ³)	Grau de recobrimento da dressagem
u_{pl} (J/mm ³)	Parcela da energia específica de corte consumida no processo de sulcamento
u_{sl} (J/mm ³)	Parcela da energia específica de corte consumida no atrito/deslizamento entre o grão abrasivo e o material da peça
v_d (m/min)	Velocidade de dressagem
v_s (m/s)	Velocidade do rebolo ou velocidade de corte
v_w (m/min)	Velocidade da peça ou velocidade longitudinal da mesa de trabalho
Z (mm)	Distância entre o ponto de fixação do termopar e a superfície que será retificada
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZrO ₂	Dióxido de zircônia
α_d (°)	Ângulo de dressagem

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	23
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	27
2.1	Processo de retificação plana tangencial.....	27
2.1.1	<i>Velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo (v_s)</i>	<i>28</i>
2.1.2	<i>Velocidade da peça (v_w)</i>	<i>30</i>
2.1.3	<i>Penetração de trabalho (a_e) e profundidade de corte (a_p)</i>	<i>31</i>
2.1.4	<i>Taxa de remoção de material (Q_w) e taxa de remoção de material específica (Q_w')</i> <i>33</i>	
2.1.5	<i>Espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) e espessura de corte equivalente (h_{eq})</i> <i>33</i>	
2.2	Processo de formação de cavaco na retificação plana tangencial	35
2.3	Força, potência e energia específica no processo de retificação plana tangencial.....	37
2.4	Aspectos térmicos no processo de retificação plana tangencial	44
2.5	Fluidos de corte no processo de retificação.....	48
2.5.1	<i>Tipos de fluidos de corte aplicados na retificação</i>	<i>52</i>
2.5.1.1	<i>Uso de grafeno disperso em fluido de corte para retificação de metais.....</i>	<i>58</i>
2.6	Considerações sobre o rebolo e o processo de dressagem.....	62
2.6.1	<i>Tipo e tamanho do grão abrasivo.....</i>	<i>63</i>
2.6.2	<i>Dureza e estrutura do rebolo.....</i>	<i>67</i>
2.6.3	<i>Tipo de ligante</i>	<i>68</i>
2.7	Acabamento superficial de peças retificadas	71
2.8	Alterações subsuperficiais em peças retificadas (danos de origem térmica)	74
2.9	Síntese da revisão bibliográfica	79
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	80
3.1	Equipamentos e materiais utilizados.....	82
3.1.1	<i>Máquina-ferramenta, rebolo e material da peça</i>	<i>82</i>
3.1.2	<i>Fluidos de corte e técnicas de aplicação</i>	<i>83</i>
3.2	Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de retificação	86
3.3	Estratégia utilizada nos ensaios experimentais de retificação.....	88
3.4	Planejamento experimental dos ensaios de retificação	90
3.5	Variáveis de saída e metodologia utilizada para suas medições	91
3.5.1	<i>Rugosidade da superfície retificada</i>	<i>91</i>
3.5.2	<i>Potência elétrica e energia específica.....</i>	<i>92</i>

3.5.3	<i>Imagens das superfícies retificadas</i>	94
3.5.4	<i>Microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada</i>	95
3.5.5	<i>Temperatura na região de corte</i>	96
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	98
4.1	Rugosidade da superfície retificada – Parâmetros Ra e Rz	99
4.1.1	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 1: condições com aplicação de fluido de corte sem adição de grafeno multicamadas</i>	101
4.1.2	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 2: condições com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL (MQL SS), incluindo as diferentes concentrações de grafeno</i>	110
4.1.3	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 3: condições com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), incluindo as diferentes concentrações de grafeno</i>	119
4.2	Potência elétrica	127
4.2.1	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 1: condições com aplicação de fluido de corte sem adição de grafeno multicamadas</i>	128
4.2.2	<i>Resultado para os ensaios do Grupo 2: condições com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL (MQL SS), incluindo as diferentes concentrações de grafeno</i>	134
4.2.3	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 3: condições com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), incluindo as diferentes concentrações de grafeno</i>	138
4.3	Energia específica	142
4.3.1	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 1: condições com aplicação de fluido de corte sem adição de grafeno multicamadas</i>	145
4.3.2	<i>Resultados para os ensaios do Grupo 2: condições com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL (MQL SS), incluindo as diferentes concentrações de grafeno</i>	150
4.3.3	<i>Resultado para os ensaios do Grupo 3: condições com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), incluindo as diferentes concentrações de grafeno</i>	153
4.4	Imagens das superfícies retificadas	155
4.4.1	<i>Imagens da superfície retificada via estêreo-microscópio</i>	156
4.4.2	<i>Imagens da superfície retificada via MEV</i>	160
4.5	Microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada.....	166
4.6	Temperatura na região de corte	177
5	CONCLUSÕES	188
5.1	Sugestões para trabalhos futuros	191
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	193

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A retificação é um processo de usinagem por abrasão cuja ferramenta responsável pelo corte são grãos abrasivos, os quais possuem aresta de corte com geometria não definida (MALKIN; GUO, 2008). Este processo é normalmente utilizado para usinagem de materiais de elevada dureza e/ou operações de acabamento, tendo como possibilidade a obtenção de tolerâncias geométricas estreitas (qualidade de trabalho IT6 a IT3) e baixos valores de rugosidade superficial – $0,2 \mu\text{m} < \text{Ra} < 1,6 \mu\text{m}$ – (DINIZ; MARCONDES, COPPINI, 2010).

O processo de retificação tem por característica uma elevada energia específica de corte em comparação com processos de usinagem com ferramentas de geometria definida, como é o caso do torneamento e fresamento, o que significa que uma grande quantidade de energia é consumida para remoção de um pequeno volume de material (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Praticamente toda essa energia é transformada em calor na zona de corte, que é, em sua maior parte, conduzido para a peça (KLOCKE, 2009), principalmente quando utilizados rebolos com abrasivos convencionais (óxido de alumínio branco – Al_2O_3 e carbeto de silício – SiC), que possuem baixa condutividade térmica em elevadas temperaturas (JOHN, 1992 e ASHBY; JONES, 2005). Além disso, as pequenas seções transversais do cavaco e as altas velocidades de corte (em geral acima de 30 m/s (1800 m/min)) dificultam a troca de calor entre a zona de corte e o cavaco e rebolo, o que também contribui para a condução do calor para a peça.

Por esta razão, o fluido de corte é indispensável para o processo de retificação e, geralmente, aplicado em abundância com o intuito de evitar o desenvolvimento de temperaturas altas o suficiente para comprometer a integridade superficial da peça retificada, na qual se incluem os desvios geométricos e dimensionais, como também propriedades mecânicas superficiais e subsuperficiais (MACHADO et al., 2015).

Entretanto, a utilização de grandes vazões de fluido de corte (abundância) vai na contramão das políticas atuais de preservação à saúde humana e do meio ambiente, já que em sua grande maioria, os fluidos de corte contêm substâncias nocivas para ambos (HADAD, 2015), como é o caso dos aditivos de extrema pressão (EP) a base de cloro (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2010). Por esta razão, bem como por razões econômicas, dado o elevado custo para aquisição, manutenção e descarte de fluidos de corte (SANCHEZ et al., 2010), muitos trabalhos em retificação têm foco na redução do uso de fluidos de corte no processo, destacando-se a aplicação da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL).

Em muitos trabalhos tem sido relatados bons resultados sobre a aplicação da técnica MQL no processo de retificação de aços utilizando rebolos de abrasivos convencionais, tais como menores valores de rugosidade, redução nos esforços de corte, coeficiente de atrito, energia específica, dentre outros (DA SILVA et al., 2007, BARCZAK; BATAKO; MORGAN, 2010, TAWAKOLI et al., 2011, HADAD et al., 2012, HADAD; HADI, 2013, GUIMARÃES, 2016, ABRÃO et al., 2019). No entanto, a técnica MQL ainda apresenta limitações em relação à sua aplicação em processos de retificação, uma vez que as temperaturas de corte são muito superiores às aquelas observadas na aplicação convencional de fluido de corte (SHARMA; TIWARI; DIXIT, 2016), o que pode resultar em danos de origem térmica à peça quando são empregados rebolos abrasivos convencionais.

Na tentativa de melhorar o desempenho da aplicação da técnica MQL, muitos pesquisadores têm avaliado a utilização de partículas sólidas no fluido base que potencializam, a priori, a capacidade refrigeração do fluido de corte e melhoram as condições tribológicas pela redução do atrito entre rebole e peça (DEVENDIRAN; AMIRTHAM, 2016; SHARMA; SING; SORBY, 2015). Os fluidos de corte contendo estas partículas sólidas podem ser chamados de nanofluidos (HALELFADL; MARÉ; ESTELLÉ, 2014), fluidos híbridos (ABRÃO, 2018) ou ainda fluidos com partículas sólidas dispersas.

Lee et al. (2012) utilizaram um óleo mineral com adição de nanopartículas de diamante e Al_2O_3 , separadamente, aplicados via técnica MQL na micro retificação de um aço ferramenta com rebole de CBN. As concentrações de nanopartículas testadas pelos autores foram de 2% e 4%, em volume. Os autores observaram que a aplicação do fluido de corte com nanopartículas proporcionou resultados positivos em termos de esforços de corte e rugosidade da superfície retificada. Kalita; Malshe; Rajurkar (2012) testaram a adição de micro e nanopartículas de bissulfeto de molibdênio (MoS_2) em um óleo mineral aplicado via técnica MQL no processo de retificação plana tangencial do ferro fundido endurecido ASTM A536 100-70-03 (50 HRC) com rebole de Al_2O_3 . As concentrações de partículas sólidas dispersas no fluido base utilizadas pelos autores foram de 2% e 8%, em massa. Os resultados apresentados pelos autores mostram que a presença das partículas sólidas no fluido de corte

aplicado via técnica MQL reduziu o coeficiente de atrito, energia específica de corte e a taxa de desgaste do rebolo.

Zhang et al. (2015) também testaram a adição de nanopartículas de MoS_2 (concentrações de 2%, 4%, 6% e 8%, em massa) em diferentes fluidos de corte aplicados via a técnica MQL (um óleo mineral e três óleos vegetais) na retificação de aço inoxidável de baixo carbono com rebolo de Al_2O_3 . Os autores observaram que os fluidos de corte com nanopartículas dispersas reduziram o coeficiente de atrito e energia específica, em relação aos resultados obtidos com a técnica MQL tradicional (sem adição de nanopartículas). Wang et al. (2016a) testaram o desempenho de seis nanopartículas distintas dispersas em óleo de dendê (concentração de 6% em massa) e aplicados via a técnica MQL na retificação plana tangencial da liga de níquel GH4169 com rebolo de Al_2O_3 . Eles avaliaram as partículas de MoS_2 , dióxido de Zircônia – ZrO_2 , nano tubos de carbono – CNT, diamante policristalino, Al_2O_3 e dióxido de silício – SiO_2) e constataram que a presença delas contribuiu para reduzir o coeficiente de atrito, energia específica e a rugosidade da superfície.

Em outra pesquisa, De Mello (2015) ao realizar ensaios de retificação plana tangencial da liga Ti-6Al-4V com fluido de corte sintético de base vegetal contendo partículas de grafeno e aplicado pela técnica MQL, o autor observou resultados positivos em termos de acabamento da superfície retificada em relação ao fluido sem grafeno. Resultados mais promissores foram observados por De Oliveira; Da Silva; Gelamo (2019) que utilizaram também partículas de grafeno dispersas em fluido semissintético de base vegetal com duas concentrações (0,050% e 0,100% em massa) na retificação plana tangencial do Inconel 718 com rebolo de SiC. Eles observaram que a presença do grafeno na menor concentração não só melhorou o acabamento como também contribuiu para reduzir o número de trincas na superfície usinada e a variação de dureza abaixo da superfície retificada.

Foi com base nestes resultados positivos destes pesquisadores, como também de outros encontrados na literatura, é que surgiu a motivação para a realização deste trabalho. Neste sentido, este trabalho visou analisar o desempenho do processo de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de óxido de alumínio (Al_2O_3) sob diferentes condições de corte e lubri-refrigeração, comparando dois diferentes tipos de fluido de corte (semissintético e sintético) que foram aplicados com as técnicas convencional (abundância) e MQL, bem como o desempenho de ambos como fluido base para adição de grafeno multicamadas em diferentes concentrações (aplicados no processo via a técnica MQL). As variáveis de saída utilizadas para avaliar o desempenho do processo foram a rugosidade da superfície retificada (parâmetros R_a e R_z), imagens via microscopia óptica e eletrônica de varredura da superfície usinada, microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada, potência elétrica, energia específica e temperatura na região de corte.

Dessa forma, a motivação principal para a realização deste trabalho é buscar um melhor entendimento da forma com que as partículas de grafeno atuam na zona de contato entre os grãos abrasivos e a peça durante o processo de retificação de um aço bem suscetível a danos térmicos, como é o caso do aço rolamento SAE 52100. Outro caráter inédito deste trabalho é a análise do efeito do tipo de fluido base para dispersão do grafeno na capacidade de lubri-refrigeração do fluido de corte aplicado via técnica MQL.

A escolha do aço endurecido SAE 51200, em específico, está associada ao fato de que ele é um dos materiais mais utilizados na fabricação de componentes para rolamentos, componentes estes que necessitam de bom acabamento superficial e tolerâncias dimensionais e geométricas estreitas, sendo, portanto, um aço bastante retificado em seu estado endurecido. Dentre as diferentes condições de corte, dois níveis de velocidade da peça (v_w) e dois níveis de penetração de trabalho foram avaliadas: v_w de 3 m/min e 7 m/min, e a_e de 10 μ m e 30 μ m. Com relação às condições de lubri-refrigeração, os dois tipos de fluidos de corte (semissintético e sintético) foram testados com aplicação via técnica convencional e MQL. Para a técnica MQL, cada fluido de corte foi utilizado como base para dispersão do grafeno multicamadas, em quatro diferentes concentrações: 0,025%, 0,050%, 0,075% e 0,100%, em massa.

Este trabalho foi dividido da seguinte forma: nesta introdução, para contextualização e apresentação da motivação para este estudo, na revisão bibliográfica (capítulo II), procedimento experimental (capítulo III), resultados e discussões (capítulo IV) e conclusões (capítulo V).

Na revisão bibliográfica são contemplados os principais tópicos para dar suporte às análises e discussões dos resultados obtidos experimentalmente, a saber: os princípios, grandezas e particularidades do processo de retificação plana tangencial, fluidos de corte e suas principais técnicas de aplicação no processo de retificação, com destaque para a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) e a utilização de partículas sólidas dispersas em fluidos de corte, considerações gerais sobre rebolos e integridade superficial de peças retificadas.

No capítulo III são apresentados e especificados os materiais e equipamentos utilizados nos ensaios experimentais de retificação deste trabalho, bem como o planejamento experimental e toda a metodologia para medição e análise das variáveis de saída.

No capítulo IV são apresentados e discutidos, com base na literatura, os resultados obtidos dos ensaios experimentais de retificação plana tangencial com as diferentes condições de corte e lubri-refrigeração avaliadas neste trabalho.

Por fim, as conclusões obtidas das análises dos resultados discutidos no capítulo IV são apresentadas no capítulo V, seguidas por um tópico com sugestões para trabalhos futuros e a lista das referências bibliográficas utilizadas ao longo de todo o trabalho.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Processo de retificação plana tangencial

A retificação é um processo de usinagem convencional por abrasão em que o material da peça é removido pela ação de grãos abrasivos que, ligados entre si com por um material ligante, constituem o rebolo. De acordo com Stephenson e Agapiou (2016), a retificação é um processo de usinagem tradicionalmente utilizado para produzir componentes/superfícies com tolerâncias estreitas, bom acabamento superficial e pouca rebarba, sendo, portanto, utilizado principalmente como um processo de acabamento. De acordo com Diniz; Marcondes; Coppini (2010), o processo de retificação permite a obtenção de tolerância dimensional IT6 a IT3, valores de rugosidade média (parâmetro Ra) de 0,2 μm a 1,6 μm , além de reduzir outros desvios geométricos.

Além da aplicação em situações que requerem elevada exatidão geométrica e dimensional, Marinescu et al. (2007) salientam a importância da retificação na usinagem de materiais de elevada dureza, como é o caso de aços tratados termicamente, que possuem dureza acima de 40 HRC. Malkin e Guo (2008) destacam que na produção de componentes de aços endurecidos, como aços ferramentas e rolamentos, o processo de retificação pode ser aplicado antes e depois do tratamento térmico, enquanto outros processos de usinagem são restritos ao material recozido. Ainda de acordo com os autores, a usinagem de materiais duros não-ferrosos como cerâmicas, metal duro e vidro é bastante dependente de processos abrasivos, como a retificação, por exemplo.

Há muitas diferenças em termos de características de processo entre a retificação e os processos convencionais de usinagem com ferramenta de geometria definida, mas uma delas refere-se ao tamanho das arestas cortantes que são bem menores, já que os grãos abrasivos do rebolo possuem formas irregulares e dimensões bem pequenas, inferiores a 0,5 mm em diâmetro médio. Além disso, estas pequenas arestas possuem arestas de corte com

geometria não definida, apresentando distribuição irregular na estrutura do rebolo e ângulo de saída predominantemente negativo (YOUSSEF; EL-HOFY, 2008).

O processo de retificação pode ser dividido em diferentes operações cuja diferença está relacionada, principalmente, com a geometria da superfície a ser gerada e do movimento/posição entre o rebolo e a peça. Diniz; Marcondes; Coppini (2010) classificam os processos de retificação em basicamente três tipos: cilíndrica (externa ou interna), plana (tangencial ou frontal) e de perfil. No caso específico da retificação plana tangencial, cujo processo é foco deste trabalho, a geometria da superfície a ser gerada pela retificação é plana, e o contato entre a peça e o rebolo se dá de forma tangente à superfície usinada. Na Figura 2.1 é mostrado um esquema que representa o processo de retificação plana tangencial com suas principais grandezas físicas, as quais serão definidas na sequência.

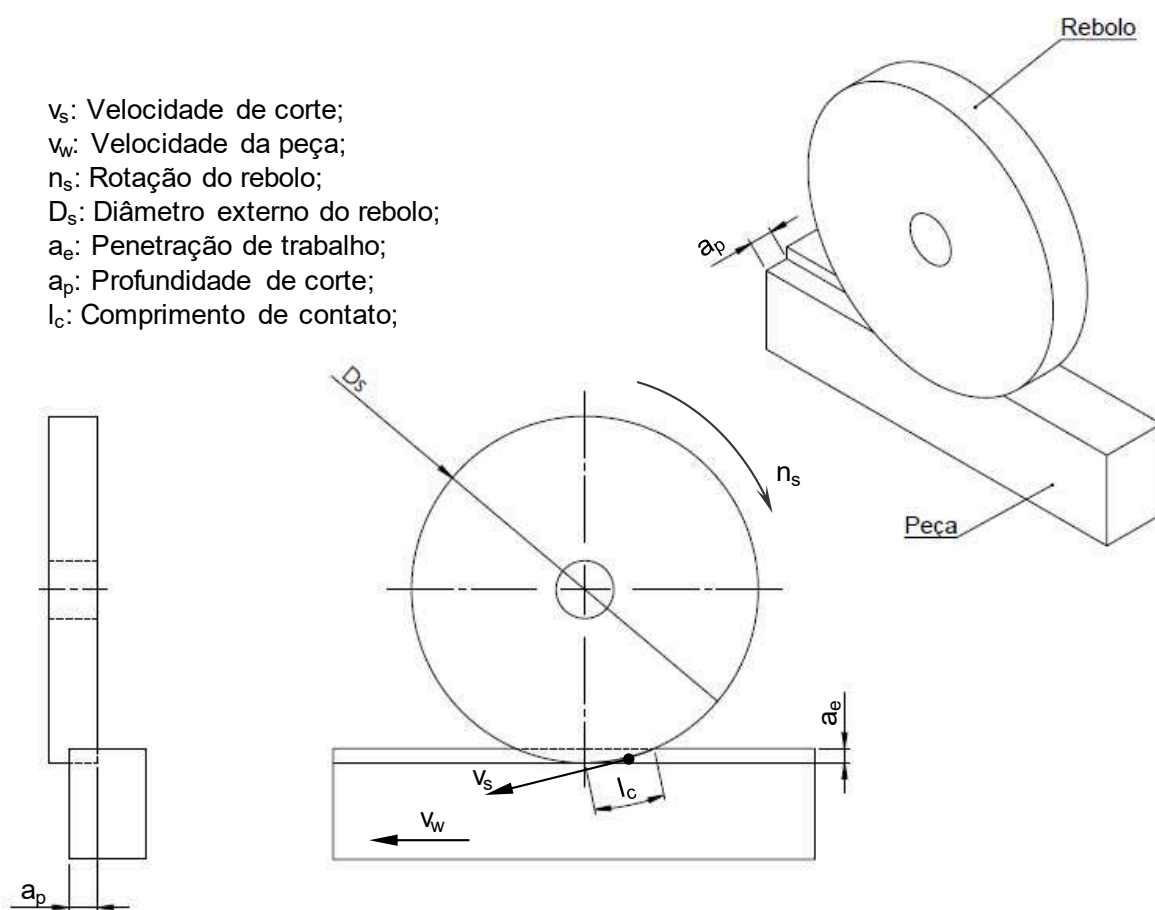


Figura 2.1: Esquema do processo de retificação plana tangencial e suas principais grandezas físicas (fonte: próprio autor).

2.1.1 Velocidade de corte ou velocidade periférica do rebolo (v_s)

A velocidade de corte no processo de retificação (v_s) é dada pela velocidade tangencial do rebolo e depende, portanto, de sua rotação (n_s) e seu diâmetro externo (D_s), podendo ser determinada conforme Eq. (1):

$$v_s = \frac{\pi \cdot D_s \cdot n_s}{60000} [m/s] \quad (1)$$

A velocidade de corte tipicamente utilizada nos processos de retificação varia entre 30 m/s e 38 m/s quando se empregam rebolos de abrasivos convencionais. No entanto, na retificação com rebolos de superabrasivos, tem-se conhecimento de velocidades de corte muito superiores. Chen et al. (2010) utilizaram velocidades de corte de 90 m/s e 150 m/s na retificação plana tangencial de três diferentes materiais cerâmicos (alumina, nitreto de silício e zircônia) com rebolo de diamante. Dai et al. (2018) realizaram ensaios experimentais de retificação plana tangencial da superliga Inconel 718 com rebolo vitrificado de CBN com velocidades de corte (v_s) entre 80 m/s e 140 m/s. Yang et al. (2015) propuseram um rebolo com estrutura polimérica reforçada com fibra de carbono para operar com velocidades de corte de até 400 m/s; as análises dos autores, no entanto, se limitaram ao estudo, via elementos finitos, da viabilidade de aplicação deste rebolo, não sendo realizados ensaios experimentais.

De acordo com Bianchi et al. (1997), a velocidade de corte exerce grande influência sobre o comportamento dos esforços de corte, desgaste do rebolo, acabamento e queima superficial da peça e vibrações da máquina-ferramenta. Ainda de acordo com os autores, para maiores valores de velocidade de corte, a frequência com que um grão abrasivo entra em contato com a peça é maior, fazendo com que este remova um menor volume de cavacos. Por consequência, a espessura dos cavacos removidos é menor, o que diminui as forças de corte, rugosidade da peça e desgaste do rebolo.

De acordo com Rowe (2014), o aumento da velocidade de corte no processo de retificação tem um efeito positivo na rugosidade superficial da peça e nas forças de corte, pois permite reduzir estas variáveis, ou seja, melhora a precisão geométrica e acabamento da superfície retificada. A explicação para esta relação está no fato de que a quantidade de grãos abrasivos ativos, que removem material da peça, aumenta com a velocidade de corte e, para uma mesma taxa de remoção de material, cada grão abrasivo removerá, portanto, menos material, reduzindo os esforços de corte em cada grão e favorecendo o acabamento superficial da peça usinada.

Contudo, é preciso ter cautela ao elevar a velocidade de corte, pois isso faz com que a dureza dinâmica do rebolo seja aumentada. Em casos em que o desgaste é excessivo, haverá maior dificuldade de grãos abrasivos desgastados se desprenderem (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2010), o que pode resultar em maior contato da área entre grãos e peça e assim elevação da temperatura na interface rebolo-peça. Com isso, haverá maior geração de calor e maior probabilidade de ocorrência de danos térmicos. Além disso, de acordo com Klocke (2009), o aumento na velocidade de corte também leva a um aumento na potência de corte,

o que resulta em maior energia térmica na peça e, conseqüentemente, danos térmicos para o componente.

Winter et al. (2014) analisaram a influência de diversos parâmetros de corte nos esforços de corte, potência e energia específica de corte, desgaste do rebolo e rugosidade da peça na retificação cilíndrica interna do aço endurecido SAE 52100 (62 HRC) com rebolo de CBN e observaram que a elevação da velocidade de corte reduziu os esforços de corte, taxa de desgaste do rebolo e rugosidade da peça, mas que elevou a potência de corte e energia específica. Os autores explicam que o aumento na velocidade de corte reduz a espessura de corte equivalente, reduzindo, conseqüentemente, os esforços de corte, desgaste do rebolo e rugosidade da peça. Em relação à potência e energia específica de corte, de acordo com Jackson et al. (2001), o aumento na velocidade de corte não é normalmente acompanhado por uma redução proporcional na força tangencial, o que acarreta, portanto, em um aumento na potência de retificação.

Gomes et al. (2018) analisaram o efeito do aumento da velocidade de corte de 12 m/s e 16 m/s na rugosidade (parâmetro Ra) e nos esforços de corte e microdureza da superfície do aço endurecido SAE 52100 (703 HV) após retificação plana tangencial com rebolo de carbeto de silício. Eles observaram uma redução estatisticamente significativa, em 18% e 13% a força normal e tangencial, respectivamente, mas quase nenhuma alteração na rugosidade e microdureza. Eles relataram que o aumento na velocidade de corte resulta em um comprimento de contato menor entre cada grão abrasivo e a peça, o que reduz o atrito, a deformação plástica e a remoção de cavaco por grão abrasivo, reduzindo, conseqüentemente, os esforços de corte.

2.1.2 Velocidade da peça (v_w)

A velocidade da peça (v_w), ou velocidade longitudinal da mesa de trabalho na retificação plana tangencial, assume valores bem menores que a velocidade do rebolo (v_s). De acordo com Malkin e Guo (2008), valores típicos para a relação v_s/v_w na retificação plana tangencial são entre 100 e 200, embora seja comum encontrar na literatura trabalhos que utilizaram valores bem mais altos para esta relação. Hadad et al. (2012), por exemplo, utilizaram uma relação v_s/v_w de 900 na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de óxido de alumínio branco (Al_2O_3).

A relação de velocidades v_s/v_w está associada a dimensão do cavaco não deformado como será melhor apresentado posteriormente. Maiores valores desta relação diminuem a espessura de cavaco não deformado e aumenta a quantidade de grãos ativos, o que tende a reduzir os esforços de corte e rugosidade da superfície retificada (MALKIN; GUO, 2008). Além disso, devido à redução na espessura do cavaco, uma maior relação v_s/v_w pode reduzir significativamente a taxa de desgaste do rebolo (BATAKO; MORGAN; ROWE, 2013).

De forma contrária ao que ocorre com a velocidade de corte (v_s), o aumento de v_w diminui o tempo de contato entre rebolo/peça e a quantidade de grãos abrasivos ativos, o que gera um aumento na quantidade de material removido por cada grão e, consequentemente, um aumento nos esforços de corte e perda da qualidade da superfície retificada. Saravanakumar et al. (2018) realizaram ensaios experimentais de retificação plana tangencial em aço de baixo carbono com rebolo convencional de Al_2O_3 rosa e observaram que a rugosidade superficial (parâmetro R_a) da peça aumentou com v_w de forma estatisticamente significativa.

Yao et al. (2014) analisaram os esforços de corte na retificação plana tangencial do aço endurecido de alta resistência AerMet 100 (54 HRC) com rebolos de Al_2O_3 e CBN, sob diferentes condições de corte. Os autores observaram que os esforços de corte (força normal e tangencial) aumentaram com a velocidade da peça (v_w) independentemente do tipo de rebolo utilizado. Segundo os autores, o aumento na velocidade da peça aumenta a quantidade de material da peça que se move para a área de contato e a espessura de cavaco não deformado, aumentando, consequentemente, os esforços de corte.

Abrão et al. (2019) analisaram a influência da velocidade da peça (v_w) na rugosidade do aço endurecido SAE 52100 (60 ± 2 HRC) após retificação com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de lubri-refrigeração. Os autores observaram que o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na rugosidade (parâmetro R_a) para ambas as condições de lubri-refrigeração testadas (convencional e técnica de mínima quantidade de lubrificante). De acordo com os autores, o aumento na velocidade da peça leva a um aumento na espessura equivalente de corte (h_{eq}) e na tensão entre os grãos abrasivos, o que afeta negativamente o acabamento da superfície retificada.

É importante salientar que, embora o aumento na velocidade da peça (v_w) aumente os esforços de corte e acabamento superficial conforme mencionado anteriormente, de acordo com Malkin e Guo (2008) o aumento de v_w pode reduzir a profundidade da camada termicamente afetada pelo processo de retificação, uma vez que maiores valores de v_w resultam em menores tempos de aquecimento da peça.

2.1.3 Penetração de trabalho (a_e) e profundidade de corte (a_p)

A penetração de trabalho no processo de retificação plana tangencial é a grandeza física que consiste na penetração do rebolo em relação à peça, medida no plano de trabalho (plano que contém os vetores v_s e v_w) e em uma direção perpendicular à direção da velocidade da peça (MACHADO et al., 2015). Devido ao tamanho bem reduzido dos grãos abrasivos, que são os responsáveis pela remoção de material da peça, a penetração de trabalho assume valores bem baixos na retificação plana tangencial, que podem ser 10, 100 ou 1000 vezes menor que aqueles valores empregados nos processos de usinagem com ferramenta de

geometria definida, como é o caso do fresamento, por exemplo. De acordo com Malkin e Guo (2008), para a retificação plana tangencial a penetração de trabalho (a_e) assume valores na faixa de 10-50 μm . A exceção é para o caso do processo de retificação denominado *creep-feed*, que é caracterizado pela combinação de velocidades da peça bem pequenas (0,05 m/min a 0,5 m/min) com valores mais elevados de penetrações de trabalho, que variam entre 0,1 mm e 30 mm (ORTEGA et al., 2015).

Reddy e Gosh (2016) conduziram testes de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 ($\approx$ 63 HRC) com rebolo de Al_2O_3 , com v_s de 30 m/s e velocidade da peça em torno de 12 m/min e com dois valores de penetração de trabalho diferentes (5 μm e 10 μm), além de diferentes atmosferas de corte. Os autores observaram que o aumento da penetração de trabalho fez com que acabamento superficial da peça deteriorasse, aumento no parâmetro R_a de até 43%. Embora os autores não expliquem a razão do aumento da rugosidade com a penetração de trabalho, segundo Klocke (2009), o aumento deste parâmetro de corte no processo de retificação plana tangencial implica no aumento do comprimento de contato entre o rebolo e a peça, e, conseqüentemente, na quantidade de grãos abrasivos ativos. Ainda de acordo com o autor, este fenômeno leva a geração de maiores esforços de corte, maior calor gerado no processo e pior acabamento superficial.

A profundidade de corte no processo de retificação plana tangencial é a grandeza física que consiste na penetração do rebolo em relação à peça, medida em uma direção perpendicular ao plano de trabalho e à velocidade da peça (v_w). Esta grandeza também pode ser definida como a largura efetiva de corte (b_{seff}), isto é, a largura do rebolo que está em contato com a peça e, portanto, promove remoção de material. Com o aumento da profundidade de corte, o número de grãos ativos é maior, o que, conseqüentemente, gera maiores esforços de corte e aumenta a quantidade de calor gerado no processo. Valores típicos para profundidade de corte (a_p) na retificação plana tangencial são normalmente escolhidos em função largura do rebolo, sendo nas faixas de 0,67-0,80 e 0,50-0,67 vezes a largura do mesmo para as operações de desbaste e acabamento, respectivamente (TSCHÄTSCH, 2009). Machado et al. (2015) afirma ser recomendado valores de a_p entre 1/4 a 4/5 da largura do rebolo.

Ainda em relação à profundidade de corte no processo de retificação plana tangencial, é importante salientar que peças cuja largura da área a ser usinada é maior que a largura do rebolo, devem ser retificadas, evidentemente, com incremento no avanço transversais a cada passagem longitudinal do rebolo. Valores de avanço transversal muito pequeno, isto é, profundidades de corte muito pequenas, podem causar quebras nas quinas do rebolo, tornando sua topografia não uniforme, o que pode acarretar erros dimensionais na superfície usinada (MALKIN; GUO, 2008).

2.1.4 Taxa de remoção de material (Q_w) e taxa de remoção de material específica (Q'_w)

A taxa de remoção de material no processo de retificação é definida como sendo o volume de material removido por unidade de tempo, dada em mm^3/s (Klocke, 2009). Para o processo de retificação plana tangencial em específico, a taxa de remoção de material é o produto entre os parâmetros penetração de trabalho (a_e), velocidade da peça (v_w) e profundidade de corte (a_p). Portanto, a taxa de remoção de material pode ser calculada por meio da Eq. (2).

$$Q_w = a_e \cdot v_w \cdot a_p \text{ [mm}^3/\text{s]} \quad (2)$$

A taxa de remoção de material específica é a relação entre a taxa de remoção de material e a largura efetiva de corte (ou profundidade de corte – a_p), sendo, portanto, expressa pela Eq. (3) para o caso da retificação plana tangencial.

$$Q'_w = a_e \cdot v_w \text{ [mm}^3/(\text{mm} \cdot \text{s})] \quad (3)$$

2.1.5 Espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) e espessura de corte equivalente (h_{eq})

A espessura de cavaco não deformado, como o próprio nome sugere, é a espessura da porção de material que irá se transformar em cavaco em um dado instante de tempo. Na retificação plana tangencial, a espessura de cavaco não deformado pode ser representada levando-se em consideração o movimento relativo entre o rebolo e a peça, e a penetração de trabalho, conforme ilustrado na Figura 2.2, em que n_s , D_s , a_e , v_w , l_e e h_{cu} são, respectivamente, a rotação do rebolo, diâmetro externo do rebolo, penetração de trabalho, velocidade da peça, percurso efetivo de corte e a espessura de cavaco não deformado.

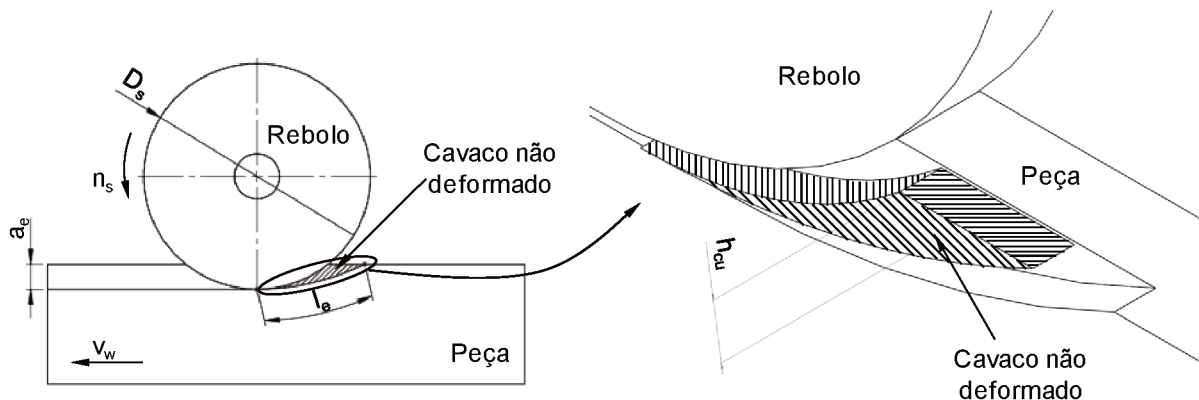


Figura 2.2: Ilustração do cavaco não deformado no processo de retificação plana tangencial (fonte: próprio autor).

Conforme pode ser observado na Figura 2.2, a espessura de cavaco não deformado no processo de retificação plana tangencial varia de acordo com o percurso efetivo de corte (l_e).

Para a retificação do tipo discordante, em que o sentido da velocidade de corte é contrário ao da velocidade da peça (como é o caso da ilustração da Figura 2.2), a espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) é máxima ao final do percurso efetivo de corte (l_e) e mínima no início. Na retificação do tipo concordante ocorre o oposto: h_{cu} é máxima no início do percurso efetivo de corte e mínima no final (MALKIN; GUO, 2008).

De acordo com Marinescu et al. (2007), a máxima espessura de cavaco não deformado na retificação plana tangencial pode ser calculada por meio da Eq. (4), em que C corresponde à densidade ativa de grãos abrasivos e r é um fator relacionado à geometria dos grãos.

$$h_{cu_max} = \sqrt{\frac{v_w}{v_s} \cdot \frac{1}{C \cdot r} \sqrt{\frac{a_e}{D_s}}} \quad (4)$$

A espessura de corte equivalente (h_{eq}) é uma grandeza similar à espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) e, segundo Malkin e Guo (2008), calculada por meio da Eq. (5).

$$h_{eq} = a_e \cdot \left(\frac{v_w}{v_s} \right) \quad (5)$$

Tanto h_{eq} quanto h_{cu_max} são grandezas que indicam a magnitude da penetração do grão abrasivo na peça e, portanto, aumentam com a taxa de remoção de material (Q_w). Inclusive, ambos são parâmetros muito utilizados para descrever a severidade do processo de retificação. Portanto, quanto maiores forem estas grandezas, mais severo será o processo, aumentando, conseqüentemente, os esforços de corte, calor gerado no processo, desgaste do rebolo e rugosidade da superfície retificada (KLOCKE, 2009). Rowe (2014) salienta que a espessura de corte equivalente (h_{eq}) é muitas vezes utilizada para relacionar resultados empíricos de condições específicas de material e abrasivo, dada sua forte correlação com os esforços de corte e rugosidade da superfície retificada.

No entanto, é importante salientar que em um trabalho recente, Ruzzi et al. (2019a) avaliaram a rugosidade, esforços de corte, coeficiente de atrito e energia específica, na retificação plana da superliga Inconel 718 com rebolo de carbeto de silício em diferentes valores de velocidade de corte e penetração de trabalho, mas mantendo o mesmo valor de espessura de corte equivalente (h_{eq}) e obtiveram resultados interessantes, em que a equação para o cálculo espessura de corte equivalente não demonstrou ser aplicável para as análises. Os autores observaram que, mesmo com valores iguais de h_{eq} , foram verificados resultados bem distintos de rugosidade, esforços de corte e energia específica. De acordo com os autores, a não correlação dos resultados com a espessura de corte equivalente pode estar

associado a características específicas do material, como elevada taxa de encruamento e baixa condutividade térmica.

2.2 Processo de formação de cavaco na retificação plana tangencial

O processo de formação de cavaco na retificação ocorre devida à interação de um grande número de grãos abrasivos do rebolo em contato com a superfície da peça. De acordo com Marinescu et al. (2007), cada grão abrasivo interage com a superfície segundo três mecanismos fundamentais, a saber: micro-sulcamento, micro-corte e micro-lascamento, que estão ilustrados nas Figura 2.3(a), (b), e (c), respectivamente.

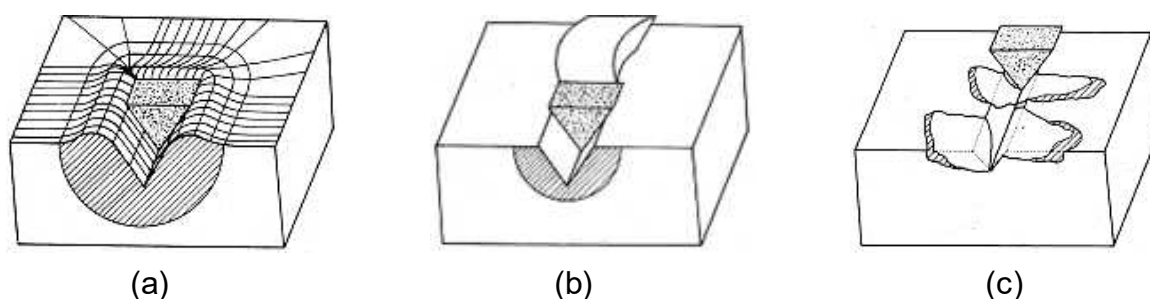


Figura 2.3: Ilustração dos principais mecanismos de corte oriundos da interação entre um grão abrasivo e a peça: (a) micro-sulcamento, (b) micro-corte, (c) micro-lascamento (adaptado de ZUM GAHR, 1987).

O micro-sulcamento consiste na penetração do grão abrasivo na peça gerando deformação plástica contínua para as laterais do sulco e, idealmente, o micro-sulcamento devido a um único grão abrasivo não resulta em remoção de material (ZUM GAHR, 1987). O micro-corte, por sua vez, consiste na penetração do grão abrasivo na peça resultando em remoção de material com consequente formação de cavaco, idealmente sem deformação plástica remanescente, isto é, o volume de material removido é igual ao volume do risco provocado pelo abrasivo (MULHEAN; SAMUEL, SEDRICKS; MULHEAN e ZUM GAHR apud DA SILVA, 2008). Na prática, os mecanismos de micro-sulcamento e micro-corte ocorrem simultaneamente na retificação de materiais dúcteis. Segundo Marinescu et al. (2016), a predominância de um mecanismo em relação ao outro depende, basicamente, do par abrasivo/peça, condições de retificação e geometria da aresta de corte. Em relação ao mecanismo de micro-lascamento, ele está associado à formação e propagação de trincas, fenômenos muito comuns na usinagem de materiais frágeis como, por exemplo, vidros e cerâmicas (MARINESCU et al., 2016).

Tian et al. (2015) descrevem de forma bem didática o processo de formação de cavaco na retificação e para isso eles dividiram-no em três fases distintas: atrito, sulcamento e corte.

Na fase inicial, enquanto a penetração do grão abrasivo ainda não é suficiente para remover material da peça, existe contato entre o abrasivo e o material da peça gerando apenas deformação elástica. Na medida em que se aumenta a penetração do grão abrasivo na peça, a deformação plástica se inicia nas laterais do grão abrasivo, gerando a formação de sulcos (mecanismo de micro-sulcamento). Quando o grão abrasivo atinge certo valor de penetração crítica, o material da peça cisalha, formando, assim, o cavaco (mecanismo de micro-corte).

Klocke (2009) ilustrou o processo de formação de cavaco na retificação plana tangencial dividindo-o em três regiões que abrangem as três fases citadas anteriormente, conforme mostrado na Figura 2.4, em que T_p representa a penetração crítica para o início do cisalhamento do material e consequente formação de cavaco.

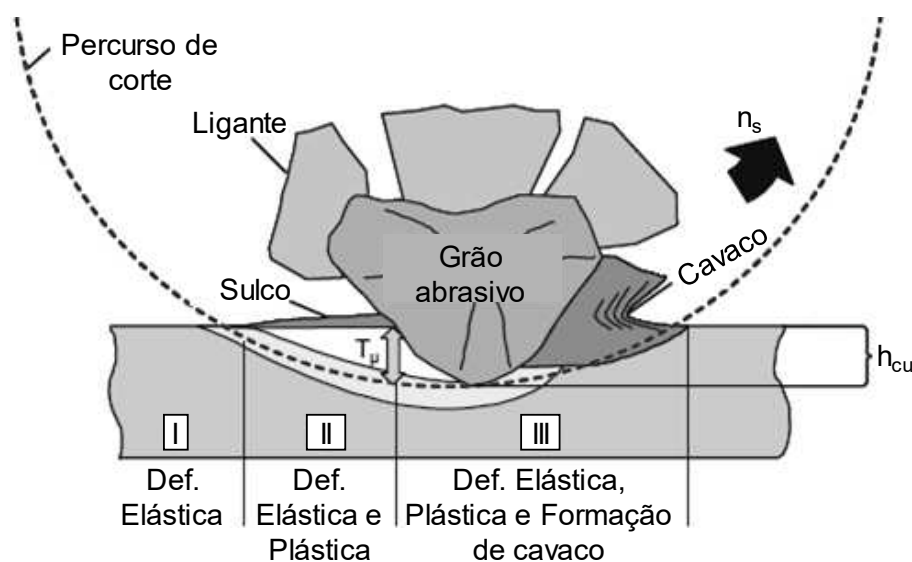


Figura 2.4: Ilustração do processo de formação de cavaco na retificação plana tangencial (adaptado de KLOCKE, 2009).

Da Figura 2.4 tem-se que, inicialmente, na região I, a penetração do grão abrasivo na peça ainda é muito pequena, de forma que não é ainda suficiente para que ocorra deformação plástica nem tampouco remoção de material. Na região II, a penetração do grão abrasivo já é suficiente para que exista deformação plástica, logo já há início do processo de formação de sulcos. Nesta fase o fenômeno é conhecido como sulcamento, decorrente da forma irregular do grão abrasivo que possui ângulo de saída negativo, além de ser influenciado pela ductilidade do material da peça (GOSH; CHATTOPADHYAY; PAUL, 2008).

Na região III, onde a penetração do grão abrasivo atinge o valor crítico T_p , as tensões envolvidas no processo ultrapassam o limite de resistência do material da peça que, então, se rompe por cisalhamento, gerando, além das deformações elásticas e plásticas, a formação de cavaco. O valor crítico de penetração (T_p) é fortemente influenciado pelas condições de lubrificação do processo: melhores condições de lubrificação favorecem a deformação

plástica (mecanismo de sulcamento) e, conseqüentemente, aumenta T_μ (MARINESCU et al., 2007). É durante a ação do grão abrasivo pelas regiões I e II em que há maior consumo de energia.

É importante salientar que o processo de formação de cavaco na retificação de materiais frágeis difere-se daquele de materiais dúcteis apenas no que diz respeito à fase de deformação plástica do material. Na retificação de materiais frágeis, o material não consegue suportar as tensões por deformação plástica, e assim as trincas são nucleadas e iniciam a sua propagação com conseqüente remoção de material por lascamento [mecanismo de micro-lascamento - Figura 2.3(c)]. Entretanto, mesmo materiais frágeis como vidros e cerâmicas podem se comportar como dúcteis durante o processo de retificação, desde que a espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) seja menor que certo limite crítico, ou ainda que a velocidade seja superior que certo limite crítico, o que faz com que o material frágil sofra cisalhamento semelhante ao observado em materiais dúcteis, devido a um fenômeno conhecido por plasticidade microscópica (ARIF et al., 2013).

2.3 Força, potência e energia específica no processo de retificação plana tangencial

Os esforços de corte nos processos de retificação em geral podem ser analisados de duas formas: micro e macroscópica. Em termos microscópicos, cada grão abrasivo suporta uma força de corte que pode ser decomposta nas direções tangencial (F_{ts}) e normal (F_{ns}). De forma macroscópica, a força de corte aplicada no rebolo como um todo é a soma vetorial das forças que agem sobre cada grão abrasivo. Esta força é comumente decomposta também nas direções tangencial e normal à superfície retificada, representadas pelos vetores F_t e F_n , respectivamente. Na Figura 2.5 é mostrado um esquema que ilustra as componentes tangencial e normal da força de corte na retificação plana tangencial.

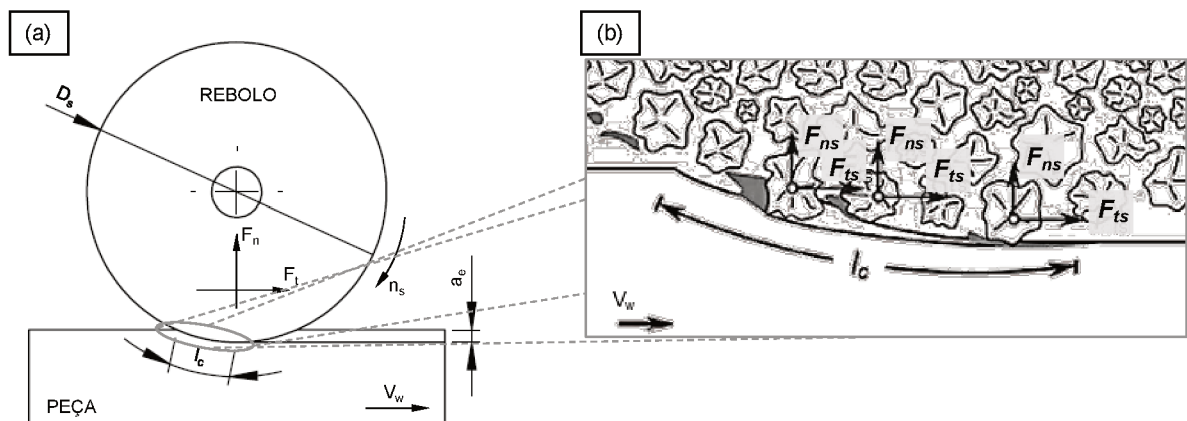


Figura 2.5: Ilustração das componentes de força na retificação plana tangencial. (a) análise macroscópica; (b) análise microscópica (adaptado de LI et al., 2017).

A força tangencial (F_t) é a única componente da força de corte no processo de retificação plana tangencial que gera trabalho e, portanto, está associada à potência de corte. A força normal, por sua vez, está relacionada com a força tangencial pelo coeficiente de retificação (μ), que é definido pela relação F_t/F_n . O coeficiente de retificação é um parâmetro utilizado para caracterizar as condições de atrito na zona de contato entre os grãos abrasivos e a peça, podendo ser interpretado como uma medida da habilidade de corte do rebolo e da eficácia de remoção de material (KLOCKE, 2009). Na retificação de acabamento em aços o valor típico do coeficiente de retificação está na faixa de 0,25-0,50 (MARINESCU et al., 2007).

Os parâmetros de corte no processo de retificação exercem bastante influência nos esforços de corte, principalmente os que estão relacionados com a espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) e espessura de corte equivalente (h_{eq}), isto é, a penetração de trabalho (a_e), velocidade de corte (v_s) e velocidade da peça (v_w). Yao et al. (2014) analisaram a força normal (F_n) e tangencial (F_t) durante a retificação plana tangencial do aço AerMet 100 (54 HRC) com diferentes tipos de rebolos, incluindo dois tipos de óxido de alumínio (SA80KV e WA60KV) e um com superabrasivo de nitreto cúbico de boro (CBN) e testaram diferentes condições de corte [velocidade da peça (v_w), penetração de trabalho (a_e) e velocidade de corte (v_s)]. Os resultados encontrados por estes autores para as forças de retificação estão mostrados na Figura 2.6.

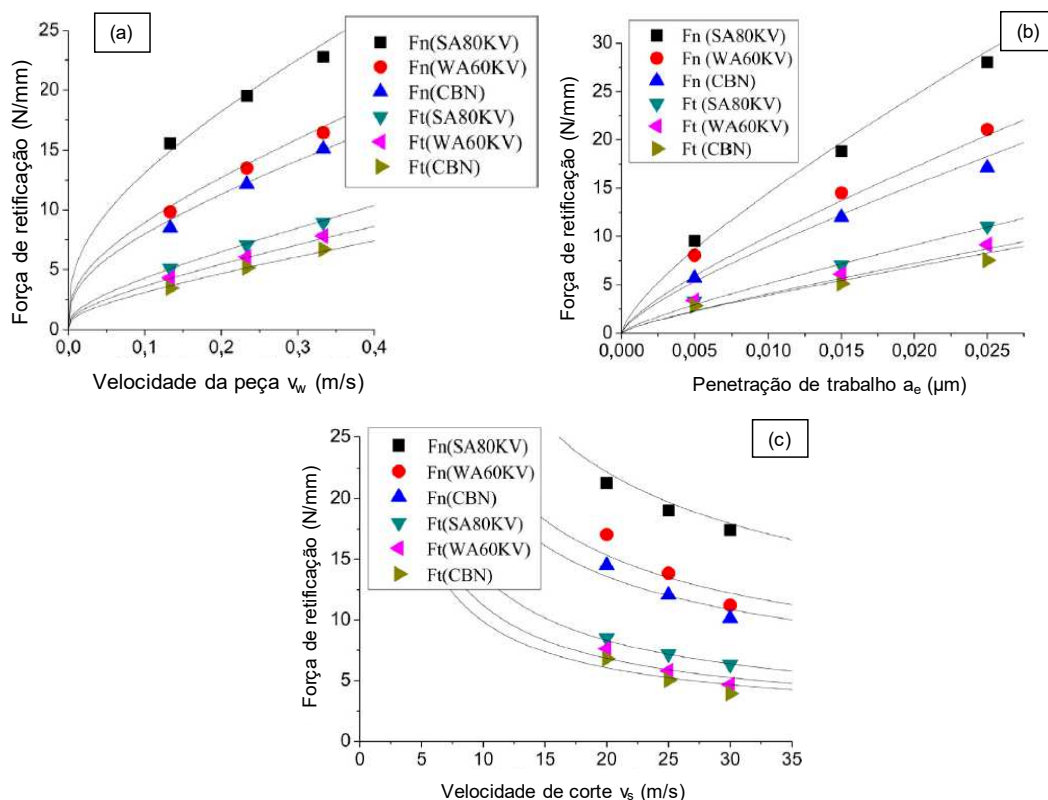


Figura 2.6: Força de retificação do aço AerMet 100 (54 HRC) com diferentes tipos de rebolo em função da: (a) velocidade da peça; (b) penetração de trabalho; (c) velocidade de corte (adaptado de Yao et al., 2014).

Conforme pode ser observado na Figura 2.6, os resultados de Yao et al. (2014) mostram que os esforços aumentam com a velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e), mas diminuem com o aumento da velocidade de corte (v_s), independentemente do tipo de abrasivo utilizado. De acordo com os autores, o aumento na velocidade de corte diminui o tempo de cada passo de retificação, o que resulta em uma maior quantidade de material da peça se movendo para a região de corte, e com isso aumentando a espessura de cavaco não deformado e, conseqüentemente, os esforços de corte. De forma oposta, o aumento na velocidade de corte diminui a espessura de cavaco não deformado, reduzindo, por sua vez, os esforços de corte. Com relação à penetração de trabalho, os autores explicam que o aumento deste parâmetro agrava a deformação do cavaco e o atrito entre a peça e os grãos abrasivos, uma vez que uma maior quantidade de grãos entra em contato com a peça, resultando em um aumento nos esforços de corte.

A profundidade de corte (a_p), ou largura efetiva do rebolo, também exerce influência conforme mencionado anteriormente: quanto maior for o a_p , maior será a quantidade de grãos abrasivos ativos, bem como maior será a área da seção transversal que será transformada em cavaco, resultando, conseqüentemente, em maiores esforços de corte.

De acordo com Malkin e Guo (2008), a potência de corte (P_c) na retificação é definida pela multiplicação entre a força tangencial e a soma, ou subtração, entre as velocidades de corte (v_s) e da peça (v_w), conforme mostrado na Eq. (6):

$$P_c = F_t \cdot (v_s \pm v_w) [W] \quad (6)$$

O sinal do termo correspondente à velocidade da peça (v_w) na Eq. (6) varia de acordo com o sentido de retificação, sendo ele positivo para o caso da retificação discordante e negativo para a retificação concordante. Entretanto, uma vez que a velocidade da peça no processo de retificação plana tangencial assume sempre valores muito menores que a velocidade de corte, seu efeito pode ser considerado desprezível. Dessa forma, a potência de corte no processo pode ser simplificada conforme mostrado na Eq. (7):

$$P_c = F_t \cdot v_s [W] \quad (7)$$

Ao dividir a potência de corte pela taxa de remoção de material (Q_w) tem-se a energia específica de corte (U_c), que é a energia consumida para remoção de um volume de material por unidade de tempo, dada em J/mm^3 . Conforme já mencionado anteriormente, no processo de retificação plana tangencial, a taxa de remoção de material é dada pela multiplicação dos parâmetros penetração de trabalho (a_e), profundidade de corte (a_p) e velocidade da peça (v_w) – conforme especificado na Eq. (2). Assim, a energia específica de corte no processo de retificação plana tangencial é dada pela Eq. (8):

$$U_c = \frac{P_c}{Q_w} = \frac{F_t \cdot v_s}{a_e \cdot a_p \cdot v_w} \text{ [J/mm}^3\text{]} \quad (8)$$

A energia específica dos processos de retificação assume, em geral, valores dez vezes maiores que aqueles observados nos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida como torneamento, fresamento e furação (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). Na Tabela 2.1 são mostrados valores de energia específica para os processos de usinagem com ferramentas de geometria definida e para a retificação em diferentes materiais, segundo Boothroyd e Knight (2006).

Tabela 2.1 – Energia específica de corte (U_c) para diferentes materiais e em função do processo de usinagem (adaptado de BOOTHROYD; KNIGHT, 2006).

Material da peça	Energia específica (U_c) [J/mm ³]	
	Fresamento	Retificação
Ligas de alumínio	0,4 - 1,1	6,8 - 27,3
Ferros fundidos	1,6 - 5,5	11,3 - 60,0
Ligas de titânio	3,0 - 5,0	16,4 - 54,6
Aços	2,7 - 9,3	13,6 - 68,2

De acordo com Sinha et al. (2017), a razão para estes elevados valores de energia específica na retificação está nas características do processo de formação de cavaco, que inclui, de forma inerente, uma grande contribuição na energia consumida para o atrito e formação de sulcos, fenômenos estes que não geram remoção de material da peça. Malkin e Guo (2008) dividem a energia específica total na retificação em três parcelas: a energia específica consumida na formação do cavaco propriamente dito, isto é, no cisalhamento do material (u_{ch}), a energia consumida no processo de sulcamento, ou seja, na deformação plástica (u_{pl}), e a energia específica devido ao atrito e deslizamento dos grãos abrasivos sobre o material da peça (u_{sl}).

As parcelas da energia específica associadas com as deformações elásticas e plásticas do material (u_{sl} e u_{pl}) aumentam de forma exponencial com a redução da penetração de trabalho (a_e) e/ou velocidade da peça (v_w), fazendo com que a energia específica de corte seja bem elevada em operações de acabamento, ou quando grãos abrasivos finos (de pequenas dimensões) são utilizados. Este é um fenômeno na usinagem comumente denominado efeito escala (termo que foi traduzido do Inglês “*size effect*”). Na Figura 2.7 é mostrado o comportamento da energia específica de corte (mecânica, medida por meio dos esforços de corte) em função da taxa de remoção de material específica (Q_w'), que é a multiplicação dos parâmetros de corte v_w e a_e conforme especificado na Eq. (3).

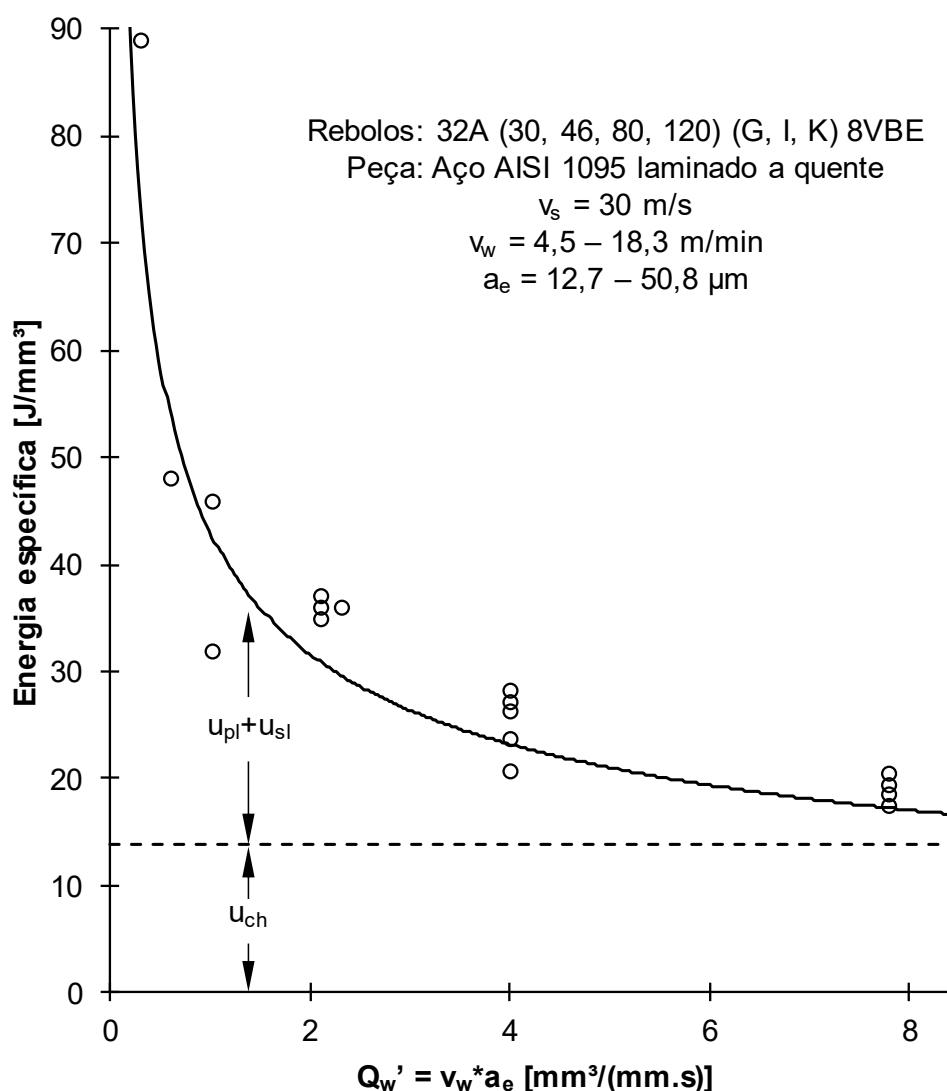


Figura 2.7: Energia específica de corte em função da taxa de remoção de material específica na retificação plana tangencial (adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

Os esforços de corte na retificação são normalmente utilizados como variáveis de saída para o estudo e/ou monitoramento do processo, uma vez em que os esforços de corte podem ser correlacionados com o desgaste do rebolo ou até mesmo com a integridade superficial da peça. Além disso, uma vez conhecida a força tangencial (F_t), é possível calcular a potência e energia específica de corte por meio das Eq. (7) e (8), respectivamente.

O método mais comum para medição de esforços de corte no processo de retificação plana tangencial é a utilização de dinamômetros que empregam cristais piezoelétricos, conforme utilizado, por exemplo, por Tawakoli et al. (2011) e Yao et al. (2014). A peça é fixada sobre o dinamômetro que, com os cristais piezoelétricos, responde às deformações causadas na peça pelo processo com um sinal de tensão, que por sua vez é diretamente associado aos esforços de corte. Na Figura 2.8 é mostrado um esquema ilustrativo desta metodologia.

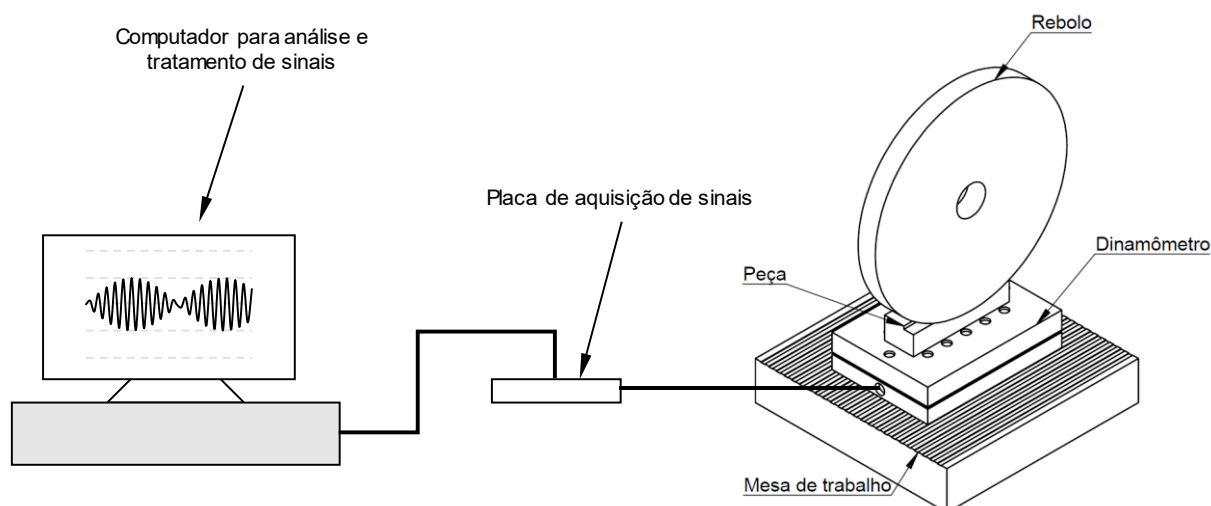


Figura 2.8: Ilustração da metodologia empregada na medição de esforços de corte com dinamômetro na retificação plana tangencial (fonte: próprio autor).

Hadad et al. (2012) mediram os esforços de corte na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 (50 ± 2 HRC) com um rebolo de Al_2O_3 por meio de um dinamômetro com cristais piezoelétricos. Os parâmetros de corte utilizados pelos autores foram $v_s = 30$ m/s, $v_w = 2$ m/min, $a_e = 30$ μ m e $a_p = 8$ mm. Os autores registraram forças tangenciais iguais a 20 N e 12,5 N para as condições a seco e com fluido de corte aplicado pela técnica convencional, respectivamente. Eles calcularam o coeficiente de retificação (μ), sendo eles 0,40 e 0,30 para as condições a seco e com fluido de corte, respectivamente. Segundo os autores, a aplicação do fluido de corte na retificação influencia o processo de formação do cavaco por meio de um filme lubrificante na interface, reduzindo consequentemente as forças de atrito, além de promover também a refrigeração na zona de contato.

Outro método para análise dos esforços de corte, potência e energia específica na retificação é realizar a medição da potência elétrica da máquina ou por meio do motor elétrico responsável pela rotação do rebolo. Este método possui a vantagem de ser mais economicamente viável em comparação à metodologia que emprega dinamômetros, além de ser relativamente mais simples no que diz respeito à sua instalação, visto que não se altera a forma de fixação da peça para realização do processo (DE PAIVA et al., 2019). Entretanto, para calcular a força, potência e energia específica de corte por meio da potência elétrica, é necessário um estudo minucioso das perdas relacionadas ao motor elétrico e à energia necessária para movimentação da ferramenta e máquina-ferramenta em vazio, conforme explicado e explorado por Costa et al. (2017) ao estudarem este parâmetro durante o processo de torneamento.

Em outro trabalho recente, Tian et al. (2017) utilizaram um sistema de medição de potência elétrica portátil para monitoramento do processo de retificação plana tangencial. A potência real foi calculada por meio dos sinais instantâneos de corrente elétrica e tensão do

motor elétrica trifásico responsável pela rotação do eixo árvore, que por sua vez foram medidos com o auxílio de sensores por efeito-hall não invasivos. Os autores observaram que o sinal de potência elétrica foi sensível às diferentes condições de corte, de forma que eles foram maiores para condições mais severas de usinagem, ou seja, quando houve aumento da taxa de remoção de material. Os resultados obtidos por estes autores estão apresentados na Figura 2.9.

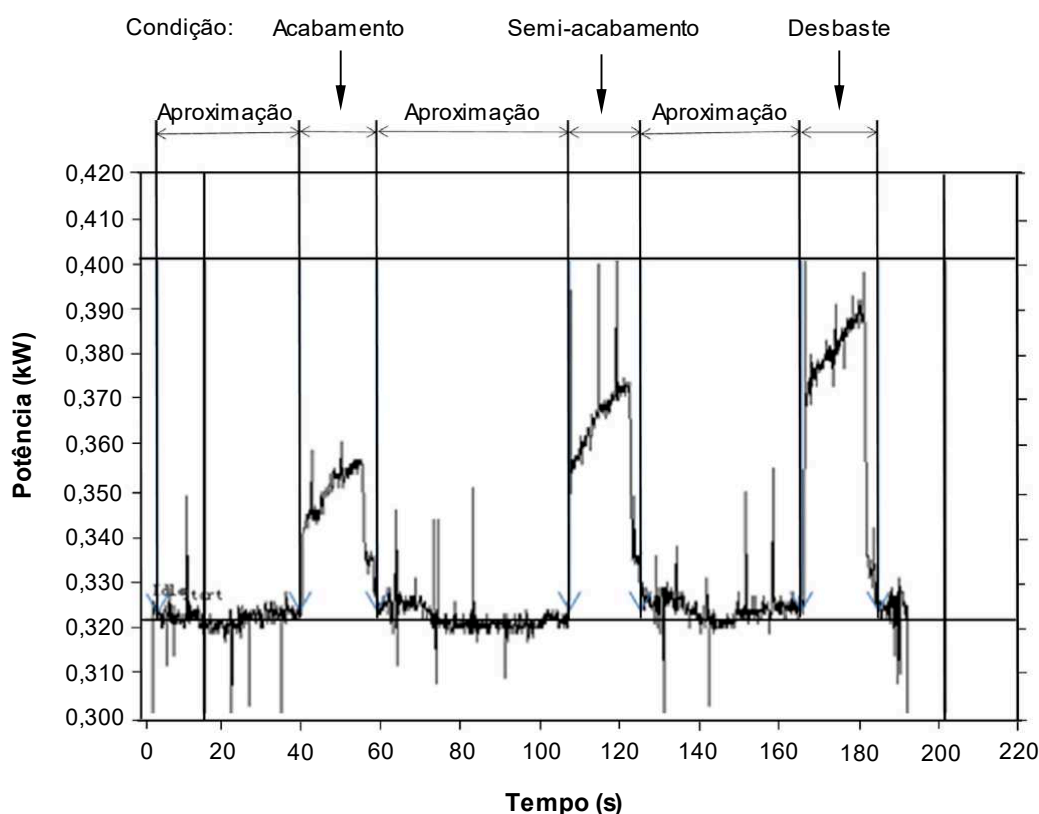


Figura 2.9: Sinal de potência elétrica em função do tempo na retificação plana tangencial da superliga Inconel 718 com diferentes taxas de remoção de material (adaptado de TIAN et al., 2017).

Madopothula; Nimmagadda; Lakshmanan (2018) também mediram a potência do eixo árvore da máquina-ferramenta no processo de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 (59 - 61 HRC) com diferentes tipos grãos abrasivos de Al_2O_3 , e procuraram encontrar uma relação dela com a formação de camada branca e sua espessura abaixo da superfície retificada. A potência foi medida a partir de sensores de efeito hall e adquirida com auxílio do software LabVIEW 2012 com uma taxa de aquisição de 2 kHz. Na Figura 2.10 é mostrado um desenho esquemático da metodologia utilizada pelos autores na medição de potência elétrica. Os autores relataram haver uma boa correlação entre o pico de potência durante o processo de corte e a espessura da camada branca formada na peça como consequência do processo, de forma que o método permitiu estimar e detectar a formação da camada branca na retificação.

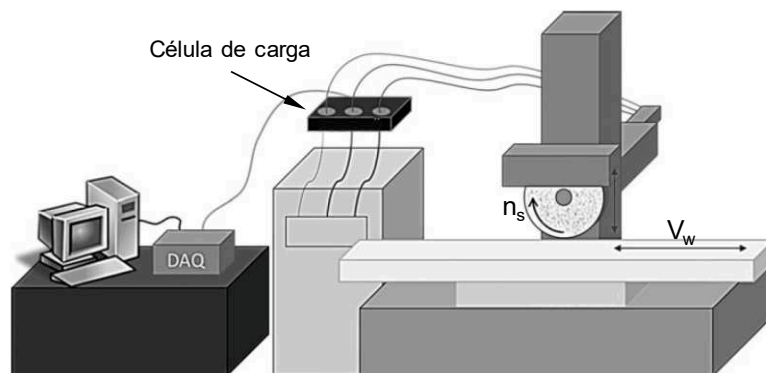


Figura 2.10: Esquema para medição de potência elétrica na retificação plana tangencial empregada por Madopothula; Nimmagadda; Lakshmanan (2018).

2.4 Aspectos térmicos no processo de retificação plana tangencial

A maior parte de toda a energia gerada durante o processo de retificação é transformada em calor na zona de corte. Este calor, por sua vez, é conduzido, ou dissipado, para as partes envolvidas no processo, a saber: peça, rebolo, cavaco e meio. Dessa forma, o calor total gerado no processo de retificação (q_t) pode ser descrito conforme a Eq. (9).

$$q_t = q_{pe\tilde{c}a} + q_{rebol\tilde{o}} + q_{cavaco} + q_{meio} \quad (9)$$

Onde:

- $q_{pe\tilde{c}a}$: parcela de calor conduzido para a peça;
- $q_{rebol\tilde{o}}$: parcela de calor conduzido para o rebolo;
- q_{cavaco} : parcela de calor conduzido para o cavaco;
- q_{meio} : parcela de calor dissipado pelo meio, isto é, pela atmosfera de usinagem (podendo ser o ar ambiente, fluido de corte ou outro meio como argônio, nitrogênio líquido).

Diferentemente dos processos de usinagem que utilizam ferramentas com geometria definida, no processo de retificação, em geral, a parcela de calor que é conduzida para o cavaco (q_{cavaco}) é bem pequena. Isto se deve ao fato de serem empregados pequenos valores de penetração de trabalho que, por sua vez, resultam em cavacos com pequena área da seção transversal e pequena massa, dificultando, portanto, a troca de calor por este elemento. A parcela de calor que é conduzida para o rebolo ($q_{rebol\tilde{o}}$) também é pequena, principalmente quando se utilizam rebolos de abrasivos convencionais de óxido de alumínio branco (Al_2O_3) e carbeto de silício (SiC), os quais possuem relativa baixa condutividade térmica (35 W/mK e 100 W/mK em temperatura ambiente – ROWE, 2014). Embora a condutividade térmica dos aços em geral seja maior que aquela da alumina (50.8 W/mK a 100 °C para o aço AISI 1045 recozido ASM HANDBOOK, 1990), é importante salientar que esta propriedade térmica tende

a diminuir drasticamente em materiais cerâmicos com o aumento de temperatura (JOHN, 1992). O óxido de alumínio (Al_2O_3), por exemplo, possui condutividade térmica de apenas 7 W/mk a 727 °C (ASHBY; JONES, 2005).

Além dos fatores mencionados anteriormente, as altas velocidades de corte empregadas na retificação (≥ 30 m/s) também contribuem para a redução do calor que é transferido para o cavaco e rebolo, uma vez em que o tempo de contato dos grãos abrasivos com a peça é muito pequeno.

Dada a dificuldade para a transferência de calor da zona de corte para o cavaco e rebolo, é importante que a parcela de calor que é dissipado pelo meio (q_{meio}) seja maximizada, e assim reduzir a quantidade de calor que é conduzido para a peça ($q_{\text{peça}}$). Esta ação evita o aumento de temperatura em regiões próximas à zona de corte e previne ou minimiza a ocorrência de danos de origem térmica, os quais podem comprometer as integridades superficial e subsuperficial da peça.

De acordo com Malkin e Guo (2007), a parcela de calor conduzida para a peça na retificação com abrasivos convencionais assume valores típicos na faixa de 60-85%. Entretanto, estes valores podem variar bastante com as condições de retificação, principalmente no que diz respeito à aplicação de fluido de corte e combinação entre tipo de abrasivo e peça.

Hadad et al. (2012) calcularam a parcela de calor conduzida para a peça durante a retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolos de óxido de alumínio branco (Al_2O_3) e Nitreto cúbico de Boro (CBN), sob diferentes condições de lubri-refrigeração e observaram que a parcela de calor conduzida para a peça foi de 82% e 36% para as condições a seco e com fluido de corte, respectivamente, ao empregarem o rebolo de Al_2O_3 . Quando se utilizou o rebolo de CBN, as parcelas foram bem inferiores, cerca de 52% e 14% para as condições a seco e com fluido de corte, respectivamente. Os autores atribuíram a redução na parcela de calor conduzida para a peça na retificação com rebolo de CBN à maior condutividade térmica desse superabrasivo, que de acordo com Rowe (2014) é na faixa de 240-1300 W/mk.

Resultado semelhante aqueles obtidos por Hadad et al. (2012) foi observado por Yao et al. (2014), que estudaram as parcelas de calor conduzida para as partes envolvidas no processo de retificação plana tangencial do aço endurecido AerMet 100 com rebolos de Al_2O_3 e de CBN. Os autores observaram que, na retificação com a Al_2O_3 , 71% do calor total gerado no processo foi conduzido para a peça, enquanto apenas 7,4% foi dissipado pelo fluido de corte. Quando utilizado rebolo de CBN, para as mesmas condições de corte, 52% do calor gerado foi conduzido para a peça e 5,4% dissipado no fluido de corte. Segundo os autores, a maior condutividade térmica do rebolo de CBN contribui para diminuir a quantidade de calor que é conduzida para a peça.

Para estimar/calcular a quantidade de calor que é conduzida para a peça, é necessário conhecer a temperatura da mesma em pelo menos um ponto durante o processo e, posteriormente, trabalhar por meio de modelos analíticos ou de engenharia reversa por elementos finitos. Dessa forma, a temperatura muitas vezes é utilizada como variável de saída no estudo do processo de retificação.

Segundo He et al. (2019), as principais técnicas de medição de temperatura utilizadas na retificação envolvem o uso de termopares e métodos de medição de temperatura por radiação infravermelha, como é o caso da termografia. De acordo com os autores, a medição com o auxílio de termopares, embora seja um método mais econômico, é restrita para ensaios experimentais de laboratório pelo fato de poder danificar a peça para a fixação do termopar. No caso de medições por termografia, o método é não destrutivo e possibilita também a obtenção do campo de temperatura da peça. No entanto, os autores explicam ainda que métodos relacionados à termografia medem a temperatura superficial dos componentes ao invés de sua temperatura interna e, dessa forma, a precisão dos resultados é fortemente afetada pelas condições de retificação, como a utilização de fluidos de corte por exemplo.

Dentre as metodologias que envolvem a utilização de termopares, a técnica do termopar embutido é bastante utilizada devido sua praticidade e relativa simplicidade. A técnica consiste na fixação de um termopar na parede plana de um furo cego próximo à superfície que será retificada. Existem basicamente dois métodos para fixação do termopar nesta técnica: o primeiro é aquele soldado na parede plana do furo, enquanto o segundo pode ser a fixação com auxílio de colas como, por exemplo, resina epóxi, conforme utilizado por Shen et al. (2008) e Hadad et al. (2012). Na Figura 2.11 é ilustrado um esquema da técnica de medição de temperatura pelo termopar embutido, em que z representa a distância entre o ponto de aferição de temperatura e a superfície da peça que será retificada.

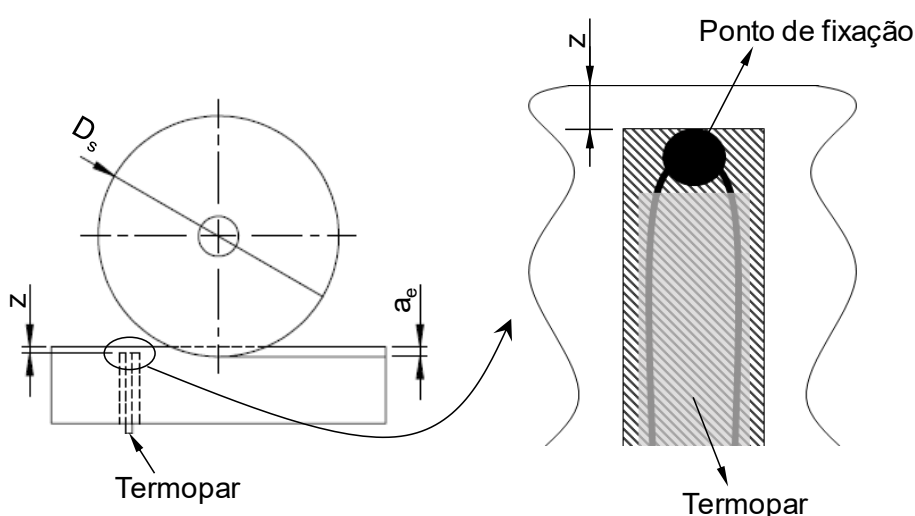


Figura 2.11: Ilustração da técnica do termopar embutido para medição de temperatura no processo de retificação plana tangencial (fonte: próprio autor).

Os resultados obtidos por Hadad et al. (2012) com o uso desta técnica na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de Al_2O_3 mostraram o aumento de temperatura na superfície retificada (em relação à temperatura ambiente) em torno de 220 °C e de 50 °C após a usinagem nas condições a seco e com fluido de corte, respectivamente. Os autores utilizaram um termopar do tipo K (Cromel-Alumel) com diâmetro de 0,5 mm, fixado com auxílio de resina epóxi no fundo de um furo cego feito na peça pelo processo de usinagem por eletroerosão (EDM). A taxa de aquisição de sinais utilizada pelos autores foi de 3 kHz, que é uma taxa de aquisição muito mais elevada que o tempo de resposta do termopar.

Além do método do termopar embutido, existe ainda outro método que aplica termopares conforme utilizado por Kuriyagawa; Syoji; Ohshita (2003). Este método consiste em um termopar formado por uma folha de ferro e um fio de constantan, que são separados por uma folha de mica (isolante elétrico) e pressionados por dois corpos de prova do material a ser retificado, conforme mostrado na Figura 2.12. Durante o processo de usinagem o fio de constantan é levado à folha de ferro pela ação do rebolo e assim fechando o contato elétrico entre ambos, o que forma a junta quente do termopar. O sinal de tensão do termopar é então amplificado e transformado em sinal de temperatura após correta calibração do sistema.

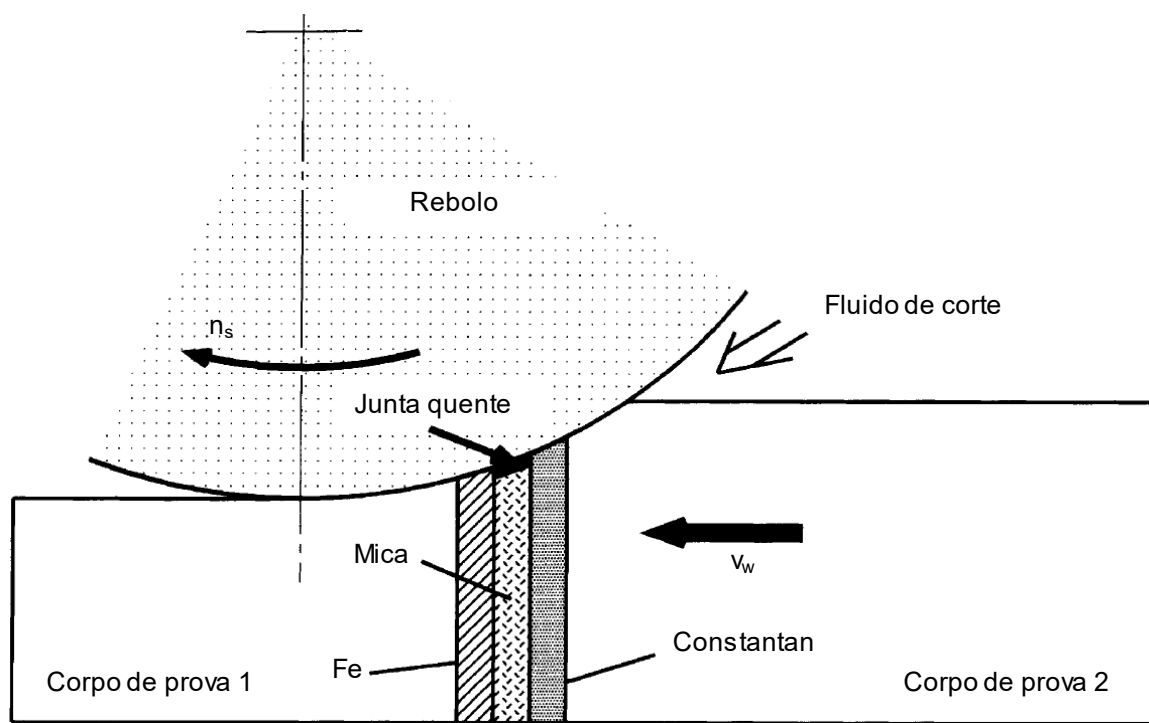


Figura 2.12: Ilustração esquemática do método para medição de temperatura por contato de arco entre rebolo e peça (adaptado de KURIYAGAWA; SYOJI; OHSHITA, 2003).

É importante salientar que o material da peça retificado por Kuriyagawa; Syoji; Ohshita (2003), corpos de prova 1 e 2 da Figura 2.12, foi a cerâmica Cermet – $Ti(C,N)$ e, por ele ser

pobre condutor elétrico, não foi necessário o isolamento elétrico entre os corpos de prova e a folha de ferro e fio de constantan. Caso esta metodologia seja aplicada para medição de temperatura na retificação de um corpo de prova metálico, torna-se necessário o isolamento entre os corpos de prova e o termopar por meio de, por exemplo, a utilização de outras duas folhas de mica (entre o corpo de prova 1 e a folha de ferro, e entre o corpo de prova 2 e o fio de constantan).

2.5 Fluidos de corte no processo de retificação

O fluido de corte no processo de retificação possui um papel fundamental para evitar o desenvolvimento de temperaturas excessivas nas proximidades da zona de corte e assim prevenir, dentre outros problemas, a deterioração da integridade superficial da peça, desgaste prematuro do rebolo e portanto a prejuízos, já que um eventual descarte da peça representa a perda de todo o valor agregado em processos de fabricação anteriormente empregados.

As principais funções dos fluidos de corte no processo de retificação são duas, a saber: refrigeração através da absorção de parte do calor gerado na zona de corte e lubrificação pela redução de atrito entre os grãos abrasivos e a peça. Além destas funções, os fluidos de corte ainda auxiliam na remoção de cavaco da zona de corte, limpeza do rebolo e peça, como também na proteção contra corrosão da peça e máquina-ferramenta (KLOCKE, 2009).

Embora os fluidos de corte sejam praticamente indispensáveis na grande maioria das operações de retificação, os estudos com foco na redução de seu uso e/ou no desenvolvimento de fluidos menos nocivos têm aumentado bastante nos últimos anos. Isto se deve às políticas atuais de preservação do meio ambiente e à preocupação com a saúde do operador da máquina-ferramenta, uma vez em que a exposição cutânea e inalação a fluidos de corte podem levar a problemas de saúde do operador (ADLER et al., 2006).

Além das questões ambientais e de saúde, os custos com a aquisição, manutenção e descarte apropriado dos fluidos de corte são geralmente altos. De acordo com Chetan; Ghosh; Rao (2015), apenas o custo com estoque e descarte de fluido de corte é duas vezes maior que o custo total de usinagem. No caso de operações de usinagem na indústria automotiva, na década passada, os custos com fluido de corte representavam 18% do custo total de produção, dentre os quais 40% e 22% eram referentes à manutenção (refrigeração e filtragem) e descarte, respectivamente (SANCHEZ et al., 2010).

A técnica mais comum de aplicação de fluido de corte no processo de retificação é a chamada convencional, ou abundância, em que o fluido de corte é aplicado através de um bocal convencional (que normalmente acompanha à máquina-ferramenta) a baixas pressões (próximas a do ambiente) e com vazões superiores a 5 L/min.

Outros fatores do processo, como a geometria e o posicionamento do bocal, e ainda a quantidade, podem variar de acordo com a operação e condições de usinagem e, assim, exercem influência no desempenho da retificação. No caso da retificação plana tangencial, as máquinas-ferramenta são normalmente fornecidas pelos fabricantes com apenas um bocal do tipo chato (pode ser convencional ou do tipo sapata), que é posicionado de forma que o fluido seja direcionado à zona de corte de forma tangencial ao rebolo. Na Figura 2.13 são mostrados exemplos de estratégias para aplicação convencional de fluido de corte no processo de retificação de acordo com Brinksmeier; Heinzel; Wittmann (1999).

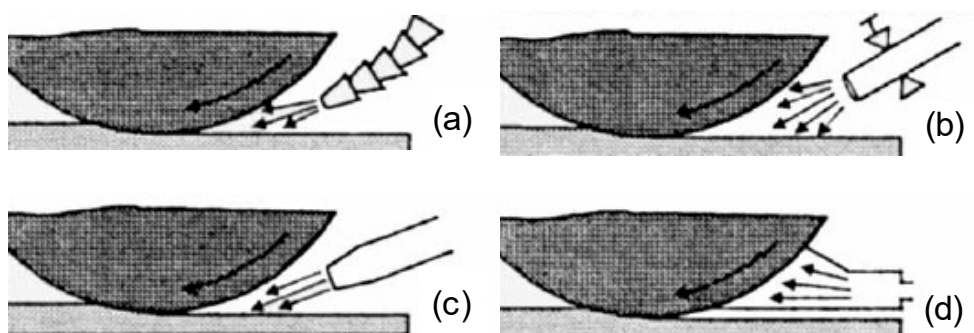


Figura 2.13: Exemplos de estratégias para aplicação convencional de fluido de corte na retificação. Bocais do tipo fixoflex (a), tubular (b), jato livre e sapata (d). (Adaptado de BRINKSMEIER; HEINZEL; WITTMANN, 1999).

Conforme mencionado anteriormente, por questões de saúde e meio ambiente, fez-se necessário nos últimos anos o desenvolvimento de técnicas que possam reduzir o consumo de fluidos de corte nos processos de usinagem em geral. Dessa forma, surge a técnica de aplicação de fluido de corte chamada mínima quantidade de lubrificante (MQL), também conhecida como usinagem praticamente a seco, do Inglês *Near Dry Machining* (NDM). Esta técnica consiste na aplicação de um volume extremamente pequeno de fluido de corte, que é direcionado para a interface ferramenta/peça com o auxílio de ar comprimido. De acordo com Walker (2013), a exata quantidade de fluido de corte aplicado na técnica MQL pode variar, sendo de até 50 mL/h de acordo com a norma DIN 69090-1 (2011), ou até 500 mL/h segundo outros estudos não especificados pelo autor.

Em relação à pressão do ar comprimido, segundo Stephenson e Agapiou (2016), a maioria dos sistemas MQL operam em pressões entre 0,4 MPa e 0,6 MPa, embora seja comum encontrar trabalhos de retificação em que a técnica MQL tem sido utilizada com o ar comprimido em pressões ligeiramente diferentes, como 0,3 MPa (DE MELLO et al., 2017, DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019) até 0,8 MPa (DE MORAES et al., 2019).

Diniz; Marcondes; Coppini (2010) definem a técnica MQL como sendo o procedimento de pulverizar uma quantidade mínima de óleo, menos de 60 mL/h, em um fluxo de ar

comprimido. Ainda em relação à vazão de fluido de corte na técnica MQL, Machado et al. (2015) especificam que as vazões aplicadas nesta técnica são na faixa de 10 mL/h a 200 mL/h. De acordo com Boswell et al. (2017), a primeira pesquisa com aplicação da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) no processo de retificação data de 1997.

Barczak; Batako; Morgan (2010) testaram a técnica MQL com vazão de 33 mL/h e pressão do ar comprimido de 0,4 MPa na retificação plana tangencial de três aços (BS 970 080M40 – 32 ± 2 HRC, BS 534A99 62 ± 2 HRC e BS BM2 – 52 ± 2 HRC) com rebolo de Al_2O_3 , e utilizaram a técnica convencional para comparações. Os autores observaram que a técnica MQL se adequou melhor na retificação do material de menor dureza, mostrando que, em certas condições de corte, a técnica MQL pode apresentar resultados similares ou até melhores em comparação com a técnica convencional, principalmente no que diz respeito aos esforços de corte e rugosidade. Os autores atribuíram o melhor desempenho da técnica MQL às melhores propriedades de lubrificação do óleo e ausência de efeitos hidrodinâmicos, presentes apenas na aplicação da técnica convencional. Os autores ainda sugerem que o uso de um sistema de limpeza do rebolo, juntamente com a técnica MQL, poderia melhorar ainda mais os resultados de rugosidade da peça retificada.

Hadad e Hadi (2013) investigaram a técnica MQL com vazão de 100 mL/h e pressão do ar comprimido de 0,4 MPa na retificação do aço inoxidável endurecido S34700 (60 ± 2 HRC) com rebolos de Al_2O_3 e SiC e observaram que, comparado com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte (emulsão de base mineral com concentração de 5% e vazão de 8,4 L/min) e com a retificação a seco, a aplicação da técnica MQL com óleo sintético reduziu a rugosidade superficial da peça (parâmetro R_z) e a força tangencial. Segundo os autores, os melhores resultados de rugosidade e força tangencial observados na retificação com aplicação da técnica MQL está associado a uma lubrificação mais efetiva entre os grãos abrasivos e a peça, o que melhora o deslizamento do cavaco sobre a superfície da ferramenta, reduzindo os esforços de corte e melhorando o acabamento superficial da peça.

Segundo Wang et al. (2016b), a razão pela qual a técnica MQL pode apresentar melhores resultados que a aplicação convencional de fluido de corte, principalmente no que diz respeito ao coeficiente de atrito, rugosidade superficial, esforços e energia específica de corte, está associada à sua maior capacidade de lubrificação. O óleo consegue penetrar de forma mais eficaz a zona de contato devido ao auxílio do ar comprimido, melhorando a lubrificação entre os grãos abrasivos e a peça. Ainda de acordo com os autores, o ar comprimido também refrigera a peça e remove cavacos da zona de contato, o que possui certo efeito lubrificante na zona de retificação.

É importante salientar, no entanto, que o tipo de fluido de corte também exerce influência na eficiência da técnica MQL em geral e, portanto, nem sempre a técnica MQL apresenta melhores resultados que a técnica convencional. Tawakoli et al. (2011) avaliaram doze tipos

de fluido de corte aplicados via a técnica MQL, incluindo a água, na retificação plana tangencial do aço SAE 52100 com diferentes rebolos (Al_2O_3 e CBN). Os autores concluíram que a retificabilidade do aço endurecido SAE 52100 aumenta substancialmente com a aplicação da técnica MQL com óleo integral, em comparação com os demais tipos de fluido de corte (emulsão e água) e técnicas de aplicação (convencional, a seco e com ar comprimido) avaliadas. De acordo com os autores, a condição de lubri-refrigeração influencia no processo de formação do cavaco por meio da formação de uma camada de lubrificante na interface grão abrasivo-peça, o que reduz as forças de atrito e contribui para a refrigeração na zona de contato. No entanto, os autores ainda explicam que óleos com alta viscosidade pode resultar em maiores esforços de corte devido a um aumento relativo na energia consumida para a formação do cavaco (cisalhamento e deformação plástica).

Embora muitos trabalhos encontrados na literatura relatem vantagens da aplicação de fluido de corte pela técnica MQL, como é o caso daqueles conduzidos por Barczak; Batako; Morgan (2010), Hadad e Hadi (2013), Wang et al. (2016b) e Tawakoli et al. (2011), segundo Sharma; Tiwari; Dixit (2016) o fato de utilizar a técnica MQL convencional em muitos casos não reduz de forma significativa a temperatura de corte, em comparação com a retificação a seco. O baixo desempenho da técnica MQL em reduzir a temperatura no processo foi observado experimentalmente por Hadad et al. (2012) na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com reboło de Al_2O_3 . Os autores mediram a temperatura da superfície da peça durante o processo de retificação (método do termopar embutido) e observaram temperaturas entre 105 °C e 169 °C para as condições com aplicação da técnica MQL (vazão de 20 mL/h e 100 mL/h e pressão do ar comprimido de 0,4 MPa e 0,7 MPa). As condições a seco e com fluido de corte aplicado pela técnica convencional proporcionaram temperaturas de 218 °C e 55 °C, respectivamente. Segundo os autores, a redução de temperatura na retificação com a técnica MQL em relação à retificação a seco, embora muito inferior em comparação à técnica convencional, deveu-se ao efeito lubrificante, que reduz os esforços e energia de corte. Além disso, parte do calor gerado no processo é removido por convecção e/ou pela ebulição das gotículas de óleo presentes na interface reboło-peça.

Outro desafio ao se aplicar a técnica MQL na retificação está associado ao fenômeno de empastamento do reboło por causa da borra (mistura de cavacos com óleo de corte) durante o processo e que causa entupimento dos poros. De acordo com Klocke (2009), o empastamento dificulta o acesso do fluido de corte na zona de contato, o que pode aumentar a temperatura na interface entre o reboło e a peça, bem como os esforços de corte.

Para evitar ou amenizar o empastamento do reboło quando aplicada a técnica MQL, uma alternativa é a utilização de bocais de limpeza conforme utilizado por Ruzzi et al. (2017). Os autores testaram a aplicação da técnica MQL com água na retificação cilíndrica do aço endurecido AISI 4340 (54 ± 2 HRC) com reboło de CBN, com e sem bocal de limpeza. Embora

os menores valores de rugosidade tenham sido adquiridos após retificação com fluido de corte aplicado via a técnica convencional, os autores observaram uma melhora significativa no acabamento da superfície retificada com aplicação do bocal de limpeza, principalmente quando utilizado o fluido de corte com maior viscosidade (sem diluição em água). Segundo Ruzzi et al. (2017), o empastamento do rebolo tende a ser maior com fluidos de alta viscosidade aplicados via a técnica MQL pois o fluido terá menor capacidade de remover os cavacos da zona de corte e/ou poros do rebolo. Neste sentido, a presença da água atua benéficamente para reduzir o empastamento do rebolo na maioria dos casos, embora eleve a potência de corte em alguns casos porque a função de lubrificação é prejudicada.

Bianchi et al. (2018) testaram a aplicação de um bocal de limpeza, juntamente com aplicação de fluido de corte via técnica MQL, na retificação cilíndrica do aço endurecido AISI 4340 (60 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Os autores observaram que, embora a aplicação convencional de fluido de corte tenha proporcionado os melhores resultados, o bocal de limpeza melhorou significativamente a eficiência da técnica MQL tradicional, reduzindo os parâmetros de rugosidade da peça, erro de circularidade, taxa de desgaste do rebolo e potência elétrica. Além disso, os autores relataram maior eficiência na evacuação de cavacos da zona de corte, como também a minimização do empastamento do rebolo.

Evidentemente que cada tipo de fluido de corte possui suas vantagens e desvantagens no que diz respeito às capacidades de refrigeração, lubrificação, custo e danos à saúde humana e ao meio ambiente. Neste sentido, os diferentes tipos de fluidos de corte utilizados no processo de retificação serão abordados no tópico seguinte.

2.5.1 Tipos de fluidos de corte aplicados na retificação

Marinescu et al. (2007) e Klocke (2009) classificam os fluidos de corte utilizados no processo de retificação de acordo com a norma DIN 51385 (1981), que divide os fluidos de corte em dois grandes grupos, a saber: os não miscíveis em água e os miscíveis em água. Em uma classificação um pouco mais recente proposta por Debnath; Reddy; Yi (2014), os autores incluíram a categoria de fluidos de corte a base de gás, que consistem em substâncias gasosas (em condições de temperatura e pressão ambiente), as quais são utilizadas como fluidos de corte alternativos aos não miscíveis e miscíveis em água, incluindo, por exemplo, ar comprimido, CO_2 e nitrogênio líquido.

Na Figura 2.14 é mostrada uma classificação de fluidos de corte utilizados no processo de retificação conforme proposto por Debnath; Reddy; Yi (2014), e que contém ainda a inclusão das partículas sólidas dispersas em fluidos de corte, que são também denominados de nanofluidos (HALELFADL; MARÉ; ESTELLÉ, 2014).

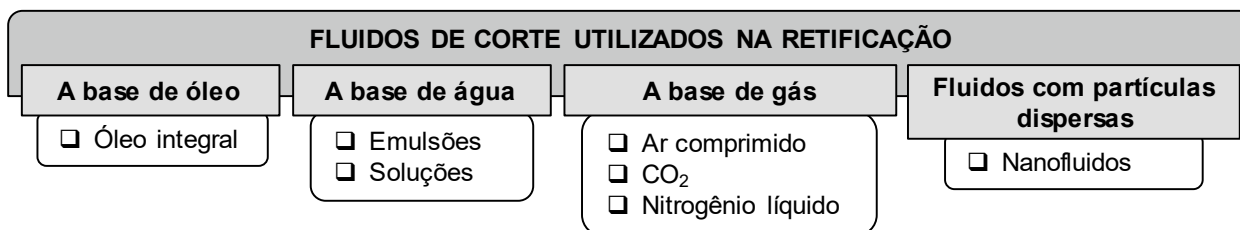


Figura 2.14: Tipos de fluidos de corte aplicados no processo de retificação (adaptado de DEBNATH; REDDY; YI, 2014 e HALELFADL; MARÉ; ESTELLÉ, 2014).

Dentre os fluidos de corte convencionais, os óleos integrais, que podem ser de origem animal, vegetal, mineral (derivado do petróleo) ou sintéticos, são aplicados no processo sem adição de água e se destacam por possuir excelente capacidade de lubrificação e resistência à corrosão (KLOCKE, 2009). Entretanto, a grande desvantagem desses fluidos está no baixo poder de refrigeração, o que faz com que eles apresentem baixa eficiência em elevadas velocidades de corte, além de apresentarem alto custo em relação aos demais tipos, formação de fumos, risco de fogo e oferecerem riscos à saúde do operador (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2010).

Os fluidos de corte à base de água são fornecidos pelos fabricantes na forma de um fluido base, popularmente chamados de óleos. Antes de serem utilizados nas operações de usinagem, eles são misturados com água a uma concentração específica. O fluido base pode conter óleo de base vegetal, mineral ou ser completamente sintético. No processo de retificação, a diluição de água em óleo pode variar. Tawakoli et al. (2009) utilizaram diluição de 1:19 na retificação plana do aço endurecido SAE 52100 (50 ± 2 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Sadeghi et al. (2010) também utilizaram uma diluição na proporção de 1:19 na retificação plana tangencial do aço endurecido AISI 4140 com rebolo de Al_2O_3 . Hadad et al. (2012) utilizaram uma diluição de 1:19 na retificação plana do aço endurecido SAE 52100 (50 ± 2 HRC) com rebolos de Al_2O_3 e CBN. Bianchi et al. (2018) utilizaram uma concentração de 2,5% na retificação cilíndrica de mergulho do aço endurecido 4140 (60 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Barrenetxea et al. (2018) aplicaram fluido de corte emulsionável a uma concentração de 3% na retificação sem centros do aço ferramenta AISI O1 (60 HRC) com rebolo de Al_2O_3 .

Entretanto, é importante salientar que a concentração do fluido de corte também exerce influência no processo de retificação, conforme observado por De Paiva et al. (2017) na retificação plana tangencial do aço VP80 com rebolo de Al_2O_3 . Os autores utilizaram concentrações de 3% e 8% e observaram que os melhores resultados de acabamento e menor variação de dureza abaixo da superfície retificada foram obtidos ao empregar a maior concentração de óleo.

Os fluidos de corte à base de água podem ser divididos em dois grupos: as emulsões e as soluções. No caso das emulsões, a mistura do fluido base com a água é do tipo

heterogênea (duas fases), e sua estabilidade é proporcionada por agentes emulsificantes. As soluções, por sua vez, consistem em misturas homogêneas e, portanto, não possuem agentes emulsificantes no fluido base. As emulsões são conhecidas por sua aparência leitosa, e por possuir boa propriedade refrigerante (devido à alta quantidade de água na mistura) aliada a uma capacidade lubrificante maior que as soluções. De acordo com Sharma; Sing; Sorby (2015), a maior desvantagem das soluções está relacionada à sua alta propensão à proliferação de fungos e bactérias, que causam problemas à saúde e reduzem o tempo de vida do fluido de corte. E para evitar estes problemas, torna-se necessário aplicar biocidas, o que eleva o custo.

Ainda em relação aos fluidos de corte à base de água, destacam-se os fluidos de corte sintéticos e semissintéticos. Os fluidos sintéticos são soluções livres de óleo mineral e possuem uma aparência bem similar à da água (IRANI; BAUER; WARKENTIN, 2005). Os fluidos de corte semissintéticos (também conhecidos como micro-emulsões), consistem em emulsões químicas cujo fluido base contêm entre 5% a 50% de óleo mineral, com aditivos e compostos químicos que verdadeiramente dissolvem-se na água (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2010). Ambos os fluidos de corte sintéticos e semissintéticos são menos suscetíveis à proliferação de bactérias e apresentam boas propriedades refrigerantes e lubrificantes (VIEIRA; MACHADO; EZUGWU, 2001).

De acordo com Debnath; Reddy; Yi (2014), os fluidos de corte gasosos surgiram como uma alternativa ecologicamente correta para substituir os fluidos de corte convencionais que representam riscos à saúde do operador da máquina-ferramenta e ao meio ambiente, principalmente aqueles que contêm óleo mineral em sua composição. Conforme especificado na Figura 2.14, exemplos destes fluidos de corte são: o ar, gás carbônico (CO_2) e o nitrogênio. Estes gases são normalmente aplicados como fluidos de corte em condições específicas de temperatura e pressão a fim de maximizar, principalmente, sua capacidade de refrigeração. Além disso, eles podem ser aplicados em conjunto com outro fluido de corte convencional, como proposto por Sanchez et al. (2010) que empregaram uma combinação de CO_2 frio e óleo integral aplicado via técnica MQL na retificação plana tangencial do aço para ferramenta AISI D2 com rebolo de Al_2O_3 .

Choi; Lee; Jeong (2002) estudaram a influência da temperatura de ar comprimido frio (-4°C , -10°C , -15°C e -25°C) a uma pressão de 0,4 MPa nos desvios geométricos do aço endurecido SCM21 (58-60 HRC) durante a retificação cilíndrica e relataram que a retificação com o ar comprimido frio melhorou a circularidade da peça em comparação com o fluido de corte convencional (emulsão com 4% de concentração). Eles relataram ainda que os defeitos de origem térmica na peça reduziram com a temperatura do ar comprimido.

Manimaran; Kumar; Venkatasamy (2014) realizaram ensaios de retificação plana tangencial do aço inoxidável 316 com rebolo de Al_2O_3 , avaliando o uso de nitrogênio líquido

como fluido de corte, em comparação com emulsão a uma concentração de 20%. Os autores constataram que o nitrogênio líquido proporcionou redução nos esforços de corte e na rugosidade da peça. Segundo os autores, o controle de temperatura na zona de retificação com a aplicação do nitrogênio líquido melhora a resistência mecânica dos grãos abrasivos, resultando em grãos ativos mais afiados, o que favorece o processo de formação do cavaco, reduzindo, conseqüentemente, os esforços de corte e a rugosidade da superfície retificada.

Mais recentemente, um novo tipo de fluido de corte, ou de atmosfera de usinagem, chamado de fluido híbrido, nanofluidos ou fluido com partículas dispersas, começou ser empregado em processos de retificação. Estes fluidos são normalmente aplicados no processo via a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL), como uma forma de melhorar a eficiência de lubrificação e/ou refrigeração da mesma.

De acordo com Devendiran e Amirtham (2016), foi provado que a dispersão de uma pequena quantidade de nanopartículas sólidas (< 100 nm) em um fluido base eleva sua condutividade térmica, melhorando, conseqüentemente, seu desempenho no que diz respeito à transferência de calor. Além disso, o poder de lubrificação do fluido base também pode aumentar devido ao aumento de viscosidade promovido pela adição das nanopartículas (LI et al., 2017).

Lee, K. et al. (2009) sugerem quatro possíveis mecanismos para explicar o aumento na capacidade de lubrificação quando se aplica nanopartículas no fluido base, os quais são ilustrados na Figura 2.15(a) a (d). O primeiro está relacionado com o movimento de rotação das nanopartículas entre as superfícies em contato, facilitando o movimento relativo entre elas [Figura 2.15(a)]. O segundo diz respeito à maior resistência proporcionada pelas nanopartículas ao filme de lubrificante que é formado entre as superfícies [Figura 2.15(b)]. O terceiro é devido ao fato de as nanopartículas preencherem algumas falhas na superfície do material conforme ilustrado na Figura 2.15(c). Quanto ao quarto mecanismo, ele se refere à capacidade abrasiva das nanopartículas, que contribui tanto para a diminuição do atrito como para a melhoria do acabamento superficial, similar ao observado em processos de polimento [Figura 2.15(d)].

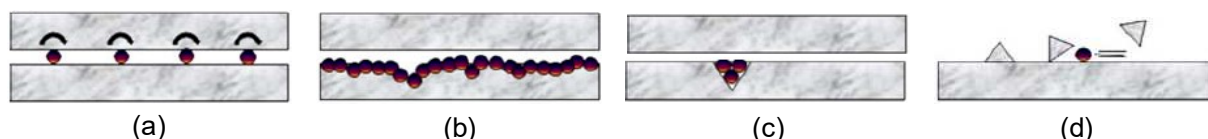


Figura 2.15: Mecanismos de lubrificação na aplicação de nanofluidos entre duas superfícies em contato: (a) efeito rolamento, (b) filme de proteção, (c) preenchimento, (d) efeito polimento (adaptado de LEE, K. et al., 2009).

No que diz respeito à condutividade térmica, Arshad et al. (2019) observaram que a presença de nanopartículas aumentou esta propriedade em comparação aos seus fluidos base por causa do movimento das partículas no fluido e a colisão entre elas (movimento Browniano). Este fenômeno favorece a transferência de calor pelo meio sólido-sólido no contato direto entre as partículas. Além disso, a interação molecular do fluido com as nanopartículas forma nanoestruturas com átomos mais ordenados, que aumentam a eficiência na troca de calor entre o fluido base e as nanopartículas.

Portanto, a aplicação de nanopartículas na retificação pode reduzir a parcela de calor que é conduzida para a peça tanto por meio da melhora no poder de refrigeração do fluido base promovida pela presença das nanopartículas, quanto com a redução de atrito promovido pela maior capacidade lubrificante que os nanofluidos apresentam em comparação ao fluido base.

De acordo com Sinha et al. (2017), as nanopartículas mais comumente utilizadas na aplicação de nanofluidos no processo de retificação são o óxido de alumínio (Al_2O_3), carbeto de silício (SiC), óxido de cobre (CuO), bissulfeto de molibdênio (MoS_2) e nano tubos de carbono (CNT). Evidentemente que, devido aos custos associados à preparação das nanopartículas, o uso de nanofluidos com a técnica convencional (abundância) de aplicação de fluido de corte não é indicada devido às altas vazões aplicadas. Neste sentido, a técnica MQL é normalmente utilizada como a forma de aplicação de partículas sólidas, sendo de escala nanométrica ou não, em processos de retificação em geral.

Lee et al. (2012) analisaram o desempenho de nanopartículas de diamante e Al_2O_3 (dimensões de 30 nm e 150 nm) no processo de micro retificação plana tangencial de um aço ferramenta com rebolo de CBN, em termos de forças de corte e de acabamento. Os autores utilizaram como fluido base um óleo mineral e os parâmetros da técnica MQL foram vazão de 7,5 mL/h e pressão de ar comprimido de 0,4 MPa e testaram concentrações de nanopartículas dispersas no fluido base de 2% e 4%, em volume. Eles ainda realizaram ensaios nas condições a seco e MQL tradicional (apenas o fluido base, sem adição de nanopartículas) para comparações. Como resultados, os autores observaram que a aplicação dos nanofluidos diminuíram os esforços de corte e rugosidade da peça, independentemente do tipo, tamanho e concentração de nanopartículas, benefícios que podem ser atribuídos à lubrificação do fluido de corte que foi melhorada devido à presença das nanopartículas, que aumentam a resistência do tribo-filme na região de contato e reduzem o atrito devido ao efeito rolamento.

Kalita; Malshe; Rajurkar (2012) estudaram a influência da presença de micro e nanopartículas de MoS_2 (concentrações de 2% e 8%, em massa) em óleo mineral e aplicadas no processo por meio da técnica MQL com vazão de 150 mL/h no coeficiente de atrito e energia específica na retificação plana tangencial do ferro fundido ASTM A536 100-70-03 (50 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Os autores observaram que a utilização das micro e

nanopartículas reduziram em 45-50% ambos o coeficiente de atrito e energia específica de corte, e em até 55% a taxa de desgaste do rebolo em comparação à retificação com fluido de corte aplicado pela técnica convencional (vazão de 8,5 L/min) e MQL tradicional (sem adição de partículas sólidas). Eles observaram ainda que quanto menor a dimensão das partículas sólidas e maior a concentração delas no fluido base, melhores foram os resultados observados. Eles atribuíram estas reduções à formação de filmes tribo-químicos na presença das micro e nanopartículas, que contribuem para diminuir a resistência ao deslizamento entre os grãos abrasivos e a peça, reduzindo, conseqüentemente, o atrito, energia específica de corte e a taxa de desgaste do rebolo.

Zhang et al. (2015) realizaram experimentos em retificação testando nanopartículas de MoS_2 (com 50 nm de diâmetro) aplicadas via técnica MQL (50 mL/h e 0,6 MPa), como também com a aplicação da técnicas convencional (solução de 5% e vazão de 60 L/h) e MQL tradicional (sem adição de partículas) na retificação plana tangencial de um aço inoxidável de baixo carbono com rebolo de Al_2O_3 . Eles relataram que, embora a aplicação convencional de fluido de corte tenha apresentado melhores resultados, a presença de nanofluidos reduziu o coeficiente de atrito e energia específica quando comparado com os ensaios realizados com a técnica MQL tradicional. Além disso, os autores observaram que, dentre os quatro tipos de fluido base testados (um óleo mineral e três óleos vegetais – de dendê, de soja e de colza), o óleo de dendê foi o que melhor se adequou à adição das nanopartículas. Em relação à concentração, os resultados mostraram diminuição no coeficiente de atrito e energia específica com o aumento da concentração de nanopartículas até 6% conforme mostrado na Figura 2.16.

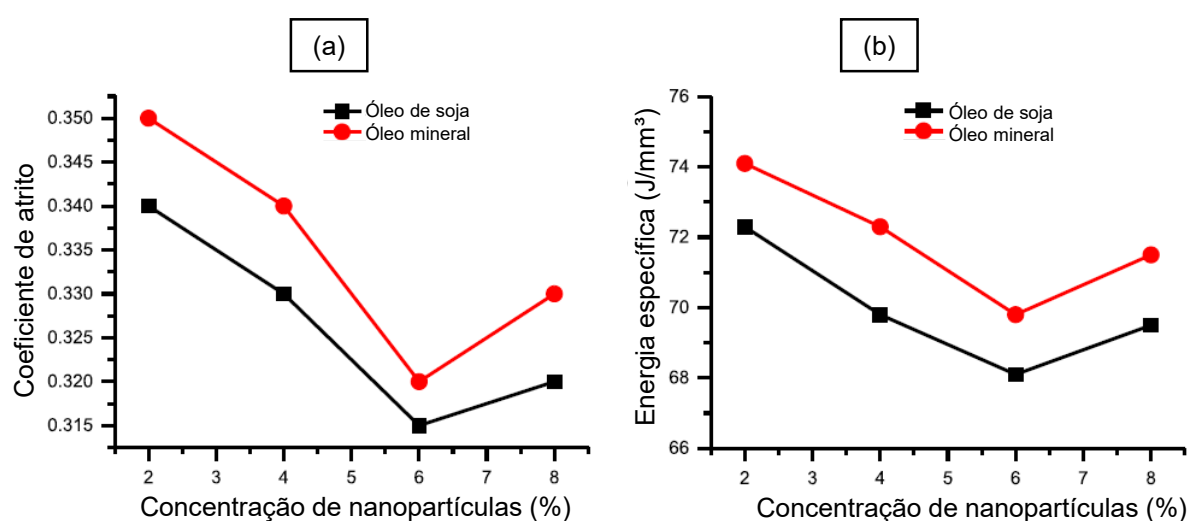


Figura 2.16: Coeficiente de atrito (a) e energia específica (b) em função da concentração de nanopartículas de MoS_2 no fluido de corte aplicado via a técnica MQL (adaptado de ZHANG et al., 2015).

De acordo com Zhang et al. (2015), a razão pela qual o coeficiente de atrito e energia específica deixam de reduzir com o aumento da concentração de nanopartículas a partir da concentração de 6% está associada à aglomeração das mesmas. Para a concentração de até 6%, o aumento na quantidade de nanopartículas diminui o coeficiente de atrito devido a estabilidade dinâmica das nanopartículas. Segundo os autores, as nanopartículas perdem sua estabilidade dinâmica e se aglomeram à medida que a concentração delas no fluido aumenta, o que causa redução na capacidade de lubrificação do fluido com partículas como um todo e, consequentemente, causam aumento do coeficiente de atrito e da energia específica de corte.

Wang et al. (2016a) avaliaram a influência de seis nanopartículas distintas (MoS_2 , dióxido de Zircônia – ZrO_2 , CNT, diamante policristalino, Al_2O_3 e dióxido de silício – SiO_2) na concentração de 6% em massa no fluido a base de óleo de dendê e aplicados via a técnica MQL no coeficiente de atrito, energia específica e rugosidade na retificação plana tangencial da liga de níquel GH4169 com rebolo de Al_2O_3 . Os autores observaram que, em comparação com a aplicação de fluido de corte convencional a técnica MQL tradicional (sem partículas sólidas dispersas no fluido), a aplicação de nanofluidos reduziu o coeficiente de atrito, a energia específica e a rugosidade, independentemente do tipo nanopartícula utilizada. Os autores atribuíram estes resultados à maior capacidade de lubrificação da técnica MQL, que é ainda mais aprimorada com a presença das nanopartículas.

Além das partículas utilizadas nos trabalhos mencionados anteriormente, vários tem sido os trabalhos em retificação relatando o uso de partículas de grafeno. Neste sentido, esta partícula será abordada no sub tópico seguinte.

2.5.1.1 *Uso de grafeno disperso em fluido de corte para retificação de metais*

Segundo Wong e Akinwande (2011), o grafeno é uma forma alotrópica do carbono em que todos os átomos formam ligações covalentes em um único plano. Ainda de acordo com os autores, o grafeno pode ser considerado como a estrutura básica de outras formas alotrópicas, a saber:

- Fulereno (do Inglês *buckyball*): resultado do empacotamento do grafeno em forma de esfera;
- Nanotubo de carbono (do Inglês *carbon nanotubes* – CNT): resultado do enrolamento de uma estrutura de grafeno em forma tubular;
- Grafite: resultado do empilhamento de várias camadas de grafeno.

Na Figura 2.17 são ilustradas estas formas alotrópicas.

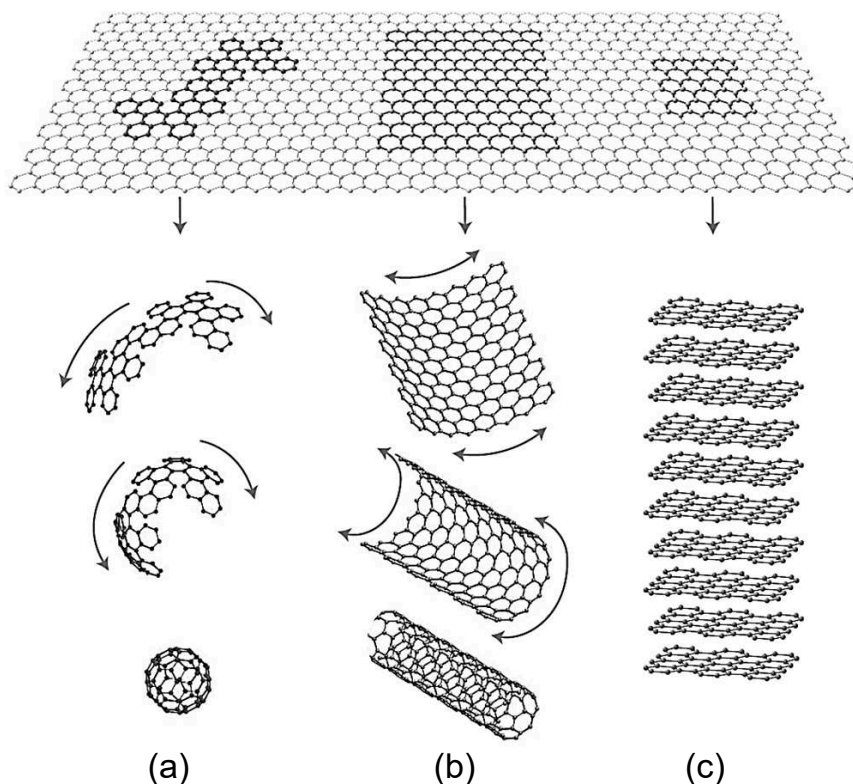


Figura 2.17: Principais formas alotrópicas do carbono: (a) fulereno (*buckyball*), (b) nanotubo de carbono, (c) grafite (adaptado de GEIM; NOVOSELOV, 2007).

O grafeno é uma estrutura com aplicação ainda recente, encontrado pela primeira vez de forma inesperada no ano de 2004 (GEIM; NOVOSELOV, 2007). Ele corresponde a toda uma família de estruturas que inclui, além do grafeno propriamente dito, as multicamadas de grafeno, do Inglês “*multilayer graphene – MLG*”, e ainda nano-plaquetas de grafeno/grafite, do Inglês “*graphene/graphite nano-platelets – GnP*”, (SHAHIL; BALANDIN, 2012).

Assim como os nanotubos de carbono, o grafeno despertou interesse como aditivo para formação de nanofluidos devido às suas propriedades físicas. De acordo com Zarkin e Oliveira (2013), os elétrons se comportam como partículas relativísticas de massa zero na estrutura do grafeno, o que acarreta um efeito quantum Hall diferente de outros materiais, implicando em alta mobilidade eletrônica, condutividade térmica e resistência mecânica. Em termos comparativos, os valores de condutividade térmica do alumínio, cobre e grafeno são 247 W/mK, 398 W/mK e 5000 W/mK, respectivamente (CALLISTER; RETHWISCH, 2010 e Liu et al., 2014).

Arshad et al. (2019) listam diversos trabalhos que mostram aprimoramentos em propriedades térmicas e lubrificantes de fluidos contendo grafeno disperso. Os fluidos base mais empregados nestes trabalhos são água, ácidos, etileno glicol, querosene, parafina líquida e óleo lubrificante, com concentração em massa de grafeno no fluido base variando entre 0,005% até 4%.

A seguir são apresentados alguns trabalhos em que o grafeno foi disperso em fluidos de corte. Uysal (2016) utilizou um fluido de corte vegetal insolúvel em água (Eraoil KT/2000) como fluido base para dispersão de grafeno e aplicação via técnica MQL no fresamento do aço inoxidável AISI 430 com ferramentas de metal duro. Os autores testaram duas concentrações de grafeno (1% e 2%, em massa) e observaram que a aplicação da partícula no fluido de corte reduziu significativamente a taxa de desgaste de flanco da ferramenta. De acordo com os autores, as partículas de grafeno melhoraram a molhabilidade do fluido, o que causou redução do atrito como também contribuiu para melhor dissipação de calor na zona de contato.

Yi et al. (2017) testaram a dispersão de óxido de grafeno em fluido de corte convencional do tipo semissintético (ROCOL Ultracut Clear) aplicado no processo de furação da Ti-6Al-4V com ferramentas de metal duro. A concentração utilizada pelos autores foi de 0,1% em massa. Os autores relataram que a aplicação do grafeno reduziu significativamente a força de corte e rugosidade da superfície usinada. Os autores atribuíram estes resultados à capacidade de lubrificação do fluido que foi aumentada com a presença do grafeno, como também por causa da camada protetora que se formou na interface entre a ferramenta e a peça.

Singh et al. (2018) analisaram a influência de nanofluidos de grafeno aplicados via técnica MQL na rugosidade e temperatura de corte no processo de torneamento do aço inoxidável AISI 304 com ferramenta de metal duro. Os autores utilizaram o fluido de corte emulsionável a diluição de 1:19 – óleo em água – para a dispersão do grafeno. Três concentrações de grafeno foram testadas pelos autores: 0,2%, 0,6% e 1,0%, em massa e eles observaram que a utilização a maior concentração de grafeno contribuiu para a redução da rugosidade superficial da peça usinada e da temperatura de corte. De acordo com os autores, a presença do grafeno disperso no fluido de corte melhora a capacidade de lubrificação e aumenta a condutividade térmica do fluido, o que leva à redução das forças de corte e da temperatura de corte. Isso contribui para melhoria do acabamento da peça.

No que diz respeito à utilização de grafeno disperso em fluido de corte em processo de retificação plana tangencial em específico, os trabalhos são ainda recentes e Alberts; Kalaitzidou; Melkote (2009) empregaram diferentes partículas de grafeno (xGnP-1 e xGnP-15) dispersos em fluidos à base do álcool isopropílico (IPA) e o fluido de corte semissintético TRIM SC200, em concentração em massa que variaram entre 0,5%, 1% e 2%, na retificação do aço ferramenta D-2 (62 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Os fluidos foram aplicados por um sistema que pulverizava o fluido a uma vazão de 200 mL/min na superfície da peça antes do ensaio. Os autores avaliaram a influência das partículas na força tangencial e na energia específica do processo, cujos resultados estão apresentados na Figura 2.18.

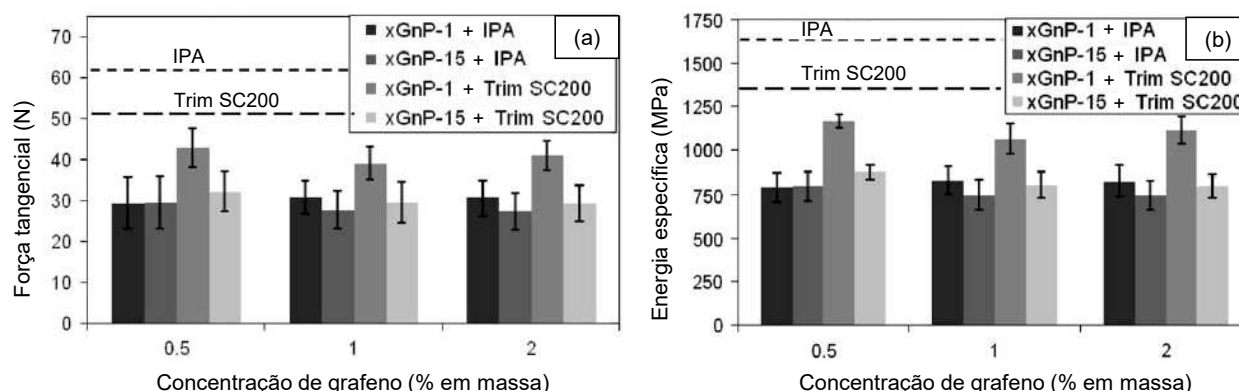


Figura 2.18: Força tangencial (a) e energia específica (b) em função da concentração de grafeno (nano-plaquetas de grafite) dispersos em álcool isopropílico (IPA) e fluido de corte semissintético (adaptado de ALBERTS; KALAITZIDOU; MELKOTE, 2009).

Conforme pode ser observado na Figura 2.18, os resultados apresentados por Alberts; Kalaitzidou; Melkote (2009) mostram que, comparado aos fluidos sem adição de partículas sólidas, a aplicação dos nanofluidos reduziram os esforços de corte e energia específica, principalmente para o caso em que o IPA foi utilizado como fluido base. De acordo com os autores, o grafeno possui boa capacidade de lubrificação devido a sua estrutura lamelar, o que contribui para diminuir o atrito na interface rebolo-peça, facilitar o corte e, portanto, promove a redução dos esforços de corte. Como consequência, a energia específica também é menor. Estes autores chamam a atenção para o fato de a eficiência do grafeno depender da interação entre os materiais envolvidos (peça, ferramenta e fluido no qual o grafeno é disperso). No caso do fluido de corte semissintético (Trim SC200), a formação da camada ou fino filme na interface peça-rebolo foi prejudicada pela aglomeração entre as partículas de grafeno, como resultado da sua característica hidrofóbica (RASHEED et al., 2016). Os autores observaram que esta aglomeração não ocorreu quando o grafeno com IPA foi utilizado, o que explica os melhores resultados observados para estas condições.

De Mello (2015) analisou a influência partículas de grafeno dispersas em fluido de corte sintético de base vegetal (ME-3) à uma concentração em massa menor que 0,3 % aplicado via a técnica MQL (240 mL/h e pressão de ar comprimido de 0,3 MPa) na integridade da superfície da liga Ti-6Al-4V após o processo de retificação plana tangencial com rebolo de carbeto de silício. Dentre outros resultados, o autor relatou que o grafeno melhorou o acabamento ao empregar uma condição de retificação mais branda em relação aquele obtido com o fluido aplicado tanto via a técnica convencional quanto à própria técnica MQL tradicional (sem adição de grafeno).

De Oliveira; Da Silva; Gelamo (2019) testaram duas concentrações de grafeno multicamadas dispersas em fluido de corte aplicado via técnica MQL (vazão de 240 mL/h) na retificação plana tangencial do Inconel 718 com rebolo de SiC. Eles utilizaram um fluido de

corte semissintético de base vegetal Vasco 7000 e testaram duas concentrações de grafeno, 0,050% e 0,100% em massa. Eles concluíram que o fluido de corte com a menor concentração de grafeno multicamadas proporcionou melhores resultados em termos de acabamento superficial que a técnica MQL com fluido sem partículas de grafeno. Os autores também relataram que o grafeno aplicado a uma concentração de 0,050% atuou na prevenção e redução do número de trincas na superfície usinada, como também na menor variação de dureza abaixo da superfície retificada. Eles atribuíram este resultado à melhor característica lubrificante do grafeno juntamente com o fluido de corte, mesmo motivo também relatado por De Mello (2015). Outro ponto importante que foi apontado pelos autores é que para concentrações superiores a 0,050% houve tendência de aglomeração das partículas de grafeno que obstruíram a saída do fluido do bocal MQL, o que dificultava o acesso do fluido de corte na zona de contato. E este fenômeno afetou negativamente as condições de lubrificação do processo e prejudicaram, sobretudo, o acabamento da superfície retificada.

2.6 Considerações sobre o rebolo e o processo de dressagem

A ferramenta do processo de retificação, chamada de rebolo, exerce grande influência no desempenho do processo, seja em termos da integridade da superfície da peça, seja na potência consumida, ou no custo do processo. Por este motivo, nesta seção será feita uma abordagem sobre pontos pertinentes em relação aos principais tipos, especificação, aplicação e a forma de preparação de sua topografia para aplicação no processo.

O rebolo é constituído por três componentes, a saber:

- Grãos abrasivos: partículas normalmente cerâmicas de elevada dureza que possuem aresta de corte com geometria não definida e que são responsáveis pelo corte
- Ligante: aglomerante responsável pela união entre os grãos abrasivos e que ajudam a manter sua estabilidade durante a usinagem;
- Poros: espaços vazios necessários para permitir a saída/retenção de cavacos, auxiliar na circulação do fluido de corte e na dissipação do calor gerado no processo.

Na Figura 2.19 é ilustrada a estrutura de um rebolo abrasivo.

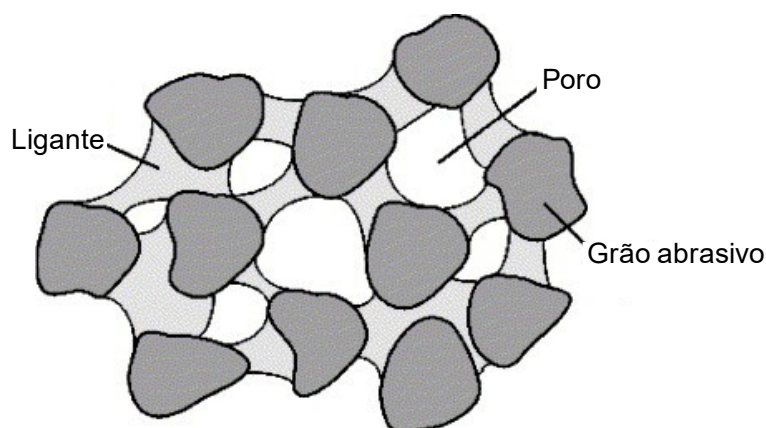


Figura 2.19: Ilustração da estrutura de um rebolo abrasivo: grãos abrasivos, ligante e poros (adaptado de SALMON, 1992).

A norma ANSI B74.13 (apud MALKIN; GUO, 2008) é utilizada para especificação de rebolos e consiste basicamente em cinco características que estão associadas aos três componentes do rebolo e a interação entre eles, a saber: o tipo de abrasivo, o tamanho do grão abrasivo, a dureza do rebolo, a estrutura do rebolo e o tipo de ligante. Um breve comentário sobre cada um destes itens será apresentado a seguir.

2.6.1 Tipo e tamanho do grão abrasivo

Os grãos abrasivos utilizados nos processos de usinagem por abrasão podem ser divididos em dois grandes grupos: os naturais e os sintéticos. Os grãos abrasivos naturais abrangem o quartzo, coríndon, esmeril e o diamante, dentre outros. Todos os abrasivos naturais, com exceção do diamante, não possuem resistência mecânica suficiente e, por isso, eles são de importância secundária para indústria quando comparados aos abrasivos sintéticos (Klocke, 2009).

Quanto aos abrasivos sintéticos, eles são divididos em dois grandes grupos: os convencionais e os superabrasivos. No primeiro grupo incluem-se os abrasivos de óxido de alumínio (Al_2O_3) e carbeto de silício (SiC) e as variações deles em função de adição de alguns outros elementos ou compostos químicos, enquanto o segundo engloba o nitreto cúbico de boro (CBN) e o diamante sintético. Uma das diferenças de destaque entre os dois grupos está na dureza da partícula abrasiva: enquanto os abrasivos convencionais apresentam dureza na faixa de 2000-3000 HK (dureza Knoop), os superabrasivos possuem valores mais elevados: 4700 HK para o caso do CBN e entre 7000-8000 HK para o diamante sintético (KLOCKE, 2009). O custo também os difere: evidentemente que os superabrasivos são bem mais caros (de 10 a 100 vezes mais de acordo com Marinescu et al., 2007), ao ponto de os rebolos com estes abrasivos geralmente serem com corpo metálico ou polimérico, com uma pequena camada de abrasivo. Outra propriedade que merece destaque é a condutividade térmica, que é bem superior para os superabrasivos.

Dentre os abrasivos sintéticos convencionais, o óxido de alumínio é mais utilizado na retificação de aços em geral, para materiais de elevada resistência à tração, enquanto o carbeto de silício é indicado para retificação de ferros fundidos, materiais não-ferrosos e não-metálicos, em geral para materiais de baixa resistência à tração. No entanto, é importante salientar que existem, ainda, diferentes tipos de carbeto de silício e uma variedade ainda maior de óxido de alumínio, que possuem diferentes composições químicas e características estruturais que os tornam mais indicados para uma aplicação específica (MALKIN; GUO, 2008).

Segundo Klocke (2009), os abrasivos sintéticos de carbeto de silício são produtos derivados da eletrofusão da areia de quartzo e, basicamente, se dividem em dois tipos de acordo com a pureza de SiC: carbeto de silício verde (~98% de SiC) e carbeto de silício preto (~97% de SiC). Em geral, ambos são mais duros e friáveis que os abrasivos de óxido de alumínio convencionais, com destaque para o primeiro que é o mais friável dentre eles. Por friabilidade entende-se como sendo a capacidade do abrasivo de se fragmentar e voltar a ter suas arestas de corte afiadas (MALKIN; GUO, 2008).

Os abrasivos sintéticos de óxido de alumínio são fabricados por meio do processamento da bauxita, que é um mineral que contém, além do óxido de alumínio, até 25% de impurezas como óxido de ferro, hidróxido de ferro, óxido de titânio, entre outros (KLOCKE, 2009). O método mais comum para remoção de impurezas da bauxita compreende o processo de eletrofusão da mesma, que pode ser realizada diretamente após sua calcinação, resultando na família do óxido de alumínio marrom, do Inglês *brown fused alumina – BFA*, ou após seu processamento com o método de Bayer, que resulta na família do óxido de alumínio branco, do Inglês *white fused alumina – WFA* (JACKSON; HITCHINER, 2011).

O óxido de alumínio marrom possui aproximadamente 96% de Al_2O_3 e cerca de 3% de dióxido de titânio (KLOCKE, 2009), cuja concentração, de acordo com Marinescu et al. (2016), aumenta a tenacidade do grão abrasivo e diminui sua dureza.

No caso específico da família dos abrasivos de óxido de alumínio branco, existem diversos tipos que se diferem por meio do controle do método de fabricação e/ou aditivos empregados na composição do abrasivo. O óxido de alumínio branco convencional possui maior pureza (99,5% de Al_2O_3) e por conseguinte maior dureza que o óxido de alumínio marrom (JACKSON; HITCHINER, 2011). A adição de óxido de cromo (Cr_2O_3), por exemplo, leva à formação do óxido de alumínio rosa (até 0,5% de Cr_2O_3) e óxido de alumínio rubino (entre 2-3% de Cr_2O_3). Ambos apresentam uma dureza ligeiramente maior e uma melhor tenacidade que o óxido de alumínio branco convencional, sendo o rubi o mais tenaz dentre eles (KLOCKE, 2009, JACKSON; HITCHINER, 2011). No entanto, é importante salientar que Malkin e Guo (2008) e MARINESCU et al. (2016) apontam o óxido de alumínio rubi como o abrasivo de menor tenacidade dentre os derivados da alumina, ou maior friabilidade

O crescimento do grão abrasivo de óxido de alumínio convencional durante a fabricação por eletrofusão pode ser controlado com adição de certa quantidade de sulfeto de ferro, possibilitando a formação do óxido de alumínio branco monocristalino (NUSSBAUM, 1988), que possui alta pureza de alumina (~99% - KLOCKE, 2009) e corresponde, de acordo com Jackson e Hitchiner (2011), ao abrasivo mais duro e frágil da família de óxidos de alumínio fabricados por eletrofusão.

Outro aditivo ao óxido de alumínio que também merece destaque é o óxido de zircônia (ZrO_2). De acordo com Marinescu et al. (2016), este aditivo possibilita a formação de um grão abrasivo com estrutura bastante refinada e tenaz, existindo pelo menos três diferentes composições de zircônia-alumina que são utilizadas em grãos abrasivos para rebolos: 75% Al_2O_3 – 25% ZrO_2 , 60% Al_2O_3 – 40% ZrO_2 , e 65% Al_2O_3 – 30% ZrO_2 – 5% TiO_2 . O método de fabricação inclui rápida solidificação do composto zircônia-alumina eletrofundido, com taxas de resfriamento de 100 °C/s (JACKSON; HITCHINER, 2011).

Segundo Marinescu et al. (2016), a desvantagem da fabricação da alumina por eletrofusão está no fato de que os abrasivos fabricados por esta técnica possuem estrutura cristalina muito grosseira, e um dado grão abrasivo pode apresentar apenas um ou três cristais. Ainda de acordo com os autores, essa característica faz com que os grãos abrasivos sejam utilizados de forma pouco eficiente, uma vez que qualquer fratura do grão levará à perda de uma grande parte de toda sua estrutura.

Neste sentido, surgiram métodos para fabricação por precipitação química e sinterização da alumina, que possibilitaram a formação de abrasivos com estrutura cristalina mais refinada, como é o caso da alumina sinterizada e abrasivos relativamente mais recentes como os chamados “*Sol-Gel*” e “*Seeded Gel*”.

A alumina sinterizada é fabricada a partir de uma pasta fina de bauxita calcinada, que com processo de granulação (redução dos grãos) e posterior sinterização, resulta-se um abrasivo com estrutura cristalina bastante refinada e tenacidade extremamente alta quando comparado aos abrasivos de óxido de alumínio fundidos (MALKIN; GUO, 2008).

De acordo com Webster e Tricard (2004), os abrasivos Sol-Gel são aluminas fabricadas por um processo que compreende a peptização de uma solução de óxido de alumínio monohidrato [$\gamma-AlO(OH)$] para a formação de um gel que é, posteriormente, submetido a um processo de secagem e sinterização para formar α -alumina. O produto final consiste em grãos abrasivos de óxido de alumínio com micro cristais ($< 5 \mu m$) de orientação aleatória, o que permite a micro fragmentação dos grãos, promovendo, conseqüentemente, auto afiação e a formação contínua de novas arestas de corte (MALKIN; GUO, 2008).

Os abrasivos Seed-Gel, ou SG, consistem em uma variação dos abrasivos Sol-Gel, em que basicamente são utilizadas partículas dispersas de alumina no gel, o que resultam, ao final do processo, em uma estrutura cristalina com grãos submicrometros (MALKIN; GUO,

2008). De acordo com Marinescu et al. (2016), este abrasivo possui tenacidade tão elevada que para sua aplicação é necessária uma mistura com grãos abrasivos sintéticos convencionais (fabricados por eletrofusão). Ainda de acordo com os autores, misturas típicas utilizadas atualmente correspondem a 50% (5SG), 30% (3SG) e 10% (1SG).

A especificação para o tipo de abrasivo do rebolo é dada, basicamente, pelas letras A, C, D e B, que correspondem, respectivamente, aos abrasivos de óxido de alumínio, carbeto de silício, diamante e nitreto cúbico de boro. Cada fabricante possui uma identificação mais específica para cada sub-grupo de abrasivos. Na Tabela 2.2 são mostrados alguns abrasivos sintéticos convencionais da fabricante Norton – Saint Gobain (2019).

Tabela 2.2: Alguns tipos de grãos abrasivos sintéticos convencionais disponíveis no mercado e suas características (adaptado de NORTON – SAINT GOBAIN, 2019).

Grão abrasivo	Características
A	Óxido de alumínio marrom regular. Possui 3% de óxido de titânio em sua composição e apresenta alta tenacidade; e por isso é recomendado para retificação de materiais com elevada resistência à tração e aplicação em aparelhos de “moto-esmeril” e para pedras de afiação.
38A	Óxido de alumínio branco fundido. Possui pureza de 99,8% e é recomendado para retificação de aços e ligas endurecidas que são sensíveis ao calor, e para afiação de ferramentas de aço-rápido. Ele é bastante utilizado nos processos de retificação cilíndrica, plana e interna de ferramentas, matrizes e equipamentos de medição.
19A	Mistura de abrasivos do tipo “A” e “38A” que lhe confere desempenho médio, assim é recomendado para a retificação plana e cilíndrica de aços menos sensíveis ao calor.
57A	Óxido de alumínio marrom semi-puro (98% de pureza). É um abrasivo mais versátil que é recomendado para retificação de aços em qualquer estado.
86A	Óxido de alumínio rosa que contém de óxido de cromo em pequenos percentuais. Ele possui maior tenacidade que o óxido de alumínio branco puro e é recomendado para fabricação de pontas montadas, como também de rebolos de afiação de aço-rápido.
SGB 3SG 5SG	Mistura de abrasivos “premium” que inclui uma concentração média (SGB), alta (3SG) e muito alta (5SG) de abrasivos do tipo Seed-Gel (abrasivo microcristalino que permite auto-afiação).
37C	Carbeto de silício preto. É utilizado na retificação de quase todas as classes de ferros fundidos, metais não ferrosos e materiais não metálicos.

39C	Carbeto de silício verde. É a primeira opção, dentre os abrasivos convencionais, para retificação de ferramentas de metal duro e de materiais cerâmicos.
-----	--

O tamanho do grão abrasivo também é uma característica importante do rebolo, visto que ele está associado diretamente com a taxa de remoção de material do processo: quanto maior for o grão abrasivo, maiores penetrações de trabalho podem ser utilizadas e, conseqüentemente, poderá proporcionar maior taxa de remoção de material (KLOCKE, 2009).

Para os abrasivos convencionais, o tamanho do grão é especificado de acordo com a granulometria mesh, que corresponde à quantidade de divisões que a peneira de seleção possui em uma polegada linear. Quanto maior a granulometria mesh, maior é a quantidade de divisões e, portanto, menor é o grão abrasivo selecionado pela peneira. O número #4 corresponde à granulometria mais grosseira utilizada em rebolos, enquanto o número #1200 corresponde àquela mais fina. No caso dos superabrasivos, a especificação do tamanho do grão pode ser apresentada de forma diferente, dada diretamente pelo diâmetro médio do grão, em μm (MALKIN; GUO, 2008 e KLOCKE, 2009).

2.6.2 Dureza e estrutura do rebolo

A dureza de um rebolo está associada à capacidade de o ligante reter o grão abrasivo durante o corte. Rebolos com elevada dureza são recomendados para operações com baixa taxa de remoção de material (acabamento), enquanto rebolos com baixa dureza são recomendados para operações de desbaste. A estrutura do rebolo, por sua vez, está associada ao volume de poros presente no mesmo: quanto maior a quantidade de poros, mais aberta é a estrutura do rebolo. Ambas as características de dureza e estrutura estão interrelacionadas, uma vez que rebolos mais duros possuem geralmente estrutura mais fechada (são recomendados para operações em que o acabamento deve ser superior), enquanto rebolos mais macios possuem estrutura mais aberta e são indicados para operações que exigem maior taxa de remoção de material.

A dureza do rebolo é especificada de acordo com as letras do alfabeto, em que A corresponde à menor dureza (rebolo extremamente macio) e Z à maior dureza (rebolo extremamente duro). A especificação da estrutura difere um pouco entre os abrasivos convencionais e superabrasivos: para o primeiro caso, são utilizados números de 0 (estrutura mais fechada) até 16 (estrutura mais aberta). No caso dos superabrasivos, a estrutura do rebolo está associada diretamente à formulação do ligante, que pode variar de acordo com cada fabricante. Além disso, para os rebolos com superabrasivos, especifica-se, também, a concentração de abrasivo, que indica a quantidade de abrasivo que o rebolo contém (MALKIN; GUO, 2008).

Em um rebolo o ideal seria que os grãos abrasivos possuísem um alto grau de dureza e ao mesmo tempo boa tenacidade para facilitar a formação do cavaco, como também deles manterem suas arestas afiadas por maior tempo. Mas conciliar estas propriedades em um só rebolo é uma tarefa de alta complexidade. Além disso, o desejável é que grãos abrasivos apresentem elevada resistência térmica para suportar as altas temperaturas durante o corte de material, como também uma resistência química adequada a fim de evitar reações com o ar, fluido de corte e, principalmente, o material da peça (KLOCKE, 2009).

2.6.3 *Tipo de ligante*

Os principais tipos de ligantes utilizados em rebolos abrasivos são os vitrificados, resinoides e metálicos.

Os ligantes vitrificados consistem basicamente em vidros, que são sinterizados a partir de areia com sílica, argila e misturas químicas fundentes como feldspato e borato de sódio. As principais vantagens desse tipo de ligante são sua estabilidade em altas temperaturas, fragilidade, rigidez, e sua capacidade de suportar elevados nível de porosidade na estrutura do rebolo (MARINESCU et al., 2007). Este ligante possui vasta aplicação que pode abranger todos os processos de retificação, uma vez que rebolos com ligante vitrificado correspondem à praticamente metade de todos os rebolos com abrasivos convencionais (MALKIN; GUO, 2008).

Os ligantes resinoides consistem em resina sintética ou combinações de resinas sintéticas. Embora exista uma grande variedade de ligantes desse tipo, as resinas fenólicas são os componentes mais comumente utilizados como ligantes em rebolos resinoides. Os rebolos com este ligante em geral possuem elevada resistência ao impacto e pressão lateral, permitem altas rotações grande remoção de material. Por esta razão, eles são muito utilizados em operações de desbaste (KLOCKE, 2009).

Os ligantes metálicos são praticamente de uso restrito a rebolos com superabrasivos. Os mais comumente utilizados são derivados de bronze sinterizado, produzidos por meio do processo de metalurgia do pó (MALKIN; GUO, 2008). De acordo com Klocke (2009), os ligantes metálicos possuem alta resistência ao desgaste, baixa dressabilidade e alta condutividade térmica.

Na Figura 2.20 é mostrado o sistema de especificação de rebolos com abrasivos convencionais de acordo com a norma ANSI B74.13 apud Malkin e Guo (2008).

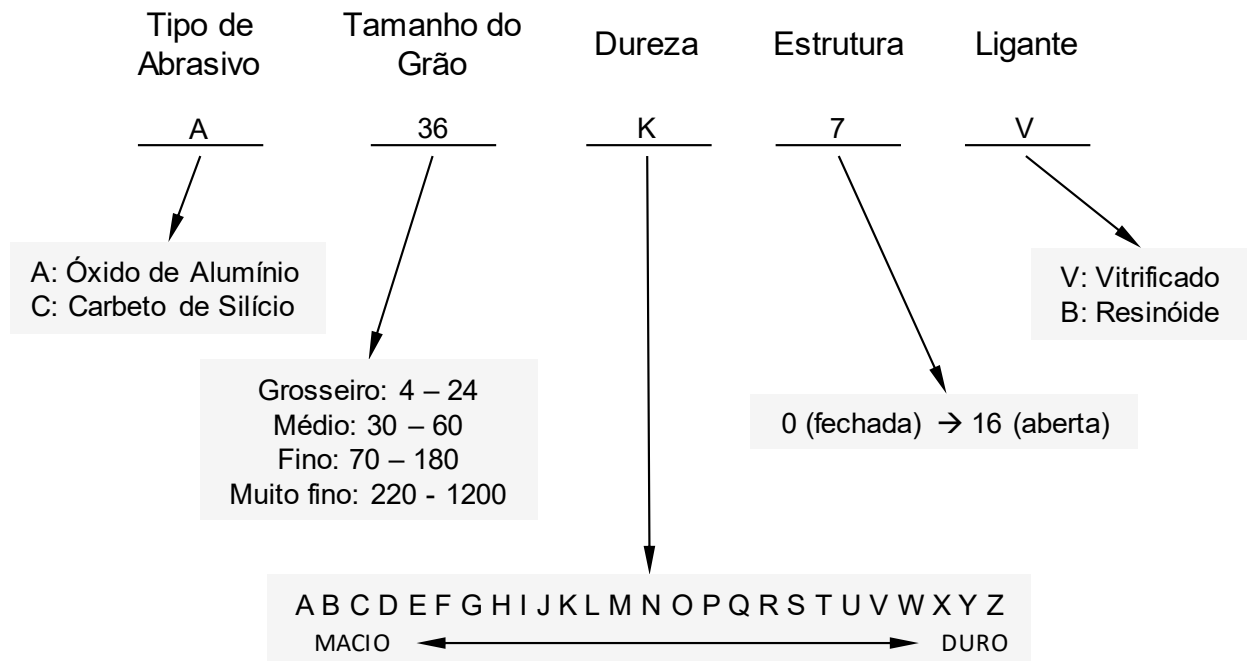


Figura 2.20: Especificação de rebolos com abrasivos convencionais (adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

Além das especificações do rebolo, a topografia de sua superfície de corte também é fundamental para a garantia do melhor desempenho no processo de retificação, e este condicionamento ou preparação da superfície pode ser feito pela operação de dressagem. A dressagem afeta os esforços de corte, a temperatura de retificação e integridade superficial da peça retificada, além da taxa de desgaste do rebolo. Ela é necessária tanto para preparação inicial da superfície do rebolo (primeiro uso), como para a renovação da capacidade de corte de seus grãos abrasivos desgastados. Além disso, a dressagem ainda auxilia na remoção de cavacos retidos nos poros do rebolo (limpeza do rebolo).

A dressagem de rebolos com dressador de ponta única de diamante pode ser aproximada à uma operação de torneamento cilíndrico externo, em que o rebolo faz papel da peça, enquanto o dressador é a ferramenta. Na Figura 2.21 é ilustrada disposição do sistema de dressagem com auxílio de um dressador do tipo ponta única e os principais parâmetros da operação. Embora existam outros vários tipos de dressadores, nesta sessão foi abordado somente este por ter sido aquele utilizado nas operações de dressagem realizadas neste trabalho. Além disso, é importante salientar que o dressador do tipo ponta única é um dos mais utilizados devido seu baixo custo e versatilidade em promover um grande número de diferentes topografias para diferentes tipos de rebolo (RUZZI et al., 2019b).

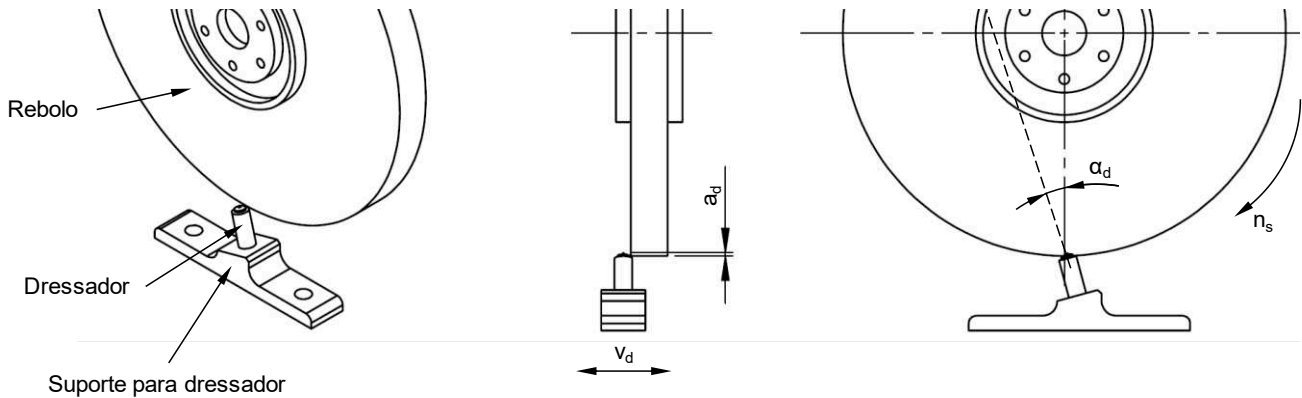


Figura 2.21: Ilustração da operação de dressagem no processo de retificação plana tangencial (fonte: próprio autor). Por v_d , a_d e α_d entende-se a velocidade de dressagem, penetração de dressagem e o ângulo de dressagem, respectivamente.

O parâmetro normalmente utilizado para descrever a topografia da superfície de corte do rebolo é o grau de recobrimento (U_d). Este parâmetro é definido pela razão entre a largura efetiva de contato dressador/rebolo (b_d) e o avanço de dressagem (s_d), que é a relação entre a velocidade de dressagem (v_d) e a rotação do rebolo (n_s), conforme mostrado na Eq. (10). Na Figura 2.22 é mostrado um esquema no qual é ilustrado em detalhe a operação de dressagem com dressador do tipo ponta única no processo de retificação plana tangencial.

$$U_d = \frac{b_d}{s_d} = \frac{b_d}{v_d/n_s} = \frac{b_d \cdot n_s}{v_d} \quad (10)$$

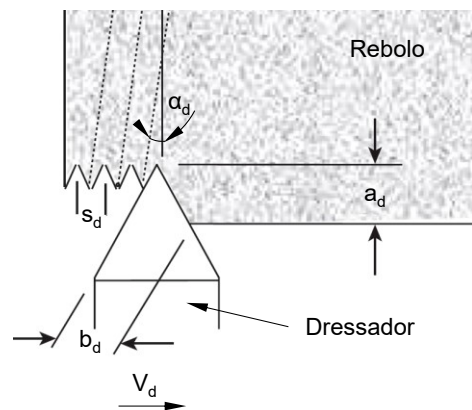


Figura 2.22: Detalhe da operação de dressagem com dressador do tipo ponta única (adaptado de ROWE, 2014).

De acordo com Marinescu et al. (2007), valores típicos de U_d são entre 2-3 para operações de desbaste, 3-4 para operações de semi-acabamento e 6-8 para operações de acabamento. Em relação ao ângulo de dressagem (α_d), este assume valores entre 10 e 15° (MALKIN; GUO, 2008).

2.7 Acabamento superficial de peças retificadas

A topografia de uma dada superfície é constituída por quatro características básicas: forma, ondulação, rugosidade e falhas. A forma diz respeito ao contorno macroscópico da superfície, enquanto a ondulação está associada à variação na forma geométrica da superfície em relativa baixa frequência ou, de forma equivalente, grandes comprimentos de onda. A rugosidade, por sua vez, é a variação na forma geométrica da superfície em pequena escala, com relativa alta frequência (ou pequenos comprimentos de onda). Por fim, as falhas são descontinuidades na topografia da superfície como, por exemplo, trincas, inclusões e bolhas (MACHADO et al., 2015). Na Figura 2.23 é mostrado um esquema que ilustra estas características.

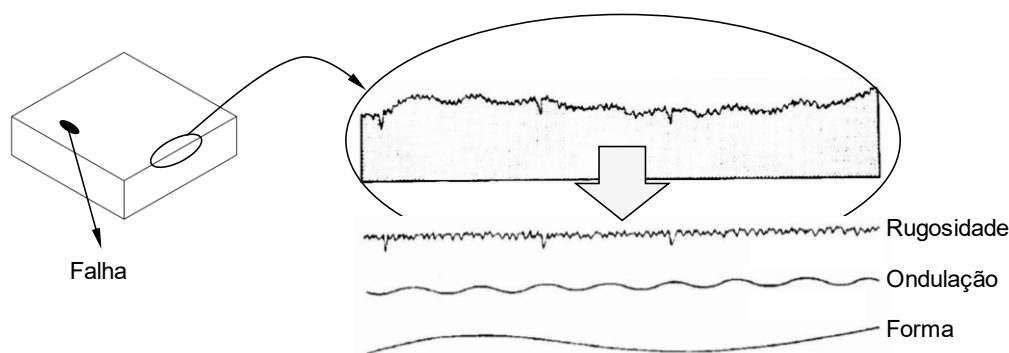


Figura 2.23: Esquema ilustrativo da forma, ondulação e rugosidade de uma dada superfície (adaptado de ETTL et al., 1998).

Erros de forma e ondulação podem ser resultado de erros nas guias da máquina-ferramenta, fixação imprópria da peça, distorções provocadas pelo calor gerado no processo e até vibrações do sistema (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). No caso específico da retificação, a correta dressagem e balanceamento do rebolo são de suma importância para evitar estes tipos de erros.

A rugosidade, o principal parâmetro para avaliar o acabamento de uma dada superfície usinada, é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos que são inerentes ao processo de corte e é utilizado como parâmetro especificado de acordo com a aplicação da superfície usinada: superfícies de mancais, por exemplo, requerem uma baixa rugosidade para um funcionamento ideal (MACHADO et al., 2015).

Existem diversos métodos para medição da rugosidade, bem como diversos parâmetros utilizados para descrevê-la. Para o processo de retificação e demais processos de usinagem a rugosidade é medida por contato, por meio do instrumento denominado rugosímetro (um transdutor que contém um apalpador que percorre a superfície deslocando de acordo com a topografia da mesma). O deslocamento do apalpador é então convertido em sinais elétricos

amplificados que, posteriormente, são utilizados para a determinação de parâmetros que quantificam a rugosidade da superfície (SANTOS; SALES, 2007).

Segundo MACHADO et al. (2015), os parâmetros de rugosidade podem ser classificados em três grupos, a saber: os parâmetros de amplitude, que são determinados de acordo com a altura dos picos e profundidade dos vales, os parâmetros de espaço, determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície e os parâmetros híbridos, que são determinados pela combinação entre os parâmetros de amplitude e espaço.

Os parâmetros de amplitude são normalmente os mais utilizados para caracterizar a topografia de uma dada superfície. Na Tabela 2.3 são mostradas as definições, conforme NBR ISO 4287 (2002), de alguns dos parâmetros de amplitude mais utilizados para avaliação de rugosidade de superfícies usinadas.

Tabela 2.3: Definição dos parâmetros de amplitude Ra, Rq, Rz, Rsk e Rku conforme especificado na NBR ISO 4287 (2002).

Parâmetro	Descrição	Definição
Ra	Desvio aritmético médio do perfil	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem
Rq	Desvio médio quadrático do perfil	Raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem
Rz	Altura máxima do perfil	Soma da altura máxima dos picos do perfil e a maior das profundidades dos vales do perfil, no comprimento de amostragem
Rsk	Fator de assimetria do perfil (skewness)	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas e Rq ao cubo, respectivamente, no comprimento de amostragem
Rku	Fator de achatamento do perfil (kurtosis)	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas à quarta potência e o valor Rq à quarta potência respectivamente no comprimento de amostragem

De acordo com Horváth; Drégelyi-Kiss; Mátyási (2015), os parâmetros de rugosidade mais comumente utilizados para avaliação do acabamento de superfície são os parâmetros Ra e Rz. Todhunter et al. (2017) realizaram uma pesquisa em mais de 30 países a fim de verificar a utilização dos parâmetros de rugosidade em diferentes setores da indústria mundial e observaram que o parâmetro Ra foi aquele mais citado e analisado nos trabalhos, seguido pelo parâmetro Rz, conforme mostrado na Figura 2.24.

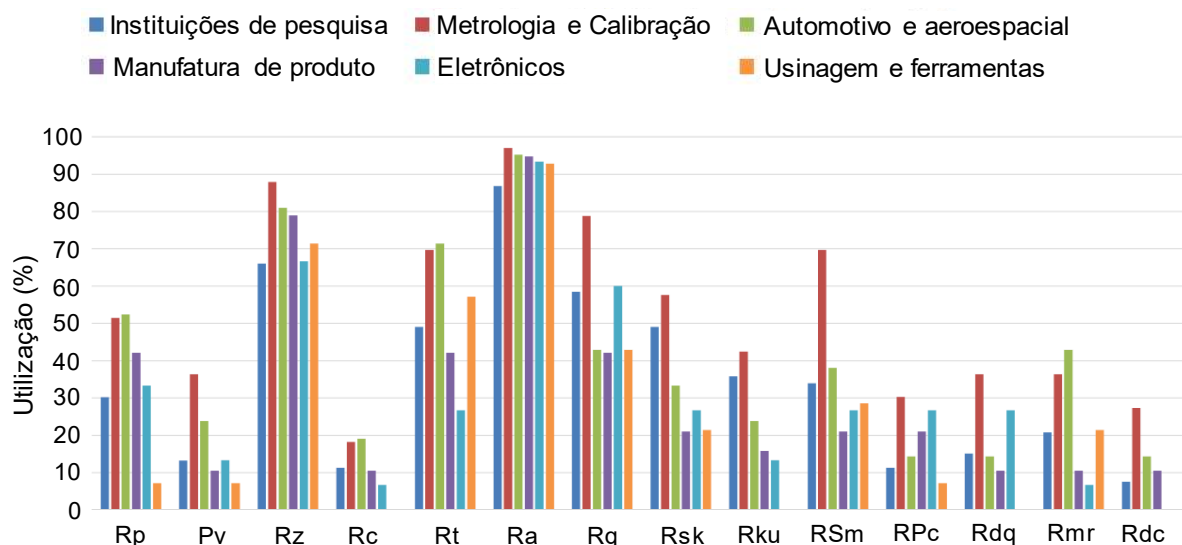


Figura 2.24: Percentual de utilização dos parâmetros de rugosidade em diferentes setores da indústria mundial (TODHUNTER et al., 2017).

De acordo com Kalpakjian e Schmid (2008), para o processo de retificação de metais em geral, os valores típicos do parâmetro R_a estão na faixa de 0,1-1,6 μm , mas valores fora desta faixa podem ser obtidos em função dos parâmetros de corte, rebolo, peça, tipo de retificação e meio de usinagem. Tawakoli et al. (2011) obtiveram valores de parâmetros R_a e R_z na faixa de 0,5-1,0 μm e 4,0-6,0 μm , respectivamente, no SAE 52100 após a retificação plana com rebolo de Al_2O_3 com os seguintes parâmetros de corte: $v_s = 30$ m/s penetração de trabalho de 30 μm e $v_w = 3$ m/min e sob diversas condições de lubri-refrigeração (incluindo a condição a seco e diferentes condições de MQL).

Segundo Malkin e Guo (2008), empiricamente, a rugosidade no processo de retificação é diretamente proporcional à espessura de cavaco não deformando. Desta forma, para o processo de retificação plana tangencial, a rugosidade tende a aumentar com a relação entre as velocidades v_w/v_s , bem com o aumento da penetração de trabalho (a_e). Khare e Agarwal (2015) realizaram ensaios experimentais de retificação plana tangencial do aço endurecido AISI 4340 (65 HRC) variando as condições de velocidade da peça (v_w) (5 m/min, 10 m/min e 15 m/min) e penetração de trabalho (a_e) (5 μm , 10 μm e 15 μm) e observaram como estes parâmetros afetaram a rugosidade. Eles relataram o aumento na rugosidade (parâmetro R_a) com os parâmetros de corte v_w e a_e , como consequência dos maiores esforços de corte gerados quando estes parâmetros são aumentados, o que resulta em maiores deflexões da peça e, consequentemente, na deterioração no acabamento da superfície retificada.

No que diz respeito aos valores de skewness (R_{sk}) e kurtosis (R_{ku}), o processo de retificação normalmente apresenta valores na faixa de -1 a 0 e 3 a 5 para os parâmetros de skewness e kurtosis, respectivamente, conforme mostrado na Figura 2.25.

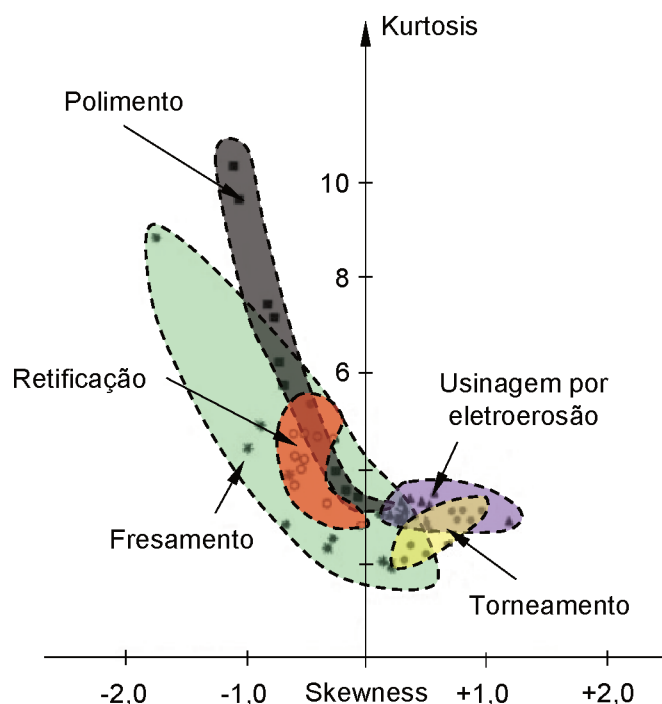


Figura 2.25: Espaço morfológico para diferentes processos de fabricação (adaptado de WHITEHOUSE, 1978).

Os parâmetros de rugosidade utilizados para análise neste trabalho foram os parâmetros R_a e R_z . Esta escolha foi com base na teoria de que a vida por fadiga em componentes para rolamentos possui forte correlação com a rugosidade das superfícies em contato (GOEPFERT et al., 2000). Neste sentido, o parâmetro R_a fornece uma boa descrição geral das variações de altura do perfil (SEDLACEK; PODGORNIK; VIZINTIN, 2009), enquanto o parâmetro R_z é mais sensível à ocasionais picos mais elevados e/ou vales mais profundos (GADELMAWLA et al., 2002). Este parâmetro inclusive auxilia a identificar, por exemplo, a presença de trincas na superfície.

2.8 Alterações subsuperficiais em peças retificadas (danos de origem térmica)

As principais alterações subsuperficiais causadas pelo processo de retificação estão associadas com danos de origem térmica, que são consequência da alta quantidade de calor gerado no processo e que é em grande parte conduzido para a peça, principalmente quando são empregados rebolos à base de abrasivos convencionais (Al_2O_3 ou SiC e suas variações). Essa alta quantidade de calor concentrado na zona de corte e conduzida para a peça contribui para o desenvolvimento de temperaturas elevadas na região de corte e podem, conforme mencionado anteriormente, comprometer a integridade subsuperficial da peça (MALKIN; GUO, 2008).

No que diz respeito à retificação de aços endurecidos, a queima da peça é o dano térmico mais comum e, sendo ela visível ou não, pode resultar em alterações tanto superficiais quanto subsuperficiais como, por exemplo, aumento e/ou redução de dureza na própria superfície retificada ou abaixo dela (alteração de natureza mecânica), alterações microestruturais, tensões residuais indesejadas e até mesmo a formação de trincas (MALKIN; GUO, 2008). Dependendo dos requisitos do projeto, estes danos térmicos podem levar à inutilização das peças e gerar prejuízos.

Evidentemente que estas alterações subsuperficiais estão associadas entre si e dependem, principalmente, da temperatura atingida na região de corte, que por sua vez está diretamente relacionada ao calor gerado no processo. A ação dos grãos abrasivos promovendo intensa deformação plástica e remoção de material por cisalhamento se comporta como uma fonte geradora de calor, elevando a temperatura da peça, principalmente em regiões próximas ao corte, o que pode resultar em um tratamento térmico indesejado na peça, formando uma zona temperada (retêmpera) e/ou de revenimento excessivo, normalmente denominada de zona afetada pelo calor (ZAC). Na maioria dos casos estes danos são irreversíveis.

De acordo com Seidel; Zösch; Härtel (2018), as zonas de revenimento excessivo são caracterizadas pelo revenimento da martensita e apresentam, conseqüentemente, menor dureza que a região do material não afetada pelo processo. Por outro lado, as zonas de retêmpera consistem em martensita não revenida e apresentam dureza maior que a região do material não afetada pela retificação, região esta que é quase sempre acompanhada por uma região de revenimento excessivo.

Na Figura 2.26 são mostrados exemplos destas regiões afetadas pelo calor de um aço endurecido. As regiões com revenimento excessivo apresentam coloração mais escura após ataque químico para revelação da microestrutura, enquanto a região de martensita não revenida apresenta coloração próximo do branco, motivo este pelo qual também é conhecida como camada branca.

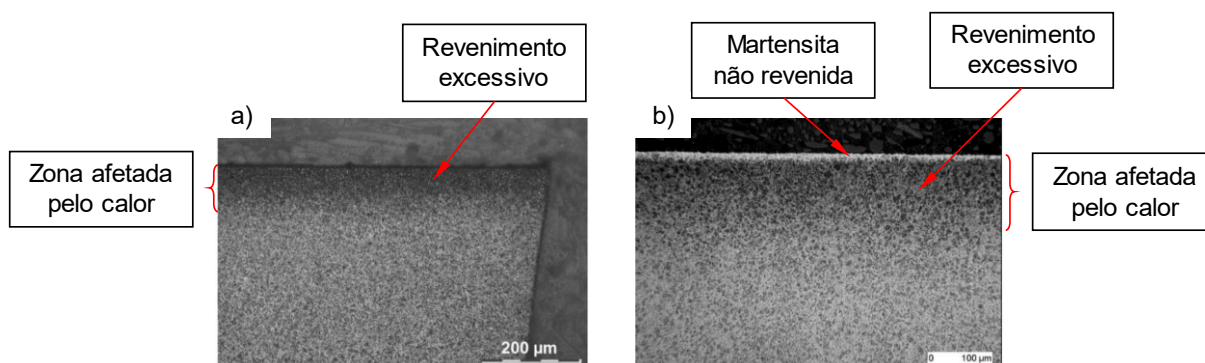


Figura 2.26: Seção transversal de uma zona de revenimento excessivo (a) e de uma zona de retêmpera (b) de um aço endurecido (adaptado de SEIDEL; ZÖSCH; HÄRTEL, 2018).

Resultado similar de alteração microestrutural foi observado por Ruzzi et al. (2017) na retificação cilíndrica de mergulho do aço endurecido AISI 4340 (54 ± 2 HRC) com rebolo de CBN, conforme mostrado na Figura 2.27. Os parâmetros de corte utilizados pelos autores foram: velocidade de corte (v_s) de 30 m/s, avanço radial de 0,75 mm/min, velocidade da peça (v_w) de 0,58 m/s e condição de lubri-refrigeração com fluido de corte de base vegetal aplicado via técnica MQL (vazão de 100 mL/h e pressão do ar comprimido de 0,6 MPa).

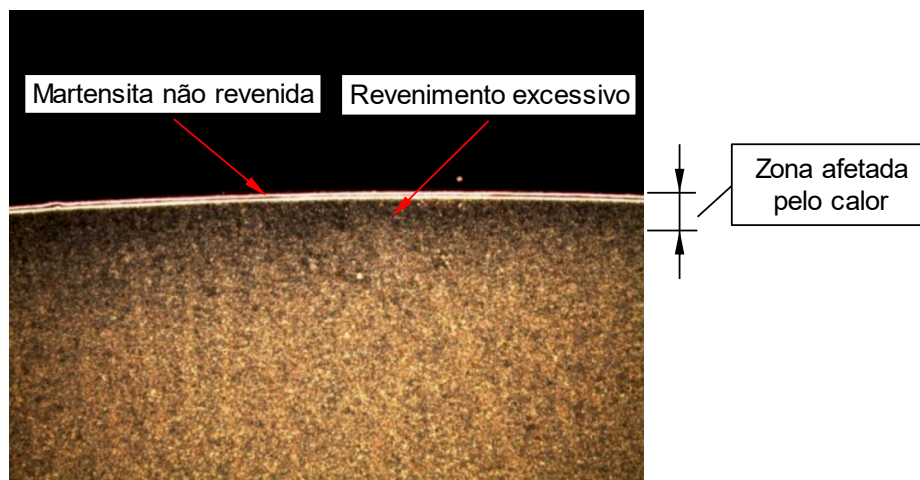


Figura 2.27: Seção transversal de uma amostra de aço endurecido AISI 4340 ilustrando uma zona afetada pelo calor após retificação cilíndrica de mergulho com rebolo de CBN (adaptado de RUZZI et al., 2017).

De Paiva (2016) também observou estas alterações microestruturais no aço endurecido SAE 52100 (62 HRC após a retificação plana tangencial com rebolo de Al_2O_3 e as seguintes condições de corte: $v_s = 37$ m/s, $v_w = 2,9$ m/min, $a_e = 30$ μ m e $a_p = 0,9$ mm. Algumas das imagens são mostradas na Figura 2.28. O autor observou que a condição de lubri-refrigeração exerceu grande influência nestas alterações microestruturais, sendo que para a condição a seco [Figura 2.28(a)], foram observadas regiões de martensita não revenida, regiões estas não observadas para as condições com aplicação de fluido de corte [Figura 2.28(b)-(e)]. Além disso, de acordo o autor, quanto menor a temperatura de aplicação do fluido de corte, menor foi a zona afetada pelo calor (ZAC).

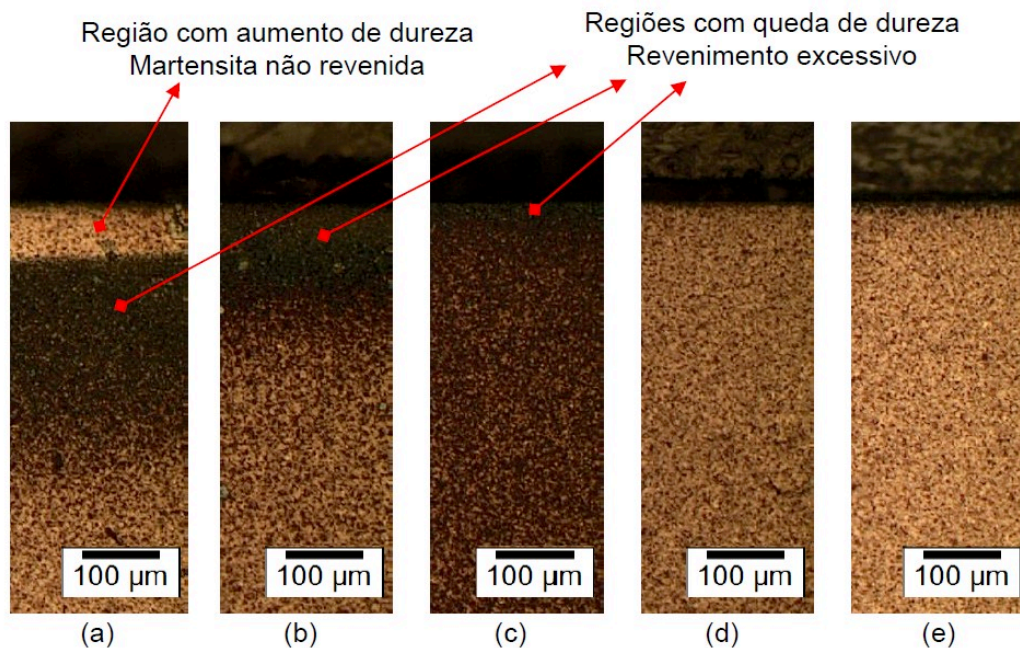


Figura 2.28: Microestrutura do aço endurecido SAE 52100 após retificação a seco (a) e com fluido de corte aplicado com diferentes temperaturas: (b) ambiente, (c) 15 °C, (d) 10 °C, (e) 5 °C (DE PAIVA, 2016).

Tanto o revenimento excessivo quanto a formação de martensita não revenida no processo de retificação são fenômenos que dependem do material do rebolo, da temperatura e seu tempo de ação na interface entre o rebolo e a peça. Caso a temperatura durante o processo seja alta o bastante para promover a austenitização em região do material próxima à zona de corte, pode ocorrer a formação de martensita não revenida com um resfriamento suficientemente rápido. Como a temperatura da peça diminui em pontos mais afastados da zona de corte, existem regiões abaixo da superfície retificada onde a temperatura, embora seja menor que o necessário para promover transformação de fase no material, ainda é alta o bastante para promover revenimento. Este fenômeno explica a razão da região de martensita não revenida ser normalmente cercada por uma região de revenimento excessivo conforme observado na Figura 2.26, Figura 2.27 e Figura 2.28(a). De acordo com Malkin e Guo (2008), a profundidade ou espessura da zona termicamente afetada pode ser reduzida pelo uso de maiores valores de velocidade da peça (v_w), que resultam em uma penetração de calor mais superficial, bem como menores tempos de aquecimento, amenizando, portanto, o dano térmico à integridade subsuperficial da peça retificada. Por outro lado, não se pode elevar demasiadamente v_w pelo fato dele afetar a espessura de corte equivalente que por sua vez afeta negativamente o acabamento (KLOCKE, 2009).

Além do ataque químico para revelação da microestrutura do material, normalmente com Nital, a determinação do perfil de microdureza abaixo da superfície usinada é muito utilizada para quantificar esse tipo de dano térmico em peças retificadas.

De Paiva e Da Silva (2019) analisaram a microdureza abaixo da superfície usinada do aço endurecido SAE 52100 (62 HRC) durante a retificação com um rebolo de Al_2O_3 , com duas condições de lubri-refrigeração (a seco e com fluido de corte aplicado pela técnica convencional) e duas condições de corte ($a_e = 10 \mu\text{m}$ e $30 \mu\text{m}$). Os resultados obtidos por eles estão mostrados na Figura 2.29, em que os perfis de microdureza foram plotados em função da distância abaixo da superfície retificada.

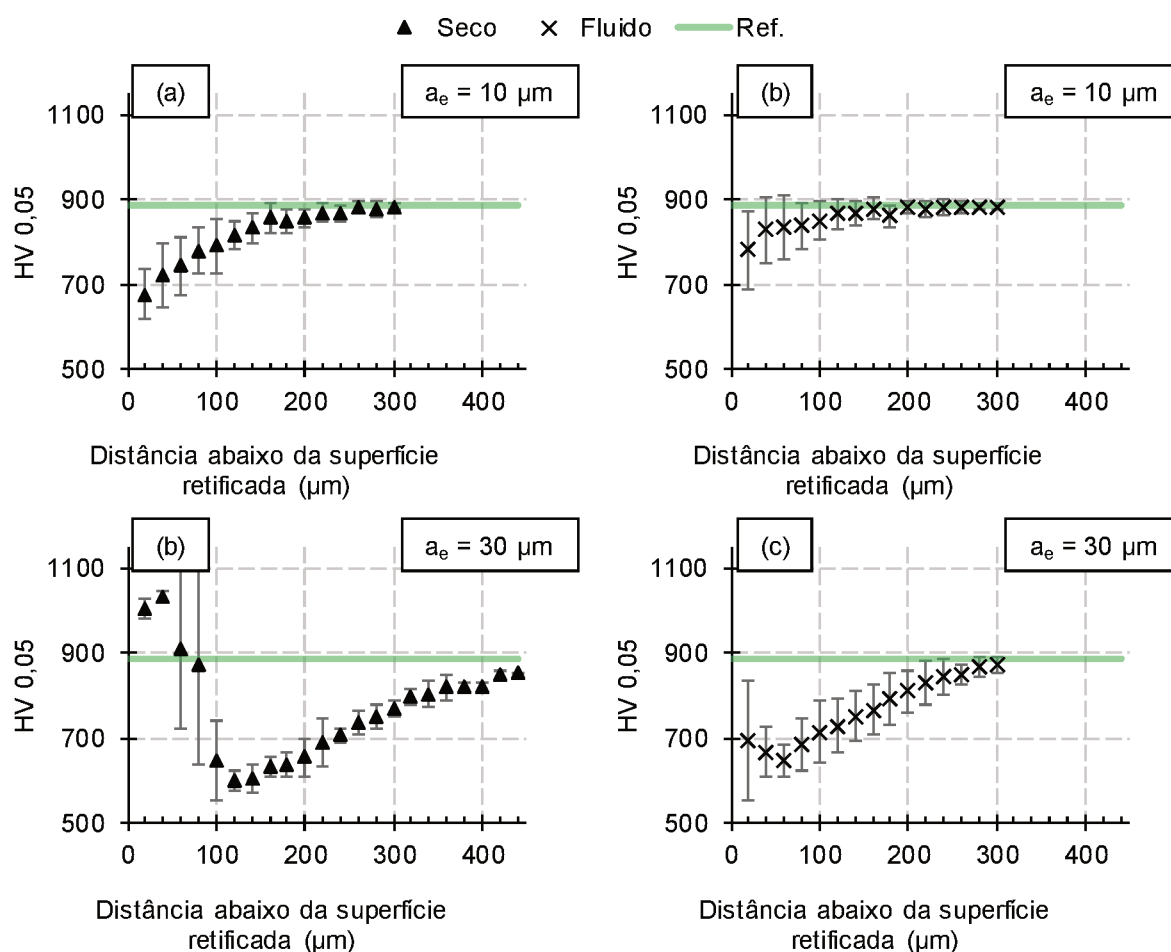


Figura 2.29: Perfil de microdureza abaixo da superfície usinada após retificação com diferentes condições de lubri-refrigeração e penetração de trabalho (adaptado de DE PAIVA; DA SILVA, 2019). Por “Ref.” entende-se a microdureza do material antes do processo de retificação.

Da Figura 2.29, observa-se que tanto a zona afetada pelo calor quanto a queda de dureza aumentaram com a penetração de trabalho, e que a utilização do fluido de corte contribuíram para amenizar as variações de dureza em comparação à condição a seco. Além disso, para os ensaios na condição a seco e com $a_e = 30 \mu\text{m}$ [Figura 2.29(b)], os autores relataram um aumento na dureza do material que se estendeu até aproximadamente $80 \mu\text{m}$

abaixo da superfície retificada. Eles ainda afirmaram que as variações de dureza conforme mostradas na Figura 2.29 são recorrentes na retificação de aços endurecidos, em que a queda de dureza do material ocorre devido a um revenimento excessivo causado pelas altas temperaturas desenvolvidas no processo de retificação. Com relação ao aumento de dureza, este resultado indica a presença de martensita não revenida próximo da superfície retificada, sugerindo que as temperaturas na região durante o processo foram superiores àquela de austenitização do material, resultando na formação da camada branca.

2.9 Síntese da revisão bibliográfica

Neste capítulo foram abordados os principais aspectos relacionados ao processo de retificação plana tangencial, incluindo seus principais parâmetros de entrada (velocidade do rebolo, velocidade da peça, penetração de trabalho, profundidade de corte e condições de lubri-refrigeração). Além disso, foi também abordado a influência destes parâmetros em algumas importantes variáveis de saída do processo, como rugosidade, alterações subsuperficiais, coeficiente de atrito e esforços de corte.

Outra abordagem deste capítulo referiu-se à técnica de aplicação de fluido de corte via mínima quantidade de lubrificante (MQL) com partículas sólidas que são dispersas no fluido base como alternativa para melhorar o desempenho dela no processo de retificação, com certo destaque para o grafeno, partícula esta que é foco deste trabalho. Para efeito de comparação foi abordada também a técnica MQL tradicional (apenas óleo mais ar comprimido).

Por fim, é importante ressaltar novamente que a motivação para este estudo veio com base em resultados promissores de aplicação de partículas sólidas em fluidos de corte aplicados pela técnica MQL derivados de trabalhos desenvolvidos no mesmo grupo de pesquisa em que este trabalho foi gerado. Neste sentido, um dos objetivos deste estudo foi de adquirir maior compreensão técnica e científica sobre a forma com que as partículas de grafeno dispersas em fluido de corte atuam na zona de contato durante o processo de retificação. Além disso, verificou-se qual influência do tipo de fluido base e da concentração de partículas dispersas na capacidade de lubri-refrigeração do fluido de corte, bem como estes aspectos afetam as diferentes variáveis de saída avaliadas neste trabalho, as quais serão especificadas detalhadamente no capítulo seguinte.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo serão apresentados os equipamentos, materiais, parâmetros de entrada e de saída, bem como o procedimento experimental e metodologia empregados para o desenvolvimento deste trabalho.

Na Figura 3.1 é mostrado um organograma com o resumo das variáveis de entrada utilizadas nos ensaios experimentais de retificação, bem como das variáveis de saída analisadas neste trabalho. Conforme pode ser observado na Figura 3.1, as variáveis de entrada utilizadas foram a velocidade da peça (v_w), penetração de trabalho (a_e), e diferentes condições de lubri-refrigeração, nas quais se incluem dois tipos de fluido de corte (sintético e semissintético) que foram aplicados via as técnicas convencional e da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Além disso, ambos os fluidos de corte foram utilizados como fluidos base para adição de grafeno multicamadas, sendo que fluido mais grafeno foi aplicado somente via a técnica MQL. Além disso, foram testadas quatro (4) concentrações de grafeno neste trabalho, a saber: 0,025%, 0,050%, 0,075% e 0,100%, em massa.

As variáveis de saída investigadas foram: rugosidade (parâmetros R_a e R_z), potência elétrica, energia específica, imagens da superfície retificada, microdureza e microestrutura, e temperatura na região de corte, conforme especificado na Figura 3.1.

Os ensaios experimentais de retificação plana tangencial e a medição das variáveis de saída (rugosidade da peça, monitoramento da potência elétrica e da temperatura na região de corte durante o processo) foram realizados no Laboratório de Usinagem Convencional (LUC) enquanto que a obtenção e análise das imagens das superfícies das peças retificadas (com o auxílio do estéreo-microscópio e do Microscópio Eletrônico de Varredura – MEV) foram realizadas do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), ambos da Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia – UFU, em Uberlândia-MG. Os ensaios de microdureza abaixo da superfície retificada e as análises microestruturais foram realizados no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), também FEMEC da UFU, em Uberlândia-MG

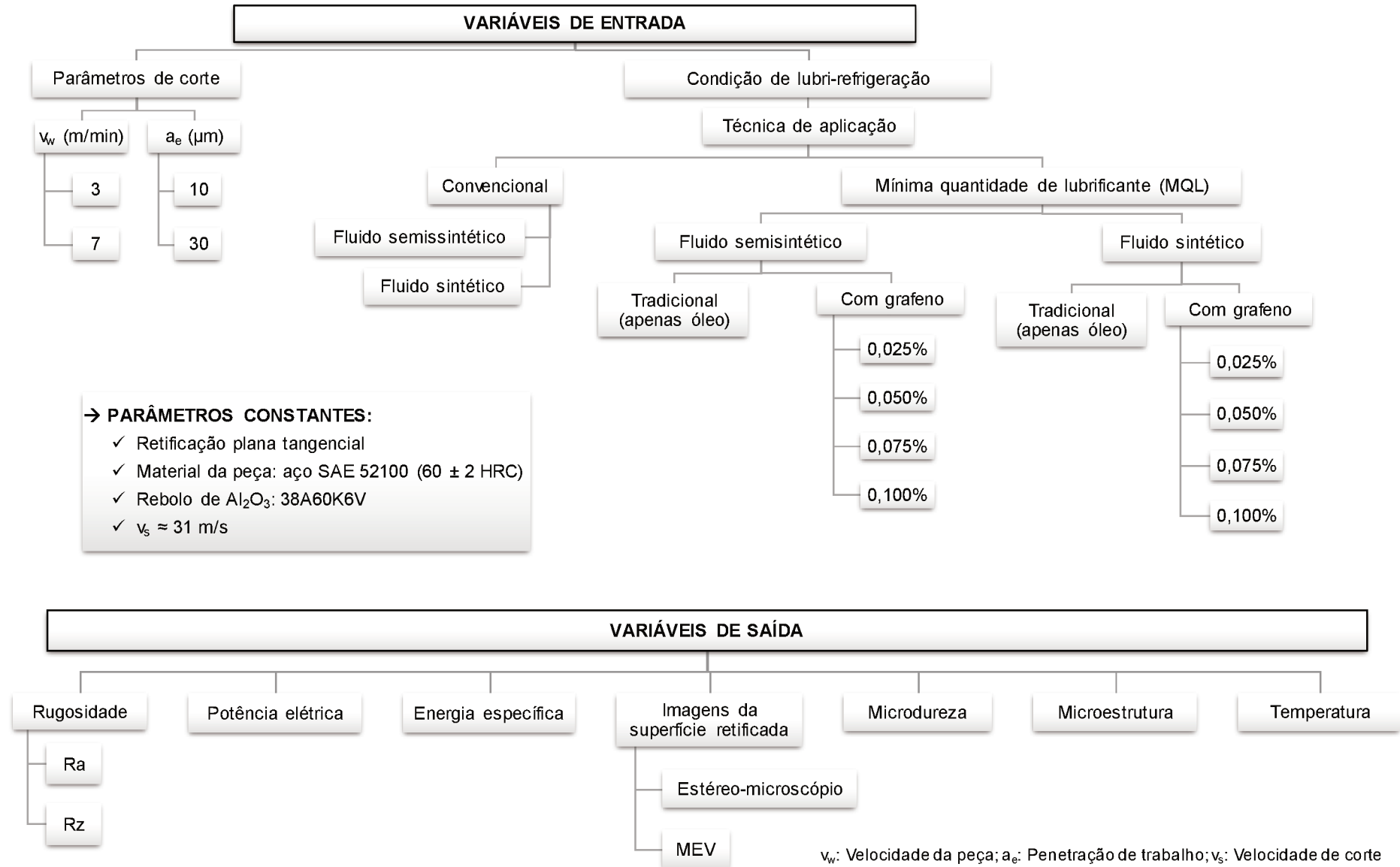


Figura 3.1: Organograma das variáveis de entrada, parâmetros constantes e variáveis de saída utilizadas neste trabalho.

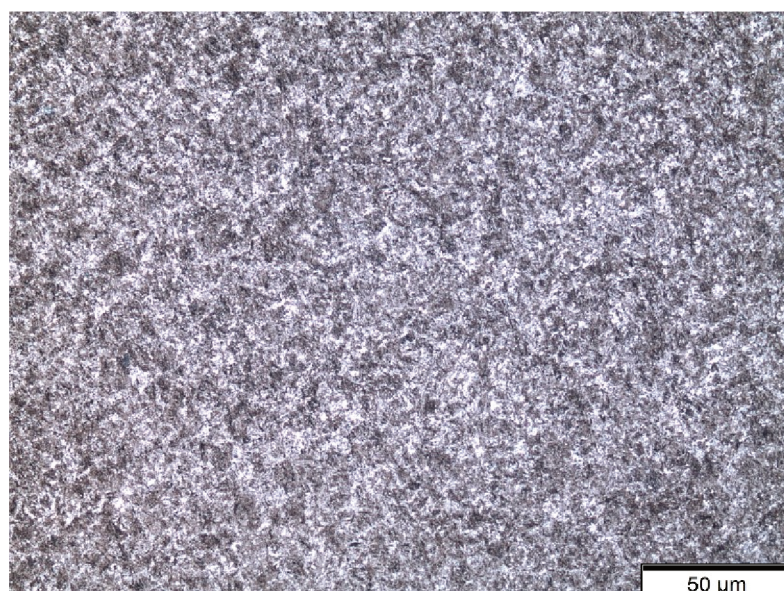
3.1 Equipamentos e materiais utilizados

3.1.1 Máquina-ferramenta, rebolo e material da peça

Os ensaios experimentais de retificação foram realizados em uma máquina-ferramenta retificadora plana tangencial P36, da fabricante MELLO. Esta máquina possui um motor elétrico trifásico com uma potência mecânica nominal de 2,24 kW e rotação do eixo árvore que rotaciona o rebolo a 2400 rpm. Os controles para avanço longitudinal e transversal da mesa da retificadora são do tipo hidráulicos. A resolução do eixo do rebolo referente ao seu movimento vertical é de 0,005 mm.

O rebolo utilizado em todos os ensaios experimentais de retificação foi do tipo reto de óxido de alumínio branco (Al_2O_3), do fabricante Norton – Saint Gobain Abrasives, com dimensões de 250 mm de diâmetro externo x 25,4 mm de largura x 76 mm de diâmetro interno. A sua especificação é: 38A60K6V.

O material de trabalho que foi utilizado nos ensaios de retificação é o aço SAE 52100 em estado endurecido (após têmpera e revenimento apropriados), com dureza de 60 ± 2 HRC. Os corpos de prova possuem geometria cilíndrica, com diâmetro de 16 mm e altura de 17,4 mm. As faces planas dos corpos de prova foram utilizadas para realização dos ensaios de retificação plana tangencial. Na Figura 3.2 são mostradas a microestrutura do material e sua composição química.



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

Figura 3.2: Microestrutura (fonte: próprio autor) e composição química do aço endurecido SAE 52100 conforme norma ISO 683-17 (1999).

3.1.2 Fluidos de corte e técnicas de aplicação

Dois diferentes tipos de fluido de corte foram testados, um semissintético de base vegetal (VASCO 7000) sem teor de óleo mineral, e outro sintético (GRINDEX 10), ambos da fabricante Blaser Swissslube. As principais características físico-químicas de cada fluido conforme informações fornecidas pelo fabricante são mostradas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Principais características físico-químicas dos fluidos de corte segundo fabricante (BLAZER SWISSLUBE, 2011a, 2011b).

	Semissintético	Sintético
Coloração	Marrom claro	Amarelado
Teor de água	-	40%
Teor de Ester	25%	-
Densidade a 20 °C (g/cm ³)	0,98	1,12

Para a técnica convencional de aplicação de fluido de corte, ambos os fluidos semissintético e sintético foram diluídos em água em uma proporção de 1:19 (que resultou em concentração BRIX de 3%) e aplicados no processo de retificação a uma vazão de 9 L/min, utilizando o sistema de bombeamento de fluido de corte da própria máquina-ferramenta com pressão próxima daquela ambiente.

Para a técnica MQL, ambos os fluidos de corte semissintético e sintético foram aplicados em seu estado original (sem adição de grafeno) e também com o grafeno disperso no fluido. A vazão utilizada para a técnica MQL foi de 150 mL/h e pressão do ar comprimido de 0,3 MPa. Esta vazão foi selecionada com base no trabalho em retificação desenvolvido por Abrão (2018), o qual relatou este valor ter sido aquele que proporcionou os melhores resultados de acabamento da superfície retificada.

O dispositivo utilizado para aplicação da técnica MQL foi projetado e fabricado no Laboratório de Usinagem Convencional (LUC) da Universidade Federal de Uberlândia por De Mello (2015), quem realizou ensaios de retificação plana tangencial de superliga, um material de pobre retificabilidade. Este sistema consiste, basicamente, em um motor elétrico de passo, com rotação controlada por um potenciômetro o qual é conectado a um trilho de guia linear com parafuso de rosca sem fim. Com a rotação do motor elétrico, um bloco de alumínio se movimenta pela guia à velocidade constante, comprimindo o êmbolo de uma seringa que possui dentro o fluido de corte a ser aplicado via MQL. O fluido de corte então deixa a seringa e é conduzido ao bocal de aplicação através de uma mangueira de 4 mm de diâmetro. Uma vez no bocal, o fluido de corte é então direcionado à zona de corte com auxílio do ar comprimido conforme mostrado no esquema da Figura 3.3.

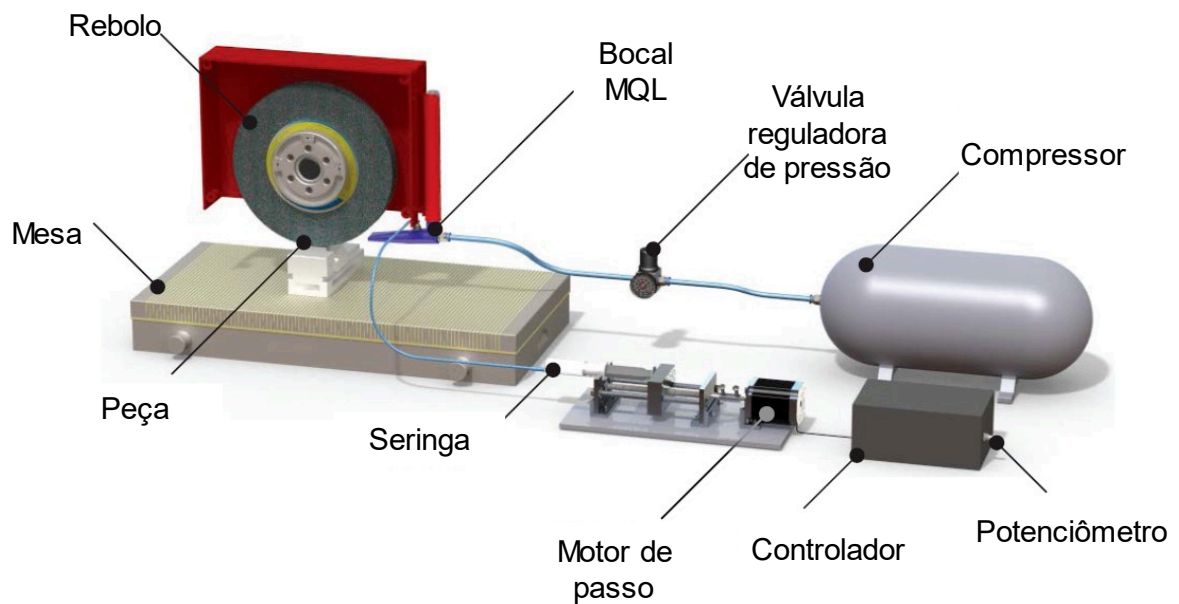


Figura 3.3: Esquema do sistema utilizado para aplicação da técnica MQL (adaptado de De MELLO et al., 2017).

O bocal utilizado na técnica MQL foi projetado e fabricado com a mesma geometria do bocal utilizado na técnica convencional (abundância). Ambos possuem área de saída para o fluido de corte de aproximadamente 49 mm^2 (24,5 mm de largura x 2 mm de altura). Na Figura 3.4 é mostrado a geometria do bocal utilizado na técnica MQL.

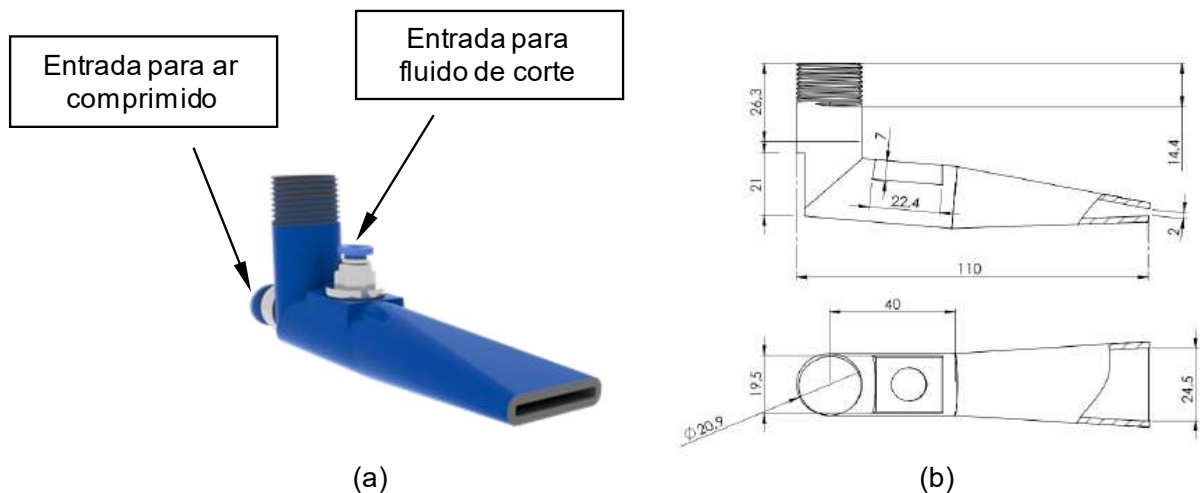


Figura 3.4: Detalhes da geometria do bocal utilizado na técnica MQL: (a) vista em perspectiva; (b) vista épura do bocal (adaptado de GUIMARÃES, 2016).

Tanto para a técnica convencional quanto para a técnica MQL, o bocal foi posicionado para que o fluido de corte pudesse atingir a região de corte de forma tangente ao rebolo, conforme mostrado na Figura 3.5.

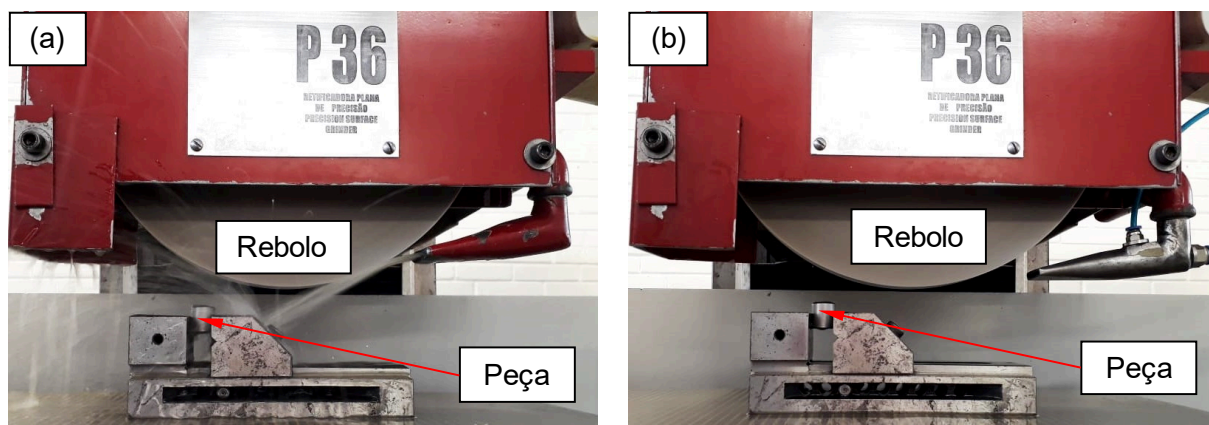


Figura 3.5: Posicionamento do bocal para aplicação de fluido de corte pelas técnicas convencional (a) e MQL (b).

Quanto ao grafeno multicamadas, ele foi disperso em cada um dos fluidos de corte base apresentados na Tabela 3.1. Conforme mencionado anteriormente, foram testadas quatro (4) concentrações de grafeno multicamadas: 0,025%, 0,050%, 0,075% e 0,100% em massa, para as quais foram atribuídas as denominações G-25, G-50, G-75 e G-100, respectivamente.

O grafeno multicamadas foi produzido pelo método de esfoliação da grafita no Laboratório de Filme Finos e Processos de Plasma do departamento de Física Aplicada, Instituto de Ciências Tecnológicas e Exatas da Universidade Federal do Triângulo Mineiro, sob supervisão do pesquisador Prof. Dr. Rogério Valentim Gelamo. A estrutura final que foi dispersa nos fluidos de corte para aplicação neste trabalho consiste em flocos com comprimento na faixa de 1-20 μm e espessura de 1 nm a 30 nm. A dispersão do grafeno multicamadas no fluido de corte foi realizada com auxílio de um aparelho de ultrassom, sendo esta renovada antes dos ensaios experimentais de retificação.

Todos os fluidos testados, incluindo-se aqueles sem grafeno (tanto com água ou sem água) e com grafeno multicamadas, foram submetidos à caracterização no Laboratório de Energia e Sistemas Térmicos (LEST) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia – UFU.

A caracterização consistiu em medições de condutividade térmica a 25 °C e viscosidade cinemática a 25 °C, 40 °C, 55 °C e 70 °C. Foi utilizado um analisador Linseis THB-1 para as medições de condutividade térmica e um viscosímetro SVM 3000, da fabricante Anton Paar, para as medições de viscosidade cinemática. Na Tabela 3.2 são mostrados os resultados destas medições.

Tabela 3.2: Condutividade térmica a 25 °C e viscosidade cinemática em função da temperatura para os fluidos de corte utilizados neste trabalho.

		Condutividade térmica (W/mk)	Viscosidade cinemática (mm²/s)			
			a 25 °C	a 40 °C	a 55 °C	a 70 °C
Semissintético (SS)	Diluição de 1:19 (óleo em água)	0,6020	1,0835	0,8233	0,6463	0,5233
	Apenas óleo (G-0)	0,3137	151,3675	71,8045	38,8328	23,5013
	G-25	0,2942	181,6600	82,4005	44,7973	26,8135
	G-50	0,3209	166,6925	77,5393	41,9548	25,2480
	G-75	0,2939	173,1100	81,1800	43,7203	26,2170
	G-100	0,2786	179,4500	80,6265	43,6853	26,6538
Sintético (S)	Diluição de 1:19 (óleo em água)	0,6001	1,0829	0,7934	0,6196	0,4952
	Apenas óleo (G-0)	0,3548	19,6808	10,6905	6,4153	4,2222
	G-25	0,3559	24,5385	13,0490	7,8392	5,2784
	G-50	0,3650	26,0073	13,6883	7,9952	5,1889
	G-75	0,3615	28,1743	13,9235	8,1776	5,2946
	G-100	0,3701	25,3213	13,5543	8,0898	5,6286

3.2 Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de retificação

Quatro diferentes condições de corte, nomeadas neste trabalho como C1, C2, C3 e C4, foram testadas por meio da variação da velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e). Estas condições resultaram em quatro diferentes taxas de remoção de material específica (Q_w'), calculadas conforme Eq. (3). Estas condições estão resumidas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3: Condições de corte utilizadas nos ensaios experimentais de retificação.

Condição de corte	v_w [m/min]	a_e [μ m]	Q_w' [mm³/(mm.s)]
C1	3	10	0,50
C2	7	10	1,17
C3	3	30	1,50
C4	7	30	3,50

Com relação à profundidade de corte, o rebolo foi posicionado de forma que fosse possível retificar toda a superfície circular da face plana do corpo de prova em uma passagem conforme ilustrado na Figura 3.6. Dessa forma, a profundidade de corte (a_p) variou de acordo com a posição da zona de corte (região de contato entre rebolo e peça), sendo ela próxima de zero nos pontos de entrada e saída do rebolo – Figura 3.6(a) e (c), respectivamente – e máxima (igual ao diâmetro da peça – 16 mm) na região central da superfície retificada conforme ilustrado na Figura 3.6(b).

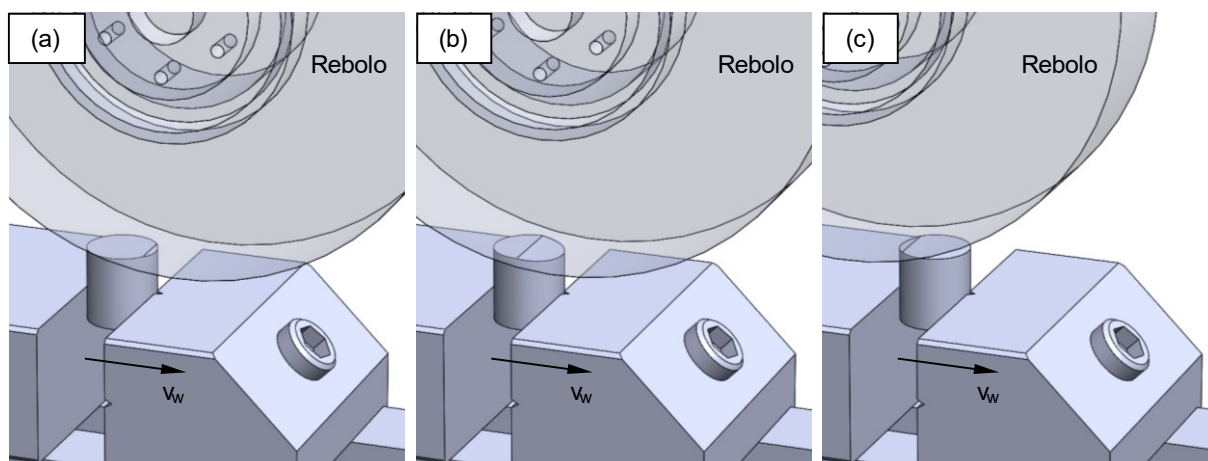


Figura 3.6: Esquema ilustrativo da variação da profundidade de corte durante os ensaios experimentais de retificação.

Na Tabela 3.4 está o resumo das condições de retificação empregadas nos ensaios experimentais deste trabalho, incluindo as diferentes condições de lubri-refrigeração: fluido de corte semissintético e sintético diluídos em água aplicados pela técnica convencional (Conv SS e Conv S), fluido de corte semissintético e sintético sem diluição e sem adição de grafeno aplicados pela técnica MQL (MQL SS G-0, MQL S G-0), e fluido de corte semissintético e sintético com grafeno multicamadas dispersos aplicados também pela técnica MQL (MQL SS G-X e MQL S G-X, em que X corresponde à concentração de grafeno em massa, vezes 1000).

Tabela 3.4: Resumo dos parâmetros de corte e condições de lubri-refrigeração utilizadas nos ensaios experimentais de retificação.

Velocidade de corte (v_s) [m/s]	aproximadamente 31
Velocidade da peça (v_w) [m/min]	3 e 7
Penetração de trabalho (a_e) [μm]	10 e 30
Profundidade de corte (a_p) [mm]	$0 < a_p \leq 16$
Condição de lubri-refrigeração	- Técnica convencional (9 L/min): Conv SS e Conv S;
	- Técnica MQL (150 mL/h, 0,3 MPa): MQL SS G-0 e MQL S G-0;
	- Técnica MQL + Grafeno (150 mL/h, 0,3 MPa): MQL S G-25, MQL S G-50;
	MQL S G-75, MQL S G-100;
	MQL SS G-25, MQL SS G-50;
	MQL SS G-75, MQL SS G-100.

3.3 Estratégia utilizada nos ensaios experimentais de retificação

Cada ensaio consistiu na remoção de uma altura equivalente à penetração de trabalho na face plana do corpo de prova conforme esquema ilustrado nas Figura 3.7 i) a iv).

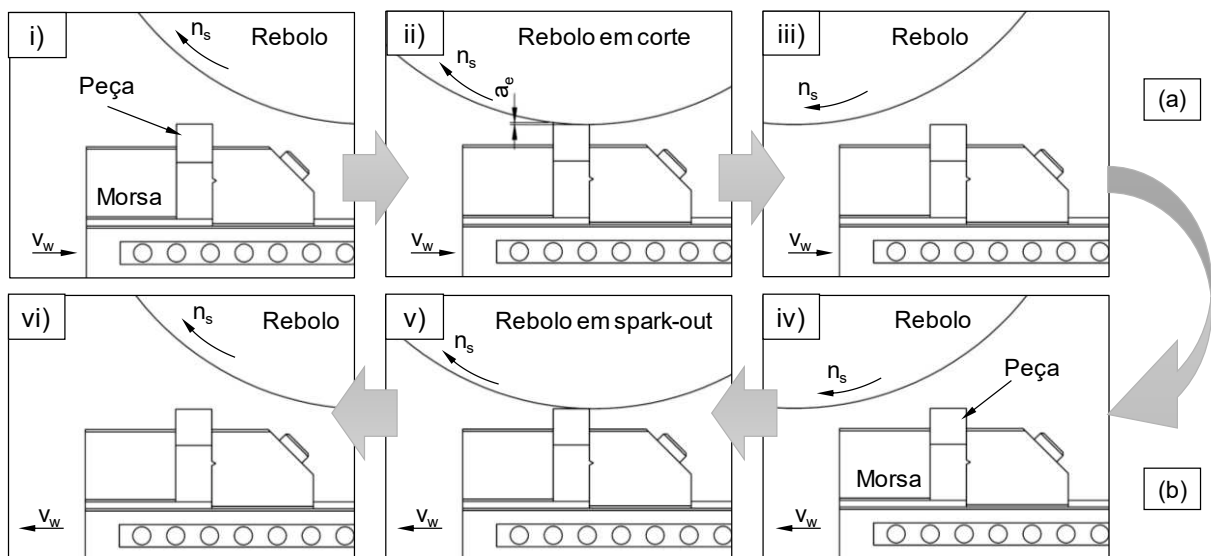


Figura 3.7: Esquema ilustrativo do procedimento de retificação utilizado nos ensaios experimentais deste trabalho: (a) corte discordante; (b) *spark-out* concordante.

Após a preparação dos corpos de prova com retificação em condições de corte brandas para uniformização das superfícies a serem retificadas nos ensaios experimentais, a peça, já presa na morsa, foi posicionada à esquerda do rebolo conforme ilustrado na etapa (i) da Figura 3.7(a). Após o ajuste da penetração de trabalho (a_e) no nônio do eixo do rebolo, aciona-se o movimento longitudinal da mesa de trabalho e então a peça se desloca para a direita [etapa (ii)], resultando, portanto, no início do processo de retificação no sentido discordante. Após a passagem total do rebolo pela peça [etapa (iii) da Figura 3.7(a)], ocorre o retorno da mesa de trabalho, ou seja, o rebolo irá passar novamente pela peça [configurando um sentido de corte concordante – estágios iv, v e vi da Figura 3.7(b)]. Contudo, neste retorno, teoricamente não ocorre remoção de material, pois não houve incremento de penetração de trabalho, fenômeno que é conhecido na teoria de retificação como faiscamento no final ou *spark-out*.

A topografia da superfície de corte do rebolo foi preparada antes de cada ensaio por meio do processo de dressagem com auxílio de um dressador de diamante do tipo ponta única, da fabricante Winter. A representação deste procedimento já foi mencionada na Figura 2.21, Capítulo 2 - Revisão bibliográfica.

Conforme o dressador se desgasta, o raio de ponta dele também é alterado, que por sua vez altera a largura de dressagem b_d . Se este b_d é alterado, o grau de recobrimento de dressagem também é alterado. Para este trabalho foi selecionado um grau de recobrimento de dressagem (U_d) igual a 5. A ponta do dressador foi inspecionada a cada dois ensaios em um microscópio ótico a fim de medir a penetração de dressagem (a_d) que deve ser correspondente a largura de dressagem b_d pré-definida para todos os ensaios, valor fixo de 0,31 mm (valor medido quando o dressador está novo), conforme ilustrado na Figura 3.8. A estratégia de medir a cada dois ensaios foi baseada em avaliação preliminar onde detectou-se variação insignificante no desgaste do dressador a cada ensaio. Estas medições foram realizadas no estéreo microscópio SZ6145TR, da fabricante OLYMPUS, equipado com o software de captura de imagens “Imagem Pro-Express”. Para garantir $U_d = 5$, ajustou-se a velocidade de dressagem (v_d) em 150 mm/min. O ângulo de dressagem (α_d) foi de 15° .

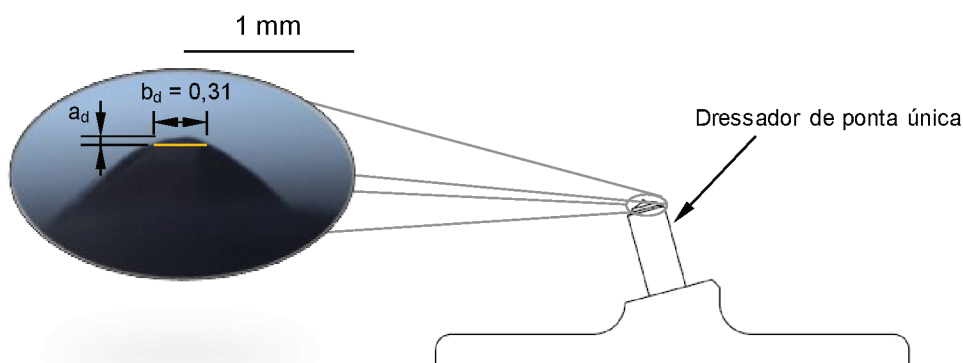


Figura 3.8: Ilustração de uma determinada penetração de dressagem (a_d) com base na largura de dressagem b_d fixa de 0,31 mm.

3.4 Planejamento experimental dos ensaios de retificação

O planejamento experimental utilizado foi do tipo misto fatorial completo, consistindo em dois fatores com dois (2) níveis (velocidade da peça e penetração de trabalho) e um fator com doze (12) níveis (condição de lubri-refrigeração). As condições de corte mais branda (C1 – $v_w = 3$ m/min e $a_e = 10$ μ m) e mais severa (C4 – $v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μ m) sofreram réplica para todas as condições de atmosfera de usinagem, totalizando, portanto, setenta e dois (72) ensaios experimentais, dos quais vinte e quatro (24) são réplicas.

Os ensaios experimentais foram divididos em três grupos de acordo com as condições de lubri-refrigeração. O primeiro grupo compreende os ensaios realizados com ambos os tipos de fluidos de corte sem adição de grafeno multicamadas, incluindo as duas técnicas de aplicação (convencional e MQL). O segundo grupo compreende os ensaios realizados com fluido de corte semissintético com adição de grafeno multicamadas. O terceiro grupo difere-se do segundo grupo quanto aos ensaios realizados com o fluido de corte do tipo sintético.

Na Tabela 3.5, Tabela 3.6 e Tabela 3.7 são apresentados o planejamento experimental para cada um dos três grupos supracitados, respectivamente.

Tabela 3.5: Planejamento experimental para os ensaios de retificação do grupo 1.

Técnica de aplicação	Fluido de corte (Tipo)	a _e (μm)	v _w (m/min)	Condição de corte	Réplica	8 ensaios + 4 réplicas
Convencional (Abundância)	Semissintético proporção de 1:19	10	3	C1	✓	
			7	C2	-	
		30	3	C3	-	
			7	C4	✓	
	Sintético Proporção de 1:19	10	3	C1	✓	
			7	C2	-	
		30	3	C3	-	
			7	C4	✓	
MQL	Semissintético Tradicional – apenas óleo G-0	10	3	C1	✓	8 ensaios + 4 réplicas
			7	C2	-	
		30	3	C3	-	
			7	C4	✓	
	Sintético Tradicional – apenas óleo G-0	10	3	C1	✓	
			7	C2	-	
		30	3	C3	-	
			7	C4	✓	

Tabela 3.6: Planejamento experimental para os ensaios com de retificação do grupo 2.

Técnica de aplicação	Fluido de corte (Tipo)	a_e (μm)	v_w (m/min)	Condição de corte	Réplica
MQL	Semissintético com grafeno multicamadas	10	3	C1	✓
			7	C2	-
	G-25	30	3	C3	-
	G-50		7	C4	✓
	G-75				
	G-100				

16 ensaios + 8 réplicas

Tabela 3.7: Planejamento experimental para os ensaios com de retificação do grupo 3.

Técnica de aplicação	Fluido de corte (Tipo)	a_e (μm)	v_w (m/min)	Condição de corte	Réplica
MQL	Sintético com grafeno multicamadas	10	3	C1	✓
			7	C2	-
	G-25	30	3	C3	-
	G-50		7	C4	✓
	G-75				
	G-100				

16 ensaios + 8 réplicas

3.5 Variáveis de saída e metodologia utilizada para suas medições

As variáveis de saída analisadas neste trabalho foram: rugosidade da superfície usinada (parâmetros Ra e Rz), potência elétrica do motor responsável pela rotação do rebolo, imagens da superfície retificada via microscopia ótica e microscopia eletrônica de varredura (MEV), microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada, como também a temperatura na região de corte durante o processo de retificação. A seguir serão apresentados os detalhes dos equipamentos utilizados e a metodologia para as medições destas variáveis de saída.

3.5.1 Rugosidade da superfície retificada

A rugosidade da superfície retificada foi medida com um rugosímetro portátil modelo Surtronic S128, da fabricante Taylor Hobson. Para cada superfície retificada foram realizadas cinco (5) medições de forma perpendicular ao sentido de avanço do rebolo, igualmente espaçadas em aproximadamente 3 mm, conforme esquema ilustrado na Figura 3.9.

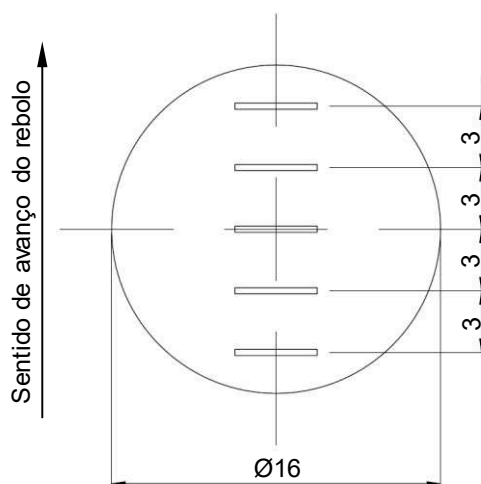


Figura 3.9: Esquema ilustrativo das regiões em que foram realizadas as medições de rugosidade na superfície retificada (fonte: o próprio autor).

Foi selecionado um comprimento de onda do filtro (*cut-off*) de 0,8 mm e um comprimento de avaliação de 4,0 mm, parâmetros estes selecionados de acordo com as instruções da norma ISO 4288 (1997). O filtro utilizado foi do tipo Gaussiano.

O sinal de rugosidade adquirido foi analisado com auxílio do software TalyProfile Lite e os valores médios e de desvio-padrão das cinco medições foram considerados. Os parâmetros de rugosidade R_a e R_z foram selecionados para análises, uma vez que eles correspondem aos parâmetros mais utilizados na industrial metal-mecânica mundial, conforme já destacado por Todhunter et al. (2017).

3.5.2 Potência elétrica e energia específica

A potência elétrica de uma das três fases do motor elétrico responsável pela rotação do rebolo foi calculada por meio dos sinais de corrente e tensão instantâneas, medidos com auxílio de sensores por efeito hall.

Para o caso da corrente, um sensor invasivo HAS 50-600S foi instalado dentro do painel elétrico da máquina-ferramenta, conectado no fio de alimentação da Fase 1 do motor responsável pela rotação do rebolo. No caso da tensão, o sensor de efeito hall LV-20p foi instalado de forma que pudesse aferir a diferença de potencial entre a Fase 1 e o neutro.

Os sinais adquiridos pelos sensores de corrente e tensão foram então condicionados e transmitidos para a placa de aquisição de sinais NI 6001, do fabricante *National Instruments*, que, em conjunto com o software LABVIEW, gerou um arquivo com os valores de corrente e tensão instantâneos em função do tempo, a uma taxa de aquisição de 3330 Hz. Estes dados foram posteriormente tratados por meio de uma média de 275 pontos e analisados com auxílio do software *Octave*. Na Figura 3.10 é mostrado um diagrama que ilustra a metodologia utilizada para medição da potência elétrica durante os ensaios de retificação.

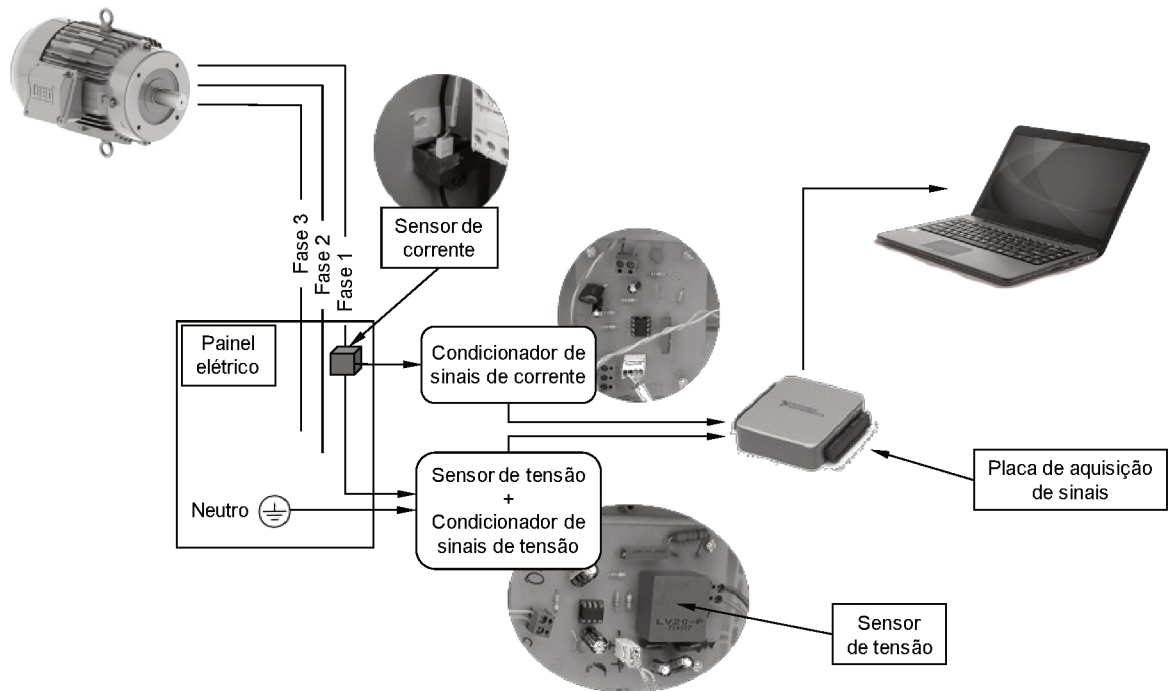


Figura 3.10: Diagrama ilustrativo da metodologia utilizada para medição de potência elétrica (fonte: o próprio autor).

Na Figura 3.11 é apresentado um exemplo do sinal de potência adquirido durante o ensaio de retificação (potência instantânea) e o sinal condicionado pela média móvel de 275 pontos, para um dos ensaios realizado nas seguintes condições de corte: com fluido de corte sintético aplicado pela técnica convencional (Conv S), velocidade da peça (v_w) de 7 m/min e penetração de trabalho (a_e) de 30 μm .

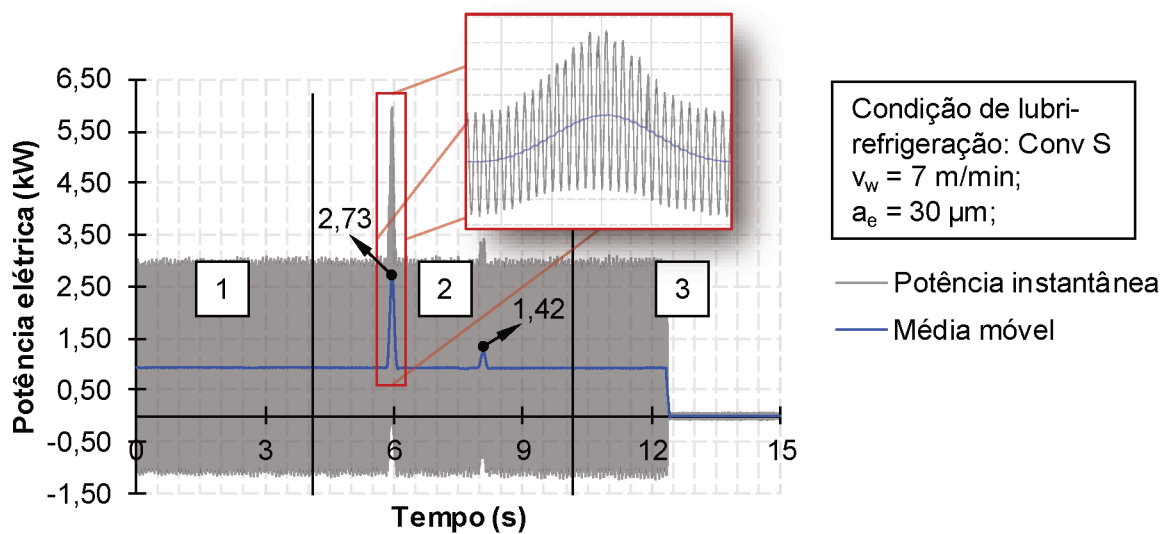


Figura 3.11: Potência elétrica em função do tempo de retificação do aço SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 . As regiões 1, 2 e 3 correspondem, respectivamente, ao início de aquisição do sinal, período de corte e período de recuo do rebolo.

Conforme pode ser observado na Figura 3.11, o gráfico de potência adquirida durante o ensaio de retificação pode ser dividido em três regiões: período em que se inicia a aquisição de sinal antes que o avanço longitudinal da máquina seja acionado (região 1), período de corte (região 2), período de recuo da mesa (peça) em relação ao rebolo com desligamento da máquina e término da aquisição de sinal (região 3).

A região 2 da Figura 3.11 é, evidentemente, a região de interesse, visto que ela compreende o instante em que material da peça é de fato removido pelos grãos abrasivos do rebolo, resultando, conforme pode ser observado, em um aumento bem significativo de potência elétrica. Este aumento é observado em dois instantes, que correspondem ao corte (primeira passagem do rebolo pela peça) e ao centelhamento (*spark-out*), que é a segunda passagem do rebolo pela peça (retorno do rebolo), mas sem incremento da penetração de trabalho.

Ainda da Figura 3.11, observa-se que no instante em que o rebolo entra em contato com a peça o sinal de potência aumenta até um ponto de máximo e em seguida diminui na mesma proporção, voltando à potência em vazio (necessária apenas para manter o rebolo em rotação, de aproximadamente 0,9 kW). Este comportamento da potência está associado à geometria circular da superfície retificada, que faz com que a profundidade de corte (a_p), ou a largura efetiva do rebolo, varie durante o processo de corte, sendo máxima no centro da peça (16 mm). Como os esforços de corte aumentam com a profundidade de corte, ou a largura efetiva do rebolo (MARINESCU et al., 2007, MALKIN; GUO, 2008, KLOCKE, 2009), a potência do motor elétrico também aumenta, sendo máxima no ponto de maior profundidade de corte ($a_p = 16$ mm).

Com base nestas observações, o ponto de máximo da média móvel do sinal de potência elétrica adquirido durante o corte (2,73 kW para a condição mostrada na Figura 3.11) foi selecionado para analisar o efeito de cada variável de entrada na potência elétrica durante a retificação. Além disso, estes valores de potência elétrica máxima (adquiridos para $a_p = 16$ mm) foram ainda divididos pela taxa de remoção de material a fim de calcular a energia elétrica específica, em J/mm³, para cada condição de retificação conforme Eq. (8).

3.5.3 Imagens das superfícies retificadas

Para cada condição de usinagem foram retiradas fotos da superfície retificada com o auxílio do estéreo microscópio SZ6145TR – OLYMPUS, do Laboratório de Usinagem Convencional (LUC) da Universidade Federal de Uberlândia. As imagens foram analisadas para verificar/qualificar a existência de danos visíveis na superfície como, por exemplo, marcas de queima e/ou trincas.

Além das imagens via microscopia ótica, as superfícies retificadas foram também analisadas no microscópio eletrônico de varredura (MEV) TM3000, do fabricante HITACHI,

com o objetivo de identificar alguma possível alteração significativa não identificada nas análises com o estéreo microscópio, e ainda para permitir identificar os mecanismos de corte por meio da textura da superfície e dos sulcos formados pelos grãos abrasivos na superfície da peça em função das diferentes atmosferas de usinagem e condições de corte avaliadas neste trabalho, principalmente no que diz respeito à influência da presença do grafeno. Foi utilizada uma ampliação de 1500 vezes e corrente do feixe de elétrons de 5 kV.

3.5.4 *Microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada*

Após as análises de rugosidade e imagens da superfície retificada, os corpos de prova foram embutidos para preparação metalográfica e posterior realização dos ensaios de microdureza e análise microestrutural. O objetivo destas medições é verificar a ocorrência de alterações de natureza mecânica e metalúrgicas, ou danos térmicos, na superfície e abaixo da superfície retificada, caracterizados pelo aumento e/ou redução de dureza do material. Os ensaios de microdureza foram realizados em uma superfície plana e perpendicular à superfície retificada, formada durante a preparação metalográfica com processo de lixamento conforme ilustrado na Figura 3.12(a). Foram utilizadas lixas de grana mesh na seguinte sequência: 120, 200, 400, 600 e 1200, com posterior polimento com alumina com granulometria 1,0 μm .

As medições de microdureza foram realizadas a partir de 20 μm da superfície retificada, de acordo com o perfil ilustrado na Figura 3.12(b) e seguindo as instruções da norma ASTM E92-16 (2016) que define a metodologia padrão para a medição da dureza Vickers e Knoop. Dessa forma, foi respeitada a distância mínima de 2,5 vezes a diagonal da indentação entre as regiões para medição, com exceção da primeira indentação cuja distância foi de 20 μm da borda, a fim de verificar alterações de dureza o mais próximo possível da superfície retificada. Estas medições sofreram réplica e os valores médios e de desvio-padrão foram considerados para análise. Os parâmetros utilizados para as medições de microdureza foram: dureza Vickers, carga de 980,7 mN (HV 0,1) e tempo de aplicação de 10 segundos.

Após as medições de microdureza, os corpos de prova retificados com a condição de corte que resultou nas maiores variações de microdureza foram submetidos novamente a polimento com alumina de granulometrias 1,0 μm e 0,5 μm , com posterior ataque químico com Nital, à concentração de 10% e tempo de ataque de aproximadamente 5 segundos, para revelação da microestrutura. Para análise da microestrutura, foi utilizado um microscópio óptico Olympus BX51M.

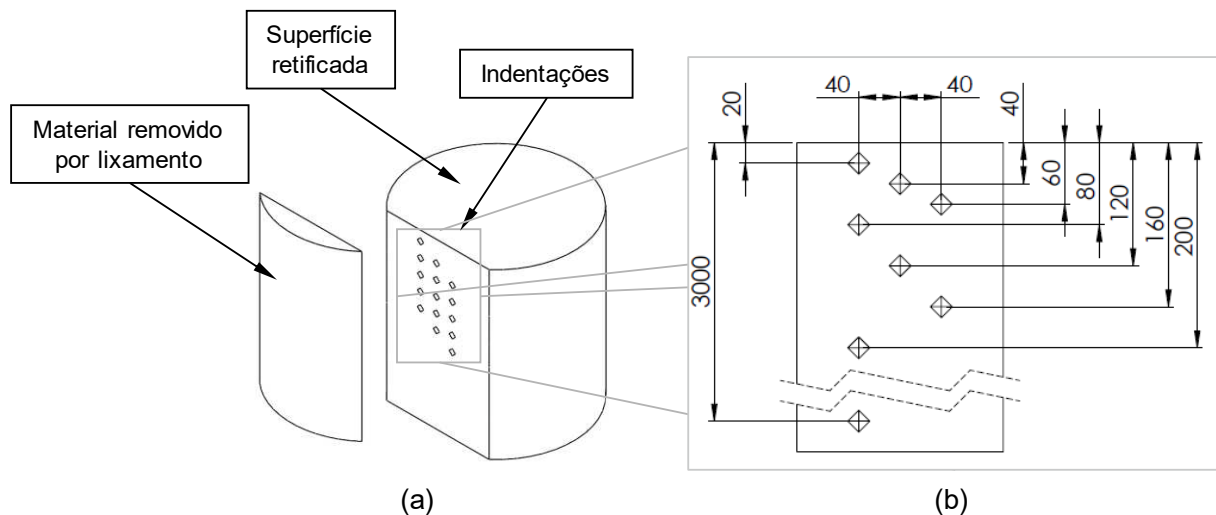


Figura 3.12: Esquema Ilustrativo da região selecionada e removida da peça para preparação metalográfica (a) e perfil utilizado para os ensaios de microdureza (b) - dimensões em μm .

3.5.5 Temperatura na região de corte

A metodologia empregada para medição da temperatura na região de corte durante os ensaios de retificação foi similar àquela utilizada por Kuriyagawa; Syoji; Ohshita (2003).

Os corpos de prova foram inicialmente seccionados de forma perpendicular à superfície a ser retificada dando origem a duas peças independentes. Foi feito então um sanduiche entre as duas peças e os fios do termopar do tipo K (0,5 mm de diâmetro), separados entre si por três folhas de mica (0,3 mm de espessura) conforme mostrado no esquema da Figura 3.13. Quando o rebolo passa sobre a peça removendo material, os fios do termopar fecham contato e, assim, resultam em um ponto de temperatura na região de corte durante o processo de retificação.

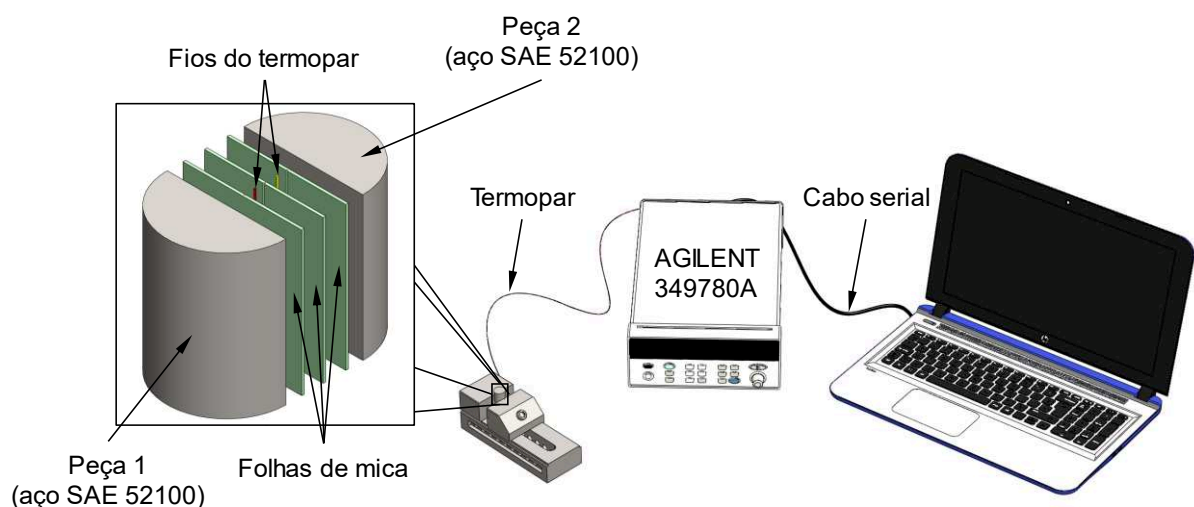


Figura 3.13: Esquema ilustrativo da metodologia utilizada para medição de temperatura nos ensaios de retificação.

Conforme mostrado na Figura 3.13, foi utilizado o sistema de aquisição de sinais AGILENT 349780A, do fabricante KEYSIGHT. Este sistema possui as curvas de calibração para diversos tipos de termopares, incluindo o tipo K, não sendo necessário, portanto, a realização de ensaios de calibração para o sinal de temperatura.

A temperatura na região de corte foi medida para todas as condições com retificação que empregaram fluido de corte aplicado via técnica convencional (Conv SS e Conv S) a fim de verificar a influência dos parâmetros de corte bem como do tipo de fluido. Além disso, para a condição de corte mais severa (C4), foram medidas as temperaturas na região de corte para os ensaios com a técnica MQL para ambos os fluidos de corte, incluindo cada concentração de grafeno. Dessa forma, a temperatura na região de corte foi a variável de saída para dezoito (18) condições de retificação. Cada ensaio contou com réplica e tréplica, totalizando, portanto, cinquenta e quatro (54) ensaios experimentais com medição de temperatura.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos após os ensaios experimentais de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 nas diferentes atmosferas de usinagem e condições de corte utilizadas neste trabalho. A apresentação dos resultados seguirá a sequência apresentada conforme o organograma da Figura 3.1, seção Metodologia.

Para melhor entendimento do efeito de cada uma das variáveis de entrada utilizadas neste trabalho, os resultados de rugosidade, potência elétrica e energia específica serão analisados em 3 diferentes grupos, os quais estão divididos de acordo com a condição de lubri-refrigeração.

O primeiro grupo compreende os ensaios realizados com ambos os tipos de fluidos de corte sem adição de grafeno multicamadas, incluindo as duas técnicas de aplicação (convencional e MQL). O segundo grupo compreende os ensaios realizados com fluido de corte semissintético com adição de grafeno aplicado via a técnica MQL tradicional, incluindo a condição com óleo apenas (sem grafeno) para fins de comparação. Quanto ao terceiro grupo, ele difere-se do segundo grupo quanto aos ensaios realizados com o fluido de corte do tipo sintético, aplicado também via a técnica MQL.

Para cada grupo foram realizadas análises estatísticas de variância (ANOVA), utilizando até duas interações entre os fatores, a fim de verificar os níveis de significância e melhor visualizar seus efeitos por meio dos gráficos das médias de efeitos principais e interações.

Na Tabela 4.1 são mostrados os três grupos mencionados com as abreviações das condições de lubri-refrigeração conforme especificado na Tabela 3.4, bem como as variáveis de entradas (fatores) utilizadas para as análises estatísticas nos tópicos subsequentes.

Tabela 4.1: Grupos para análise dos resultados de rugosidade, potência e energia específica.

Grupo	Condição de lubri-refrigeração	Fatores analisados na ANOVA
1	Conv SS	- Técnica de aplicação de fluido de corte;
	Conv S	- Tipo de fluido de corte;
	MQL SS G-0	- Velocidade da peça (v_w);
	MQL S G-0	- Penetração de trabalho (a_e);
	MQL SS G-0	
2	MQL SS G-25	- Concentração de grafeno multicamadas (CGM);
	MQL SS G-50	- Velocidade da peça (v_w);
	MQL SS G-75	- Penetração de trabalho (a_e);
	MQL SS G-100	
	MQL S G-0	
3	MQL S G-25	- Concentração de grafeno multicamadas (CGM);
	MQL S G-50	- Velocidade da peça (v_w);
	MQL S G-75	- Penetração de trabalho (a_e);
	MQL S G-100	

4.1 Rugosidade da superfície retificada – Parâmetros Ra e Rz

Os valores médios com seus respectivos desvios-padrão de rugosidade, parâmetros Ra e Rz, são mostrados na Figura 4.1 e Figura 4.2, respectivamente, em função das condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho e para cada uma das quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho conforme especificado na Tabela 3.3.

Conforme pode ser observado na Figura 4.1 e Figura 4.2, os valores de Ra e Rz variaram na faixa de 0,32 μm a 0,94 μm e 2,19 μm a 5,03 μm , respectivamente. A condição de corte C1 com aplicação de fluido sintético pela técnica MQL sem adição de grafeno multicamadas (MQL S) foi aquela que proporcionou o melhor acabamento superficial, isto é, os menores valores de Ra e Rz. A aplicação do mesmo tipo de fluido de corte com adição de grafeno a uma concentração de 0,075% (MQL S G-75) foi a atmosfera de usinagem que proporcionou o pior acabamento em termos de Ra e Rz, sendo de 0,94 μm e 5,03 μm para as condições de corte C2 e C4, respectivamente.

Em relação aos valores de rugosidade obtidos, é importante salientar que a variação do parâmetro Ra está de acordo com o esperado para a operação de retificação, que é na faixa de 0,1 μm a 1,6 μm (KALPARKJIAN; SCHMID, 2008).

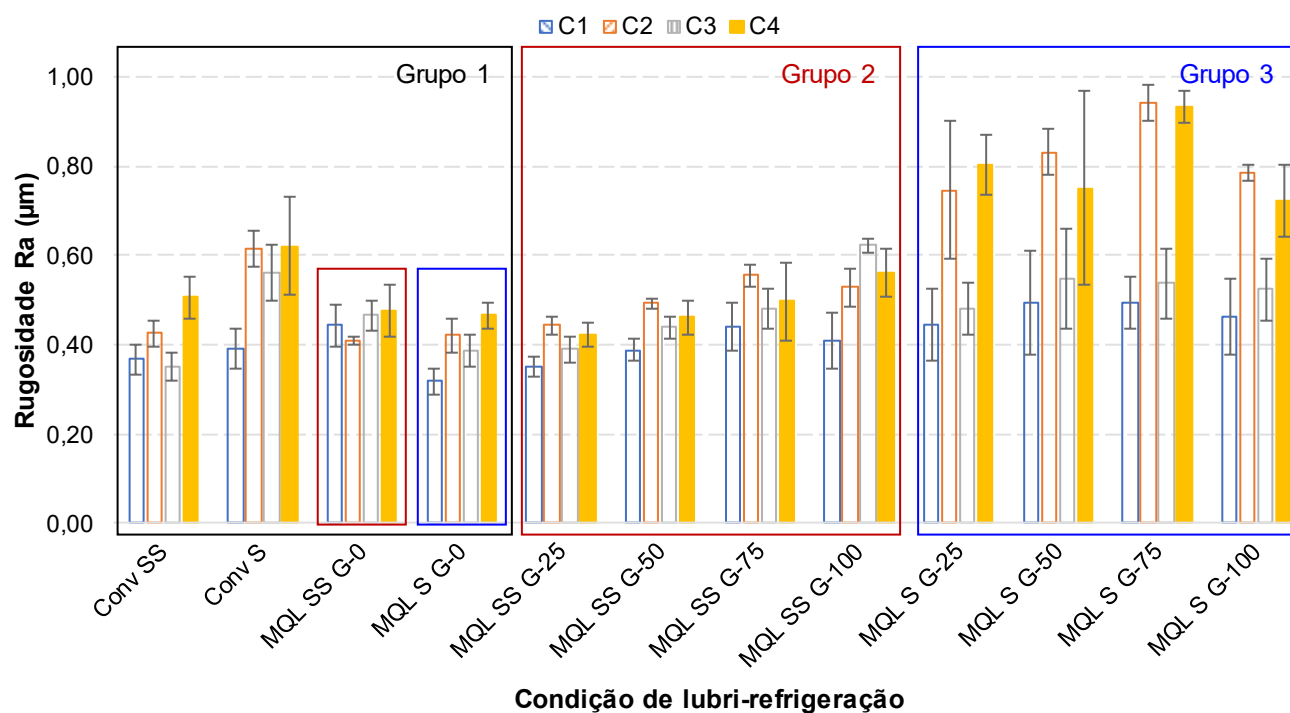


Figura 4.1: Rugosidade Ra em função da condição de lubri-refrigeração para as quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.

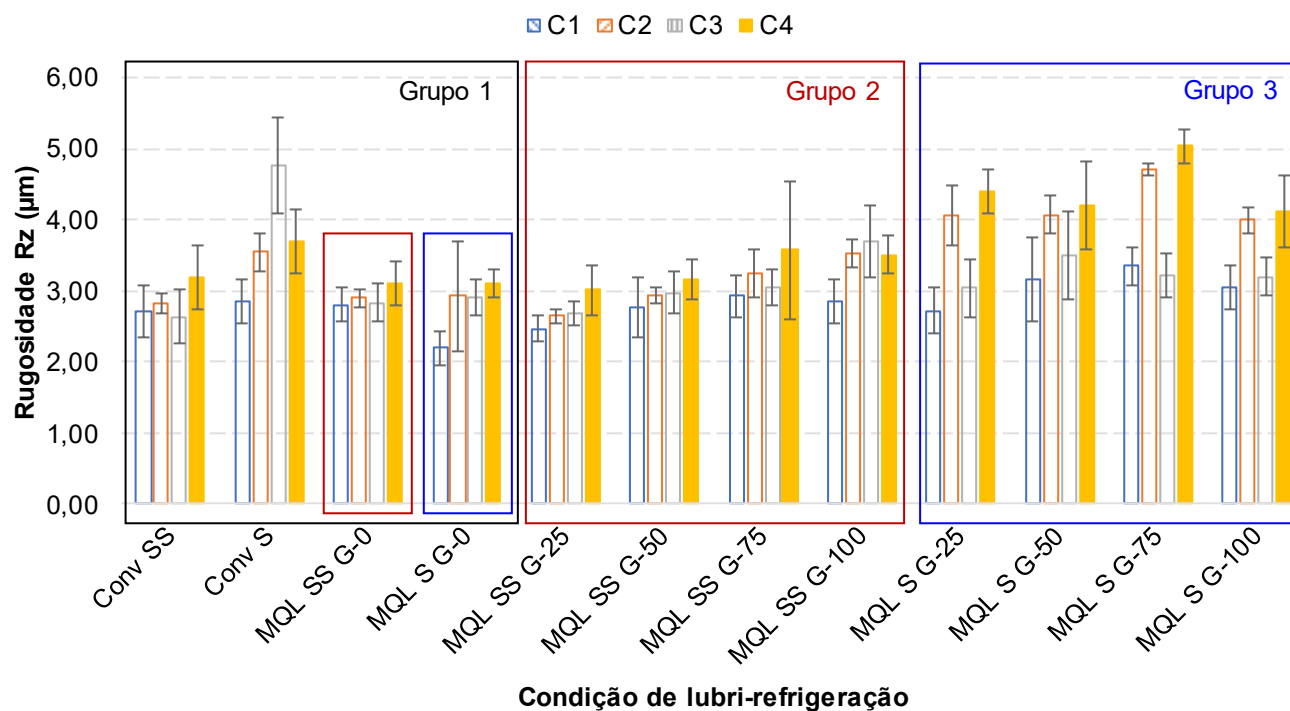


Figura 4.2: Rugosidade Rz em função da condição de lubri-refrigeração para as quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.

4.1.1 Resultados para os ensaios do Grupo 1: condições com aplicação de fluido de corte sem adição de grafeno multicamadas

Na Tabela 4.2 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) para o parâmetro Ra do grupo 1 conforme especificado na Tabela 4.1, isto é, os ensaios de retificação realizados com uso dos fluidos de corte semissintético e sintético sem adição de grafeno, aplicados pelas técnicas convencional e de mínima quantidade de lubrificante (MQL), para todas as diferentes condições de corte. Conforme mencionado anteriormente, esta análise foi realizada para verificar a significância estatística dos fatores analisados por meio do valor-P. De acordo com o que é preconizado na literatura específica sobre a utilização da ANOVA, pode-se concluir que existe uma influência significativa de um dado fator caso o valor-P seja suficientemente pequeno, e o valor de 0,05 (5%) é normalmente utilizado como referência (BEWICK; CHEEK; BALL, 2004).

Tabela 4.2: ANOVA para os resultados de rugosidade Ra do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Técnica de aplicação	1	27,31	0,000
(2) Tipo de fluido	1	7,41	0,008
(3) Velocidade da peça (v_w)	1	57,96	0,000
(4) Penetração de trabalho (a_e)	1	26,48	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) Técnica de aplicação*Tipo de fluido	1	70,20	0,000
(1)*(3) Técnica de aplicação* v_w	1	15,18	0,000
(1)*(4) Técnica de aplicação* a_e	1	0,22	0,643
(2)*(3) Tipo de fluido* v_w	1	10,10	0,002
(2)*(4) Tipo de fluido* a_e	1	2,30	0,132
(3)*(4) v_w * a_e	1	0,27	0,604
Erro	109		
Total	119		

Conforme pode ser observado na Tabela 4.2, para um intervalo de confiabilidade de 95%, todos os fatores analisados apresentaram uma significância estatística para os resultados de rugosidade Ra. Além disso, a interação entre a técnica de aplicação com o tipo de fluido de corte e velocidade da peça, bem como a interação entre o tipo de fluido e v_w também se mostraram estatisticamente significativos para os resultados.

Na Figura 4.3 são mostrados os efeitos principais de cada um dos fatores analisados no grupo 1 conforme especificado na Tabela 4.1.

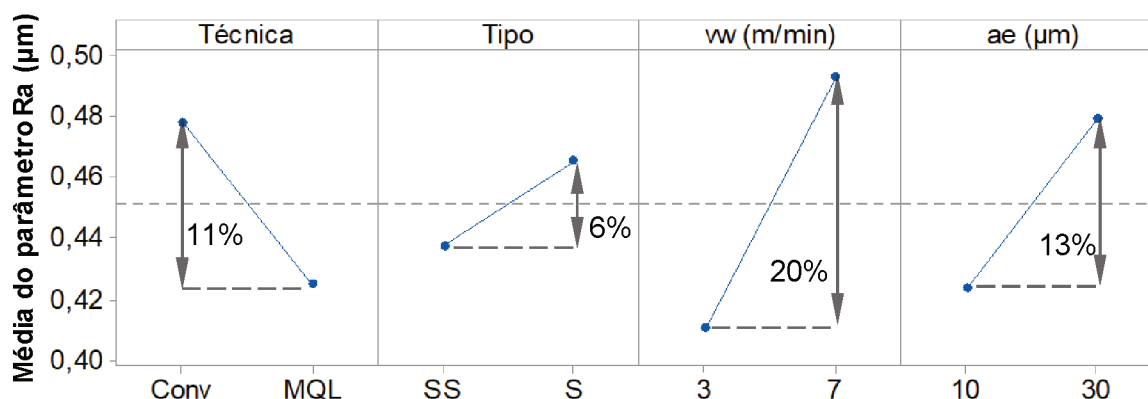


Figura 4.3: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação (A), tipo de fluido de corte (B), velocidade da peça (C) e penetração de trabalho (D) para os resultados de rugosidade Ra do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Da Figura 4.3 observa-se que a retificação com aplicação da técnica MQL proporcionou uma redução de 11% no parâmetro Ra em relação técnica convencional. Este resultado está associado à maior capacidade de lubrificação promovida pela técnica MQL em geral. Wang et al. (2016b) explicam que a técnica MQL possui uma maior eficiência em direcionar o fluido de corte à zona de contato entre o rebolo e a peça devido ao auxílio do ar comprimido, o que consequentemente melhora a lubrificação durante o corte e proporciona um melhor acabamento da superfície retificada.

Resultado semelhante foi observado por Hadad et al. (2012) na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 . De acordo com os autores, a utilização da técnica MQL pode reduzir o valor de rugosidade da peça em comparação com a técnica convencional em até 15%. Tawakoli et al. (2011) também observaram menores valores de rugosidade no aço SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 após retificação com a técnica MQL em comparação com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte. Segundo os autores, com a maior capacidade de lubrificação da técnica MQL em relação à técnica convencional, existe um aumento correspondente na deformação elástica e plástica do material durante a formação do cavaco, resultando em um decréscimo na rugosidade da superfície retificada.

Em um trabalho recente desenvolvido por Awale et al. (2018), os autores analisaram a rugosidade da superfície (parâmetros Ra e Rz) do aço endurecido H13 (55 ± 2 HRC) após retificação plana tangencial com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de lubrificação, incluindo a técnica convencional e MQL. Os autores observaram que a aplicação de óleo integral via a técnica MQL proporcionou os melhores resultados de acabamento da superfície retificada quando comparado à aplicação convencional de fluido de corte sintético diluído em água (concentração entre 5 e 8%), independentemente das condições de corte avaliadas. De acordo com os autores, a razão para os melhores resultados observados com

a aplicação da técnica MQL com óleo integral é atribuída à formação de uma camada lubrificante sobre a superfície retificada, o que melhora as condições tribológicas no contato entre os grãos abrasivos e a peça, o que resulta em menores valores de rugosidade da superfície retificada.

Com relação ao tipo de fluido de corte, observa-se da Figura 4.3 que o valor de rugosidade R_a após retificação com fluido semissintético foi, em geral, 6% menor quando comparado com o fluido sintético. Este resultado está associado à maior capacidade de lubrificação de fluidos semissintéticos em relação aos sintéticos (IRANI; BAUER; WARKENTIN, 2005), resultado do fato de que aqueles possuem óleo em sua composição.

Da Silva et al. (2003) analisaram o acabamento da superfície usinada do aço endurecido SAE HVN-3 (60 HRC) após retificação cilíndrica com rebolos de CBN e Al_2O_3 e diferentes tipos de fluido de corte aplicados via a técnica convencional (óleo integral, emulsões de base mineral e vegetal, e fluido de corte sintético). De acordo com os autores, o tipo de fluido de influenciou nos valores de rugosidade, principalmente em combinação com o rebolo de Al_2O_3 . Eles ainda relataram que o acabamento melhorou com o aumento da capacidade de lubrificação do fluido de corte.

Portanto, os melhores resultados de acabamento superficial observados, no geral, após a retificação com fluido de corte do tipo semissintético conforme observado nos resultados deste trabalho (Figura 4.3) estão associados à maior capacidade de lubrificação deste tipo de fluido em relação ao sintético. Com uma lubrificação mais eficiente na zona de contato, existe uma melhora nas condições tribológicas, que por sua vez proporciona melhor acabamento da superfície retificada (AWALE et al., 2018).

Em relação às diferentes condições de corte, observa-se ainda da Figura 4.3 que o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na média geral da rugosidade R_a em 20%, enquanto que o aumento da penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm resultou em um aumento menos expressivo, igual a 13%.

O aumento nos valores de R_a com v_w é um resultado que está de acordo com o que é apresentado na literatura, uma vez que aumento em v_w resulta em maiores espessuras de cavaco não deformado (h_{cu_max}) e corte equivalente (h_{eq}) conforme mostrado na Eq. (4) e Eq. (5), o que afeta negativamente o acabamento da superfície retificada (MALKIN; GUO, 2008, KLOCKE, 2009). Resultado semelhante de aumento na rugosidade R_a com v_w foi observado por Tawakoli et al. (2009) na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 ao testarem três valores de velocidade da peça (2,5 m/min, 5 m/min e 10 m/min) e várias condições de lubri-refrigeração (seco e fluido de corte aplicado pelas técnicas convencional e MQL).

Com relação ao efeito da penetração de trabalho (a_e), o aumento na rugosidade R_a com a_e também era um resultado esperado, uma vez que, de forma similar à velocidade da peça,

o aumento da penetração de trabalho aumenta a espessura de cavaco não deformado (h_{cu_max}) e espessura de corte equivalente (h_{eq}), o que aumenta, portanto, a área da seção transversal do cavaco a ser removido, que por sua vez eleva os esforços de corte necessários para o cisalhamento do material, contribuindo, portanto, negativamente para o acabamento (MALKIN; GUO, 2008, KLOCKE, 2009).

De Paiva et al. (2017) testaram três valores de penetração de trabalho (a_e) (5 μ m, 15 μ m e 25 μ m) na rugosidade Ra do aço VP80 (45 HRC) na retificação plana tangencial com rebolo de Al_2O_3 e verificaram o Ra aumentou com a penetração de trabalho, independente da condição de lubri-refrigeração. Segundo os autores, a área de contato aumenta com a penetração de trabalho, o que eleva também a quantidade de material sendo deformado, levando a uma maior geração de calor na zona de contato, promovendo, conseqüentemente, expansão térmica do material, o que afeta negativamente o acabamento da superfície retificada.

Khare e Agarwal (2015) também analisaram o efeito da velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) na rugosidade da superfície (parâmetro Ra) do aço endurecido AISI 4340 (65 HRC) após retificação plana tangencial. Os autores também observaram que o aumento de v_w e a_e resultou nos maiores valores de Ra, resultado que está associado aos maiores esforços de corte para maiores valores de v_w e a_e , o que resulta em maiores deflexões na peça e na deterioração do acabamento da superfície retificada.

Portanto, um aumento tanto em v_w como em a_e aumenta a espessura de cavaco não deformado e, conseqüentemente, a área da seção transversal da porção de material que será transformado em cavaco. Dessa forma, maiores serão os esforços de corte e calor gerado na interface, o que contribui para deterioração da superfície retificada, isto é, maiores valores de rugosidade.

No entanto, é importante salientar que, conforme observado na Figura 4.3, o aumento na rugosidade Ra foi maior com o aumento na velocidade da peça (v_w) do que com a penetração de trabalho (a_e), considerando as condições de corte utilizadas neste trabalho. Malkin e Guo (2008) explicam que a rugosidade de uma superfície retificada apresenta uma boa correlação com a espessura de cavaco não deformado, que por sua vez é função da razão entre as velocidades da peça e de corte (v_w/v_s), penetração de trabalho (a_e) e características do rebolo conforme apresentado na Eq. (4), no subtópico 2.1.5 do capítulo II (revisão bibliográfica). Portanto, a espessura do cavaco não deformado varia, considerando as características do rebolo constantes, com as relações $\sqrt{v_w}$ e $\sqrt[4]{a_e}$.

Neste sentido, para as condições de corte utilizadas neste trabalho, o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resulta em uma espessura de cavaco não deformado cerca de 1,5 vezes maior, enquanto o aumento na penetração de trabalho de

10 μm para 30 μm , 1,3 vezes maior, o que explica o maior efeito de v_w nos resultados de rugosidade Ra conforme observado na Figura 4.3.

Na Figura 4.4 são mostrados os gráficos de interação entre os fatores analisados nos resultados de rugosidade Ra para o grupo 1 conforme Tabela 4.1.

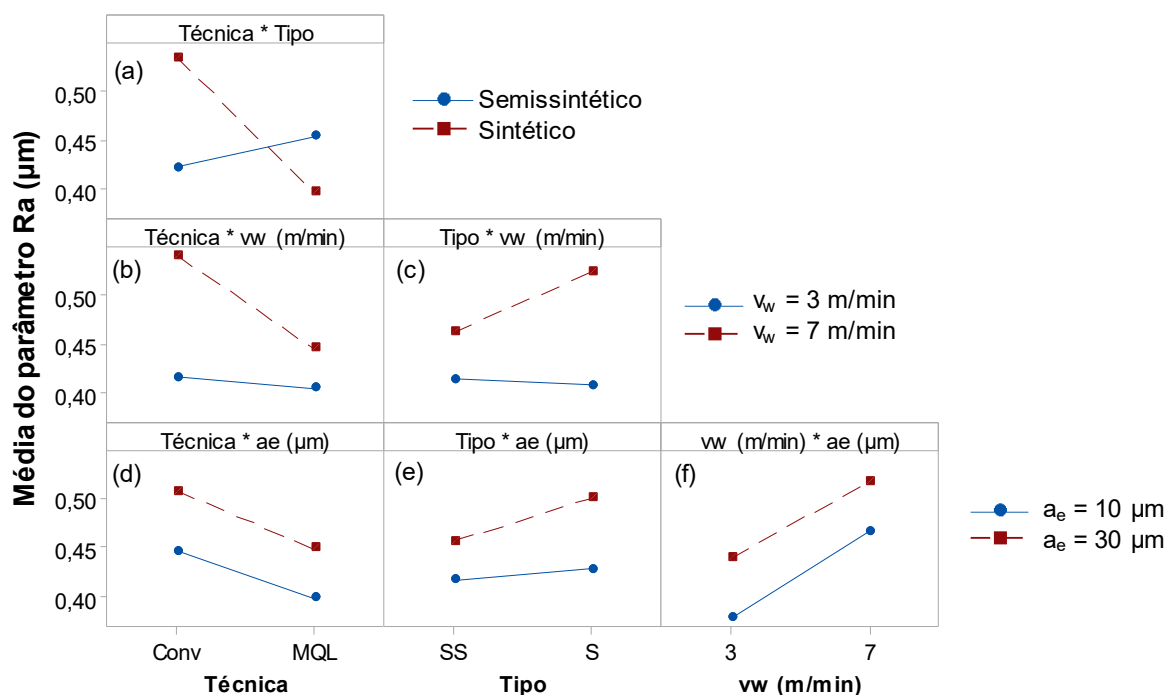


Figura 4.4: Interação entre os fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade Ra do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Conforme pode ser observado na Figura 4.4(a), a média geral dos resultados de rugosidade Ra em função da técnica de aplicação de fluido de corte apresentou comportamento bem diferente para cada tipo de fluido de corte. Para o fluido do tipo semissintético foram observados menores valores de rugosidade Ra após a retificação com a técnica convencional. No entanto, para o fluido do tipo sintético, os menores valores de Ra foram observados após a retificação com a técnica MQL. Com isso, pode-se inferir que a eficiência da técnica de aplicação de fluido de corte está associada ao tipo de fluido de corte utilizado, o que explica a significância estatística da interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte conforme mostrado no resultado de ANOVA (Tabela 4.2).

O melhor desempenho apresentado pelo fluido de corte do tipo sintético em relação ao semissintético para aplicação via a técnica MQL, conforme observado na Figura 4.4(a), pode ser devido a várias hipóteses. Uma delas refere-se à diferença de viscosidade entre os dois tipos de fluido de corte. As viscosidades dos fluidos são (Tabela 3.2): 71,8045 mm^2/s a 40 °C do tipo semissintético contra 10,6905 mm^2/s do sintético, na mesma temperatura. De acordo com Ruzzi et al. (2017), quando aplicada a técnica MQL, fluidos de corte com maior

viscosidade possuem menor capacidade de remover os cavacos da superfície retificada e poros do rebolo, o que pode contribuir para o fenômeno de empastamento do mesmo e reduzir a eficiência de corte dos grãos abrasivos e, conseqüentemente, afetar negativamente o acabamento da superfície retificada. Esta é a explicação mais plausível para os piores resultados encontrados de acabamento do aço SAE 52100 após a retificação com o fluido semissintético aplicado via a técnica MQL, que possui uma viscosidade cerca de 7 vezes maior que aquela do fluido sintético.

No entanto, ao realizar a retificação com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte, a capacidade de remoção dos cavacos da superfície retificada e poros do rebolo são similares, independentemente do tipo de fluido utilizado. A diferença de viscosidade é mínima devido à diluição em água ($0,8233 \text{ mm}^2/\text{s}$ e $0,7934 \text{ mm}^2/\text{s}$ para o fluido semissintético e sintético, respectivamente, a 40°C , conforme especificado na Tabela 3.2). Dessa forma, a maior capacidade lubrificante do fluido semissintético sobre o sintético na zona de contato exerce maior influência, resultando em menores valores de rugosidade R_a .

Da Silva et al. (2018) analisaram o parâmetro de rugosidade tridimensional S_a do aço endurecido AISI 4340 ($52 \pm 2 \text{ HRC}$) após retificação cilíndrica de mergulho com rebolo de Al_2O_3 e em diferentes condições de lubri-refrigeração, incluindo a aplicação, via técnica convencional, de óleo integral (de base mineral) e fluido sintético (diluição 1:30 de óleo em água). Eles relataram que a usinagem com o óleo integral reduziu drasticamente os valores de rugosidade em comparação com o fluido sintético, o que eles atribuíram a maior capacidade de lubrificação do óleo integral. Isso faz com o coeficiente de atrito entre os grãos abrasivos e a peça seja reduzido, implicando em menores das forças de corte e melhoria do acabamento.

Portanto, desses resultados de rugosidade pode-se inferir que, para as condições utilizadas neste trabalho, o fluido de corte do tipo semissintético é mais adequado para diluição em água e aplicação via técnica convencional, enquanto o do tipo sintético sem adição de água é mais adequado para ser empregado com a técnica MQL.

Ao analisar os demais gráficos de interação mostrados na Figura 4.4, nota-se que, em geral, a aplicação da técnica MQL em comparação à técnica convencional, bem como o uso de fluido de corte semissintético em comparação ao sintético, contribuíram para a redução do parâmetro R_a , principalmente ao empregar a maior velocidade da peça (v_w) de 7 m/min , conforme pode ser observado na Figura 4.4(b)-(c), resultado este que explica a significância estatística destas interações conforme mostrado na Tabela 4.2.

Este resultado mostra que para baixos valores de v_w , a condição de lubri-refrigeração não exerce influência significativa na rugosidade R_a da superfície do aço SAE 52100 com rebolo de alumina branca. No entanto, para altos valores de v_w , esta influência já é notória, e

a capacidade lubrificante da atmosfera de usinagem é o principal fator para alcançar baixos valores de rugosidade da superfície retificada.

Rabiei et al. (2015) analisaram o acabamento do aço endurecido SAE 52100 após retificação plana tangencial com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de lubrificação, incluindo as técnicas convencional (fluido de corte a base de água, concentração de 10%) e MQL com óleo mineral. Os autores observaram menores valores de rugosidade após retificação com a técnica MQL, principalmente para condições mais severas (maiores taxas de remoção de material). Eles relataram que as maiores forças normais foram obtidas ao empregar a técnica MQL, embora as forças tangenciais tenham sido menores devido à uma lubrificação mais efetiva proporcionada pela presença do óleo. Como consequência destas maiores forças normais, as arestas de corte são submetidas à maiores tensões, o que gera auto afiação nas arestas pela quebra dos grãos abrasivos e contribui para o acabamento da superfície retificada.

Por fim, é possível observar da Figura 4.4 que a interação da penetração de trabalho (a_e) com os demais fatores não afetou os resultados de rugosidade para o parâmetro R_a , visto que suas respectivas retas de interação [Figura 4.4(d)-(f)] são praticamente paralelas entre si. Isso implica que o aumento na penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm resultou, no geral, em um aumento bem semelhante nos resultados de R_a , independente da técnica de aplicação, tipo de fluido de corte e velocidade da peça utilizada.

Na Tabela 4.3 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) para o parâmetro R_z dos ensaios experimentais do grupo 1, conforme especificado na Tabela 4.1.

Tabela 4.3: ANOVA para os resultados de rugosidade R_z do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Técnica de aplicação	1	25,21	0,000
(2) Tipo de fluido	1	10,55	0,002
(3) Velocidade da peça (v_w)	1	5,81	0,018
(4) Penetração de trabalho (a_e)	1	27,95	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) Técnica de aplicação*Tipo de fluido	1	32,00	0,000
(1)*(3) Técnica de aplicação* v_w	1	2,20	0,141
(1)*(4) Técnica de aplicação* a_e	1	3,35	0,070
(2)*(3) Tipo de fluido* v_w	1	0,47	0,494
(2)*(4) Tipo de fluido* a_e	1	13,84	0,000
(3)*(4) v_w * a_e	1	6,37	0,013
Erro	109		
Total	119		

Da Tabela 4.3 nota-se que todos os fatores analisados no grupo 1 foram significativos para o parâmetro Rz, considerando uma confiabilidade de 95%, de forma semelhante ao que ocorreu para os resultados do parâmetro Ra. Além disso, a interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte também se mostrou significativa para os resultados. No entanto, as interações entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte com v_w , significativas para a rugosidade Ra, apresentaram baixo nível de significância para os resultados de Rz. Em contrapartida, as interações entre a penetração de trabalho e demais fatores apresentaram alto nível de significância para os resultados de Rz.

A maior significância da penetração de trabalho para os resultados de rugosidade Rz em comparação à rugosidade Ra pode estar associada ao fato de que o parâmetro Rz é mais sensível a ocasionais picos elevados e/ou vales mais profundos (GADELMAWLA et al., 2002). Vale ressaltar que em um rebolo abrasivo, durante o corte, há grãos abrasivos que podem ter suas dimensões variadas para uma determinada faixa, além de eles poderem apresentar diferentes configurações da aresta de corte, que variam dentre várias combinações derivadas da transição entre as formas geométricas octaédrica e cúbica, dependendo, ainda, da penetração de trabalho utilizada (JACKSON; HITCHINER, 2011). Neste sentido, os grãos abrasivos irão gerar diferentes microtexturas em uma mesma superfície usinada, as quais serão, teoricamente, mais facilmente detectadas pelo parâmetro Rz.

Dessa forma, as alturas relativas entre picos e vales do perfil de rugosidade estão diretamente relacionadas à profundidade real com que os grãos abrasivos penetram na peça durante o processo. O aumento da penetração de trabalho do rebolo implica em maior número de grãos adentrando na peça, maior deformação plástica e maior altura (maior distância entre um pico e um vale) dos riscos provocados pela passagem dos grãos abrasivos.

Contudo, é importante ressaltar que este resultado confronta com o que é apresentado por Marinescu et al. (2004), que explicam que a rugosidade Rt para um dado par rebolo-peça depende, primeiramente, da relação de velocidade v_w/v_s e, de forma secundária, da penetração de trabalho. Neste trabalho, essa maior influência da velocidade da peça na rugosidade foi observada apenas para o parâmetro Ra conforme mostrado na Figura 4.3.

Ao analisar os efeitos principais para os resultados de rugosidade Rz do grupo 1, mostrados na Figura 4.5, observa-se que as variações nas médias gerais de Rz em função da técnica de aplicação, tipo de fluido de corte e penetração de trabalho são bem semelhantes às aquelas observadas para os resultados de Ra. No entanto, o aumento no valor de Rz com a velocidade da peça foi menos expressivo que o observado para a penetração de trabalho, o que mostra a maior sensibilidade do parâmetro Rz em função de a_e conforme discutido anteriormente.

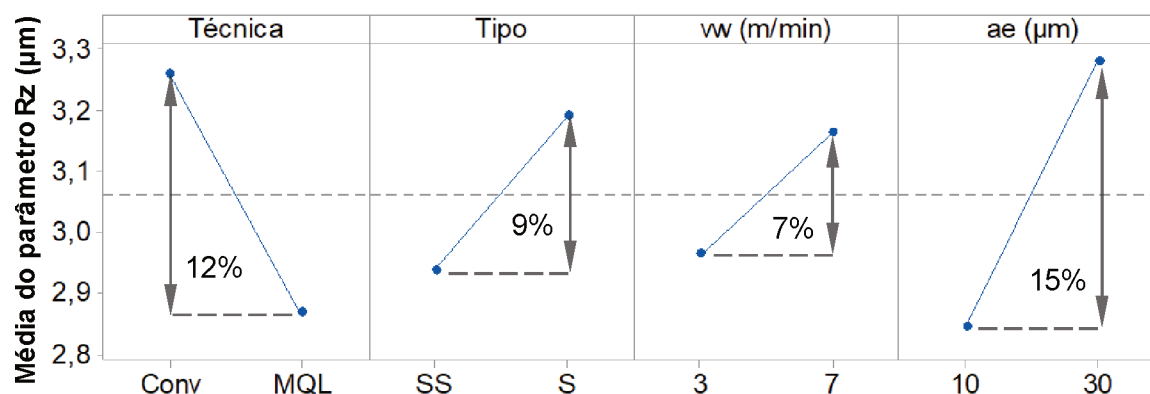


Figura 4.5: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade Rz do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Ao analisar os gráficos de interação entre os fatores, mostrados na Figura 4.6, nota-se que a interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte [Figura 4.6(a)] resultou no mesmo comportamento observado para o parâmetro Ra, isto é, o fluido de corte semissintético apresentou desempenho superior em termos de menores valores de rugosidade ao ser aplicado via técnica convencional, enquanto que o fluido sintético foi melhor ao ser aplicado via a técnica MQL.

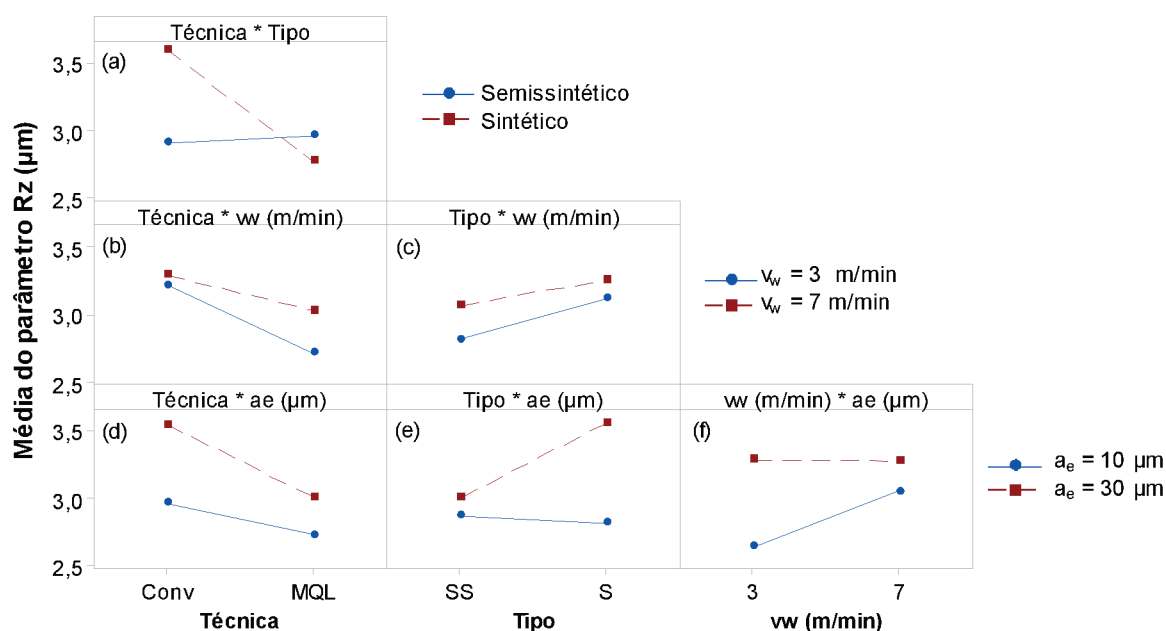


Figura 4.6: Interação entre os fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade Rz do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Em relação à interação entre a atmosfera de usinagem (técnica de aplicação e tipo de fluido de corte) e a velocidade da peça (v_w), observa-se que a queda na rugosidade Rz ao passar da técnica convencional para a técnica MQL, Figura 4.6(b), foi similar para ambos os valores de v_w . Para o tipo de fluido, observa-se da Figura 4.6(c) que o aumento em Rz também é similar para ambos os valores de v_w . Estes resultados explicam a baixa significância estatística (alto valor-P) dessas interações conforme especificado na Tabela 4.3.

Com relação a penetração de trabalho (a_e), no entanto, do gráfico de sua interação com a técnica de aplicação [Figura 4.6(d)] observa-se que a redução em Rz ao passar da técnica convencional para a técnica MQL foi maior para $a_e = 30 \mu\text{m}$. Para o tipo de fluido, observa-se que da Figura 4.6(e) que para a maior penetração de trabalho ($a_e = 30 \mu\text{m}$) houve um aumento em Rz quando o tipo de fluido de corte passa de semissintético para sintético, enquanto para $a_e = 10 \mu\text{m}$ a variação no tipo de fluido de corte pouco afetou a rugosidade Rz. Estes resultados explicam a alta significância estatística (baixo valor-P) dessas interações conforme especificado na Tabela 4.3.

Ainda da Figura 4.6, pode-se observar da análise do o gráfico de interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.6(f)] que, em geral, a rugosidade Rz aumentou com v_w ao empregar a penetração de trabalho igual a $10 \mu\text{m}$, diferentemente do observado quando se empregou um $a_e = 30 \mu\text{m}$, já que praticamente não houve variação de Rz em função de v_w . No entanto, este comportamento está associado principalmente aos valores de rugosidade Rz medidos após a retificação com atmosfera de usinagem Conv S e condição de corte C3, que foram bem superiores aqueles observados para o grupo 1 em geral. Ressalta-se que esta condição de lubri-refrigeração foi a única dentre as demais do grupo 1 em que o parâmetro Rz não aumentou com v_w quando utilizada a penetração de trabalho de $30 \mu\text{m}$. Portanto, a significância estatística apresentada pela interação entre v_w e a_e nos resultados de Rz do grupo 1 está mais associada a um evento pontual ocorrido na retificação com atmosfera de usinagem Conv S e condição de corte C3.

4.1.2 Resultados para os ensaios do Grupo 2: condições com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL (MQL SS), incluindo as diferentes concentrações de grafeno

Na Tabela 4.4 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) para o parâmetro Ra do grupo 2 conforme Tabela 4.1, em que os fatores analisados são concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e).

Tabela 4.4: ANOVA para os resultados de rugosidade Ra do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	27,07	0,000
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	53,47	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	4,29	0,040
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	6,59	0,000
(1)*(3) CGM* a_e	4	1,25	0,294
(2)*(3) v_w * a_e	1	20,95	0,000
Erro	134		
Total	149		

Conforme pode ser observado na Tabela 4.4, para uma confiabilidade de 95%, todos os fatores analisados se mostraram estatisticamente significativos para os resultados de Ra, bem como as interações entre v_w e os fatores CGM e penetração de trabalho.

Dos gráficos de efeitos principais para os resultados de Ra do grupo 2, mostrados na Figura 4.7, a influência da concentração de grafeno multicamadas fica clara: a usinagem com menor concentração de grafeno, G-25, proporcionou, no geral, uma redução na rugosidade Ra da superfície retificada de 12% quando comparada à utilização do fluido de corte com apenas óleo, isto é, sem adição de grafeno (G-0). No entanto, na medida em que a concentração de grafeno aumentou a partir de 0,025%, observa-se um aumento praticamente linear na média geral dos valores de Ra, de 10%, 11% e 6% para as concentrações G-50 (0,050%), G-75 (0,075%) e G-100 (0,100%), respectivamente.

O efeito da variação das condições de corte, velocidade da peça e penetração de trabalho, resultou em um aumento na média geral dos valores de Ra, comportamento este semelhante aquele observado para os resultados obtidos após os ensaios de retificação realizados com ambos fluidos de corte sem adição de grafeno (grupo 1), com destaque para a velocidade da peça que foi mais significativo, conforme pode ser observado na Figura 4.7.

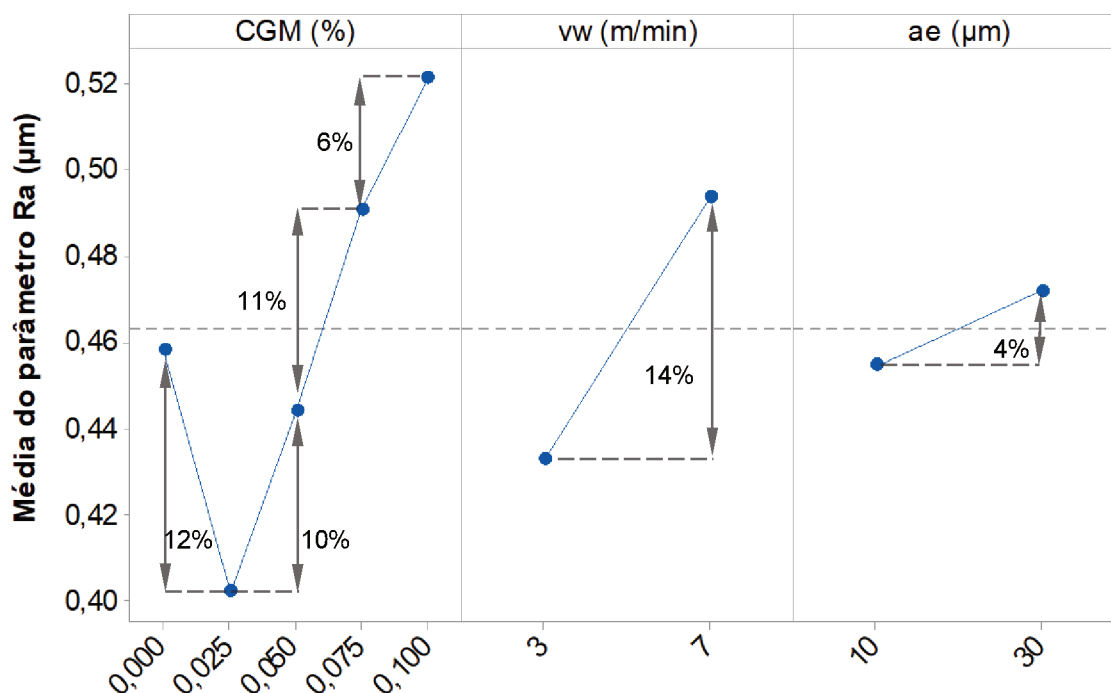


Figura 4.7: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade Ra do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

A redução na média geral da rugosidade Ra após retificação com a menor concentração de grafeno multicamadas, G-25, pode ser explicada pelo fato de que as partículas de grafeno tendem a formar um filme fino na interface entre os grãos abrasivos e a peça (mecanismo de filme de proteção conforme apresentado por Lee, K. et al. (2009) – ilustrado na Figura 2.15). Este filme de proteção melhora as condições de lubrificação entre os grãos abrasivos e a peça, causando a redução no coeficiente de atrito na interface entre rebolo e peça durante o processo (KALITA; MALSHE; RAJURKAR, 2012), além de contribuir para redução dos valores de rugosidade da superfície retificada, conforme foi observado também por Lee et al. (2012).

Seyedzavvar; Shabgard; Mohammadpourfard (2019) investigaram o desempenho de partículas de grafite dispersas em fluido de corte e aplicados via a técnica MQL na retificação plana tangencial do aço endurecido AISI 1045 (48 HRC) com rebolo de Al_2O_3 em comparação com as técnicas de aplicação convencional de fluido de corte (fluido sintético diluído em água a 5% e vazão de 5 L/min) e MQL tradicional (emulsão de óleo vegetal sem a presença de partículas de grafite). Eles observaram que estas partículas proporcionaram os menores valores de Ra, resultado que foi atribuído à melhor condição de lubrificação do grafite, que possui planos de deslizamento que formam filmes lubrificantes efetivos na área de contato entre os grãos abrasivos e a superfície da peça. Essas condições, de acordo com os autores, contribuem para um melhor acabamento da superfície retificada.

Singh et al. (2019) analisaram a rugosidade da superfície (parâmetro Ra) da liga Ti-6Al-4V-ELI após a retificação com rebolo de CBN e fluido de corte vegetal (óleo de canola) com grafeno disperso, aplicado via a técnica MQL, e observaram que a presença de grafeno reduziu o valor de rugosidade em comparação aos resultados obtidos com o uso da técnica MQL tradicional (sem grafeno), independentemente da concentração das partículas de grafeno utilizada. Segundo os autores, o melhor desempenho do fluido com grafeno está associado à sua maior capacidade de lubrificação que é proporcionada pela baixa resistência ao cisalhamento das ligações de van der Waals presentes entre as lamelas de grafeno. Isto reduz o efeito da ineficiência dos ângulos de saída bastante negativos dos grãos abrasivos, o que implica em menor coeficiente de atrito, que por sua vez exige menores esforços de corte e melhora o acabamento da superfície da peça.

Ainda de acordo com Singh et al. (2019), eles chamam atenção para que as partículas de grafeno dispersas no fluido de corte contribuíram para a formação de um filme lubrificante na interface entre os grãos abrasivos e a peça, bem como para a adsorção do grafeno nas porosidades da superfície, e resulta em melhores condições tribológicas. Para a concentração de 1,5% em massa, na qual foram obtidos os melhores resultados, os autores relatam uma redução, em comparação à técnica MQL com apenas óleo, de 48,8%, 35,1%, 25,6%, 9,8%, 17,6% e 25,6% para os valores de Ra, Rz, força tangencial, força normal, coeficiente de atrito e energia específica.

Ainda da Figura 4.7, nota-se que a concentração G-50 também contribuiu, no geral, para reduzir a rugosidade Ra da superfície retificada em comparação com o Ra obtido após a aplicação do fluido de corte com apenas óleo (sem adição de grafeno, G-0). No entanto, esta redução foi bem menos expressiva que aquela observada para a menor concentração (G-25). Para as concentrações superiores a G-50, no entanto, foi observado um aumento na rugosidade Ra em comparação com a técnica MQL tradicional (apenas óleo, sem adição de grafeno). E há pelo menos duas hipóteses para explicar este resultado. A primeira é relacionada à uma possível aglomeração das partículas de grafeno nessas concentrações em específico, que saem do bocal e reduzem a eficiência do fluido de corte ao atingir a zona de contato entre os grãos abrasivos e a peça, conforme observado por Zhang et al. (2016a). Isto diminui a estabilidade do filme de proteção (tribo camada, ou tribo filme), reduz a capacidade de lubrificação do fluido de corte e leva à deterioração do acabamento da superfície retificada.

A outra hipótese refere-se à aglomeração que pode ocorrer já dentro do bocal, o que dificulta a saída do fluido e em alguns casos o obstrui, conforme relatado por Singh et al. (2019). Entretanto, ressalta-se que nenhuma aglomeração de aspecto visual (sem uso de algum equipamento para ampliação) foi encontrada neste trabalho nem tampouco obstrução do bocal. Para certificar-se destas ocorrências sugere-se uma investigação em futuros trabalhos com foco na influência da aglomeração destas partículas e também em testes com

bocais com variação na geometria, como também de técnicas apropriadas para avaliar o fluido de corte que permanece na peça após o processo de retificação.

Resultado semelhante foi observado por De Oliveira; Da Silva; Gelamo (2019) na retificação plana da liga Inconel 718 com rebolo de SiC também corrobora os resultados encontrados neste trabalho quanto à possível aglomeração das partículas de grafeno. Eles testaram duas concentrações diferentes (0,050% e 0,100%) de grafeno multicamadas disperso no mesmo fluido de corte utilizado neste trabalho (semissintético VASCO 7000), e observaram que houve aglomeração de partículas ao empregar a maior concentração 0,100%, o que foi responsável pelos maiores valores de rugosidade Ra da peça.

Dongkun et al. (2015) também analisaram o efeito da concentração de partículas de bissulfeto de molibdênio (MoS_2) na rugosidade (parâmetros Ra e Rz) do aço endurecido 45 após retificação plana tangencial com rebolo de Al_2O_3 . Os autores testaram cinco concentrações que variaram na faixa de 1,0% - 3,0% (em volume) e observaram que o valor de rugosidade da superfície retificada diminuiu com a concentração de partículas até 2,0%, e partir deste valor os valores aumentaram. De acordo com os autores, este comportamento está associado a uma possível tendência de aglomeração das partículas a partir da concentração de 2,0%, o que diminui a estabilidade das partículas e reduz a capacidade de lubrificação do fluido de corte durante o processo de retificação. Isso leva à deterioração do acabamento da superfície retificada.

Além disso, é importante ressaltar que, além de diminuir a estabilidade do filme de proteção na interface entre os grãos abrasivos e a peça, a aglomeração destas partículas que vem sendo utilizadas nos fluidos de corte pode fazer com que elas atuem como abrasivos, provocando riscos na superfície e, conseqüentemente, piorando o acabamento da superfície retificada.

Lee, C. et al. (2009), ao realizarem um estudo das características tribológicas de lubrificantes partículas de grafite disperso em óleo mineral, ressaltaram a importância de se utilizar agentes dispersantes no fluido base para evitar aglomeração das partículas; ao aglomerarem-se, elas atuam como contaminantes e aumentam a incidência de riscos nas superfícies em atrito. Esta hipótese foi proposta por Azman et al. (2016) quem realizaram um estudo das propriedades tribológicas de óleo lubrificante com plaquetas de grafeno disperso em sete diferentes concentrações (em massa) entre 0,01-3%. Os autores utilizaram o ensaio tribológico de quatro esferas de aço endurecido SAE 52100 (65 ± 1 HRC), e mediram o coeficiente de atrito e o diâmetro desgastado. Eles observaram que houve um aumento em ambas as variáveis de saída para as maiores concentrações (1-3%). Segundo os autores, este aumento é devido a aglomeração das partículas em altas concentrações, que formam grandes aglomerados que não são capazes de se alojarem entre os vales e asperidades da

superfície e, conseqüentemente, atuam como partículas abrasivas. Com isso, há elevação do coeficiente de atrito, ampliação do desgaste da superfície das esferas de aço SAE 52100.

Battez et al. (2006) também analisaram o comportamento abrasivo de partículas de óxido de zinco (ZnO – 32 HRC) aglomeradas em ensaio tribológico de quatro esferas (aço endurecido SAE 52100 – 65 HRC). Os autores utilizaram como fluido base para dispersão das partículas o óleo sintético (PAO6) e diferentes concentrações de um agente dispersante. Eles observaram que, em certas condições, nem todas as partículas são revestidas pelo dispersante, o que contribui para a aglomeração das mesmas que, conseqüentemente, atuam como corpos abrasivos na interface. Os autores ainda explicam que partículas de pouca dureza e dúcteis sofrem achatamento por compressão em contato elasto-hidrodinâmico, oferecendo, assim, uma interface maior para geração de atrito. Devido a esse fenômeno, partículas de baixa dureza podem causar danos na superfície tão severos quanto partículas duras.

Na Figura 4.8 são mostrados os gráficos de interação entre os fatores analisados nos resultados de rugosidade Ra para o grupo 2 conforme Tabela 4.1. Nota-se, que para as condições com grafeno disperso no fluido de corte, o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na rugosidade Ra para todas as concentrações [Figura 4.8(a)], com exceção para a maior concentração (G-100). Para esta concentração e para $v_w = 3$ m/min, o valor de rugosidade Ra foi, no geral, bem semelhante aquele observado após retificação com a concentração G-75.

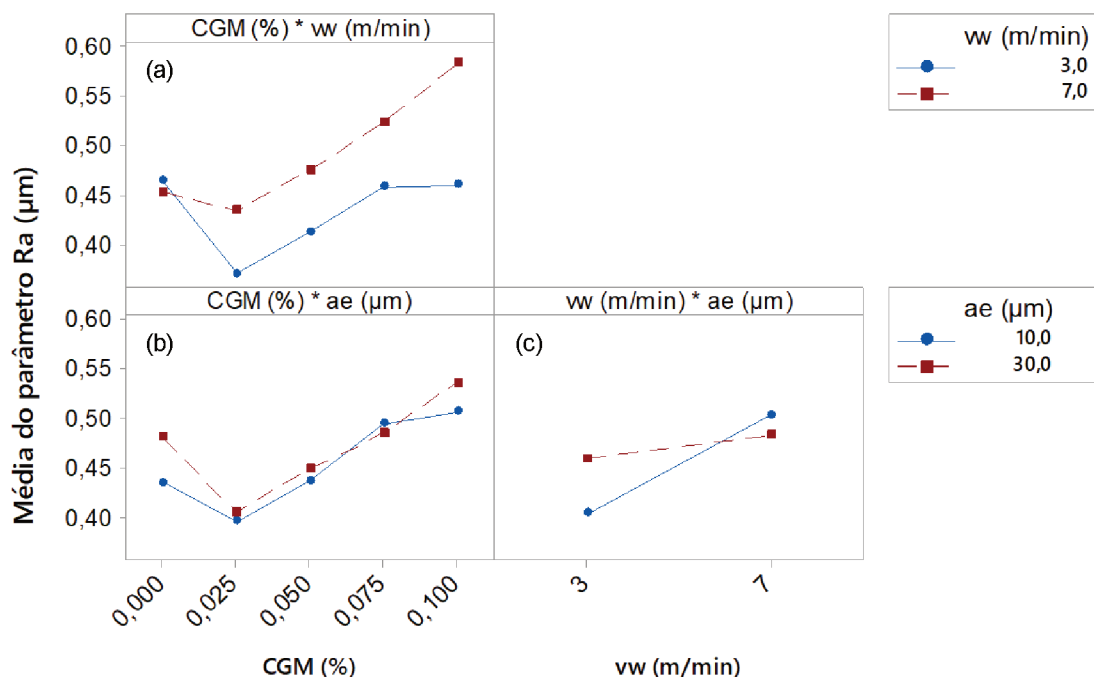


Figura 4.8: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_a do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Ainda da Figura 4.8, observa-se ainda que a variação da penetração de trabalho exerceu baixa influência nos valores de rugosidade Ra para as condições com fluido de corte contendo grafeno disperso [Figura 4.8(b)], fato este que explica o baixo nível de significância entre a interação destes fatores conforme mostrado no resultado de ANOVA da Tabela 4.4.

Com relação à interação entre a velocidade da peça e a penetração de trabalho [Figura 4.8(c)], observa-se que, para os ensaios experimentais do grupo 2 (conforme Tabela 4.1), o aumento na penetração de trabalho combinada com a velocidade da peça de 7 m/min resultou, no geral, em uma pequena redução no valor da rugosidade Ra da superfície retificada, o que sugere que a aplicação do grafeno no fluido de corte semissintético é mais adequada para condições de corte mais severas. Este comportamento pode ser observado nos resultados gerais de rugosidade média (parâmetro Ra) da Figura 4.1. Nota-se que, em média, os valores de Ra para a condição de corte mais severa, C4 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μ m), são menores que para a condição de corte C2 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 10$ μ m) para todas as atmosferas de usinagem com grafeno disperso no fluido de corte semissintético, exceto para a concentração G-100 (0,100%).

Na Tabela 4.5 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) para o parâmetro Rz dos ensaios experimentais de retificação do grupo 2, conforme especificado na Tabela 4.1. Da Tabela 4.5 pode-se observar que todos os fatores analisados apresentaram um efeito estatisticamente significativo para os resultados de Rz, semelhante ao observado para mesma análise feita para o parâmetro Ra. No entanto, nenhuma das três interações foram estatisticamente significativas.

Tabela 4.5: ANOVA para os resultados de rugosidade Rz do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	11,85	0,000
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	14,58	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	14,22	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	0,43	0,789
(1)*(3) CGM* a_e	4	0,53	0,717
(2)*(3) v_w * a_e	1	0,19	0,662
Erro	134		
Total	149		

Na Figura 4.9 são mostrados os gráficos de efeitos principais na média geral de Rz para os fatores analisados no grupo 2 conforme Tabela 4.1.

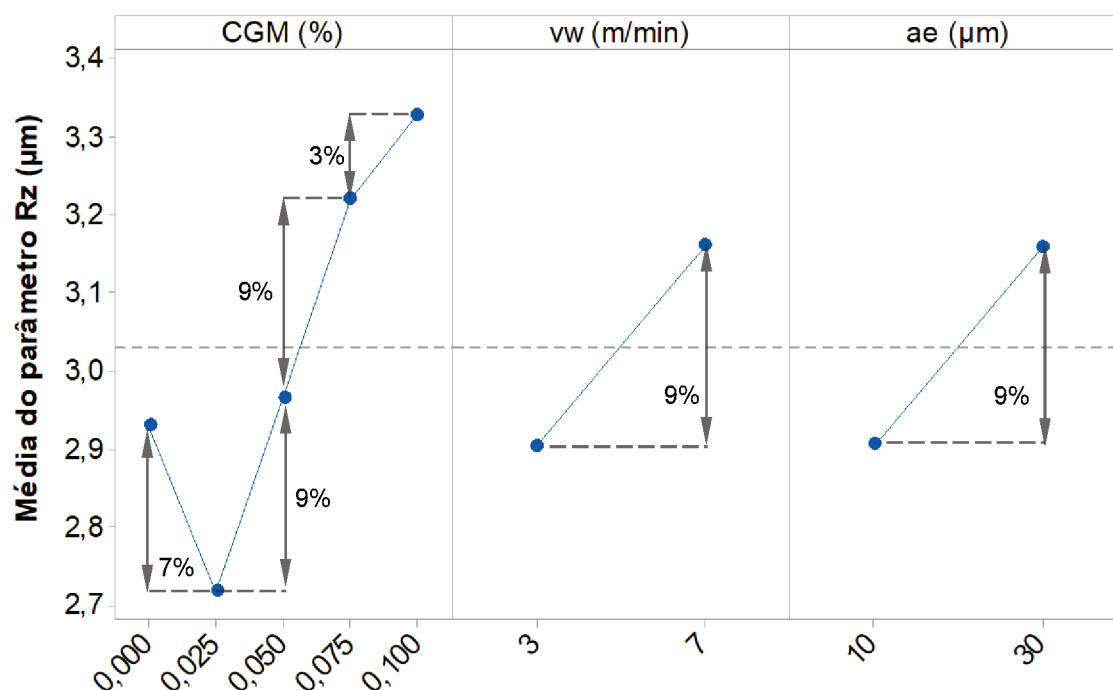


Figura 4.9: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade R_z do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Pode-se observar da Figura 4.9 que a utilização do fluido de corte semissintético contendo grafeno com a menor concentração (G-25) proporcionou uma redução do parâmetro R_z em 7%. A partir desse ponto, a rugosidade (parâmetro R_z) aumentou com a concentração de forma praticamente linear, comportamento este bem similar ao observado para o parâmetro R_a .

Em relação aos efeitos principais dos parâmetros de corte, observa-se da Figura 4.9 que a rugosidade R_z aumentou, na média geral, em 9% quando v_w aumentou de 3 m/min para 7 m/min, e igual percentual quando a_e aumentou de 10 μm para 30 μm . Ao compará-lo com o parâmetro R_a , observa-se que o aumento em R_z em função de v_w foi menor, enquanto o aumento em função de a_e foi maior. Este comportamento é bem semelhante ao observado para os resultados de rugosidade do grupo 1, o que permite inferir que os efeitos apresentados pelas variações nas condições de corte (v_w e a_e) nos resultados de rugosidade são, de forma geral, similares dentro de cada grupo.

Ao analisar o efeito das interações entre os fatores nos resultados de rugosidade R_z para o grupo 2 conforme Tabela 4.1, mostrado nos gráficos da Figura 4.10, observa-se que as curvas de interações são todas praticamente paralelas entre si, o que explica o baixo nível de significância das interações entre os fatores conforme mostrado no resultado da ANOVA (Tabela 4.5). Isso mostra que a variação no parâmetro R_z em função da concentração de grafeno multicamadas (CGM) no fluido de corte resultou no mesmo comportamento de

aumento, independente da velocidade da peça [Figura 4.10(a)] e penetração de trabalho [Figura 4.10(b)] empregadas. Da mesma forma, observa-se da Figura 4.10(c) que o aumento no parâmetro Rz em função da velocidade da peça foi, no geral, bem semelhante para ambas as penetrações de trabalho.

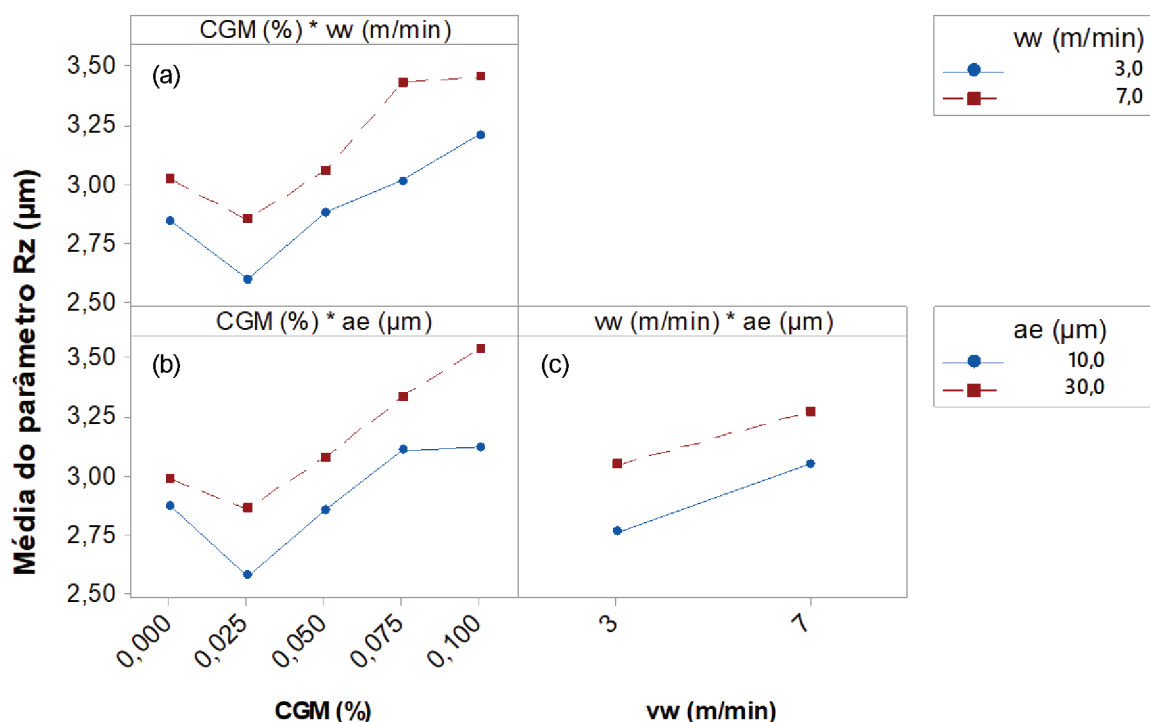


Figura 4.10: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (GCM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de Rz do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Por fim, é importante comparar os resultados de rugosidade obtidos com a aplicação de grafeno disperso no fluido de corte semissintético com aqueles do grupo 1. A fim de facilitar a comparação, os percentuais de variação na rugosidade da peça retificada (parâmetros Ra e Rz) com as atmosferas de usinagem do grupo 2 em relação ao grupo 1 foram agrupados na Tabela 4.6, considerando a média geral dentre as condições de corte utilizadas.

Da Tabela 4.6 pode ser observado que apenas os ensaios com a menor concentração de grafeno multicamadas disperso no fluido de corte semissintético (MQL SS G-25) resultou em valores de rugosidade ligeiramente menores e/ou bem próximos daqueles observados após retificação com as condições de lubri-refrigeração Conv SS e MQL S, condições estas que resultaram nos menores valores de rugosidade do grupo 1. No entanto, ao aumentar a concentração de grafeno no fluido de corte, observa-se que os valores de rugosidade Ra e Rz aumentam também, cuja explicação para esta correlação já foi discutida anteriormente.

Tabela 4.6: Variação percentual das médias gerais de Rugosidade Ra e Rz após a retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 2 em comparação com o grupo 1.

Rugosidade Ra					
	Média [μm]	MQL SS G-25	MQL SS G-50	MQL SS G-75	MQL SS G-100
Conv SS	0,41	↓ 3%	↑ 8%	↑ 20%	↑ 29%
Conv S	0,55	↓ 27%	↓ 19%	↓ 10%	↓ 3%
MQL SS	0,45	↓ 11%	↓ 1%	↑ 10%	↑ 18%
MQL S	0,40	↑ 1%	↑ 12%	↑ 24%	↑ 34%

Rugosidade Rz					
	Média [μm]	MQL SS G-25	MQL SS G-50	MQL SS G-75	MQL SS G-100
Conv SS	2,84	↓ 5%	↑ 4%	↑ 13%	↑ 20%
Conv S	3,71	↓ 27%	↓ 20%	↓ 14%	↓ 9%
MQL SS	2,91	↓ 7%	↑ 2%	↑ 10%	↑ 17%
MQL S	2,78	↓ 3%	↑ 6%	↑ 15%	↑ 22%

Seta apontada para cima (↑) indica aumento no parâmetro de rugosidade, e aquela apontada para baixo (↓), redução.

Portanto, pode-se inferir que, em termos de rugosidade da superfície (parâmetros Ra e Rz), a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte semissintético se mostrou eficiente em proporcionar os menores valores de rugosidade apenas para as menores concentrações (G-25 e G-50), em comparação com o fluido de corte semissintético. Contudo, somente os ensaios com fluido na concentração de 0,025% (G-25) resultaram em valores de rugosidade baixos o suficiente para que pudessem ser compatíveis aqueles obtidos após a usinagem nas atmosferas que foram consideradas as mais eficientes do grupo 1 (Conv SS e MQL S).

4.1.3 Resultados para os ensaios do Grupo 3: condições com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), incluindo as diferentes concentrações de grafeno

Na Tabela 4.7 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) para o parâmetro Ra do grupo 3 conforme especificado na Tabela 4.1, isto é, os ensaios experimentais de retificação com aplicação de fluido de corte sintético via técnica MQL com diferentes concentrações de grafeno multicamadas, incluindo a condição de MQL tradicional, com apenas óleo (sem grafeno).

Tabela 4.7: ANOVA para os resultados de Ra do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	55,35	0,000
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	303,98	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	1,83	0,178
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	11,77	0,000
(1)*(3) CGM* a_e	4	0,74	0,570
(2)*(3) v_w * a_e	1	4,05	0,046
Erro	134		
Total	149		

Da Tabela 4.7 observa-se que, para um intervalo de confiabilidade de 95%, a concentração de grafeno (CGM) e velocidade da peça (v_w) se mostraram fatores estatisticamente significativos para os resultados de rugosidade Ra do grupo 3, bem como a interação entre eles. A interação entre v_w e a penetração de trabalho (a_e) também se mostrou estatisticamente significativa, enquanto o efeito principal de a_e e sua interação com CGM apresentaram baixo nível de significância. Os gráficos de efeitos principais de cada um dos fatores são mostrados na Figura 4.11. Inicialmente, nota-se que o aumento da velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resultou, no geral, em um aumento na rugosidade média da superfície retificada de 58%, enquanto o aumento na penetração de trabalho de 10 μ m para 30 μ m resultou em um aumento na o valor de Ra de apenas 4%.

Em relação à concentração de grafeno multicamadas, nota-se da Figura 4.11 que, diferentemente do observado para os resultados do Grupo 2 (fluido de corte semissintético com grafeno disperso – Figura 4.7), a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte sintético piorou o acabamento da superfície retificada (parâmetro Ra) para todas as concentrações testadas neste trabalho, cuja explicação será apresentada no próximo parágrafo. Inicialmente, ao realizar os ensaios com a menor concentração de grafeno (G-25) aplicado via a técnica MQL, o valor da rugosidade Ra aumentou 56% comparado com aquele obtido para o fluido de corte sintético aplicado via a técnica MQL com óleo somente (sem grafeno). Ao realizar os ensaios com o fluido nas concentrações G-50 e G-75, notou-se que a média geral do valor da rugosidade Ra aumentou em relação à concentração G-25 (0,025%). Para a maior concentração de grafeno, G-100, foi observado uma redução na média geral do valor de rugosidade Ra em relação à concentração G-75, mas ainda assim bem acima daquela observada após retificação com o fluido de corte sintético sem adição de grafeno (MQL S).

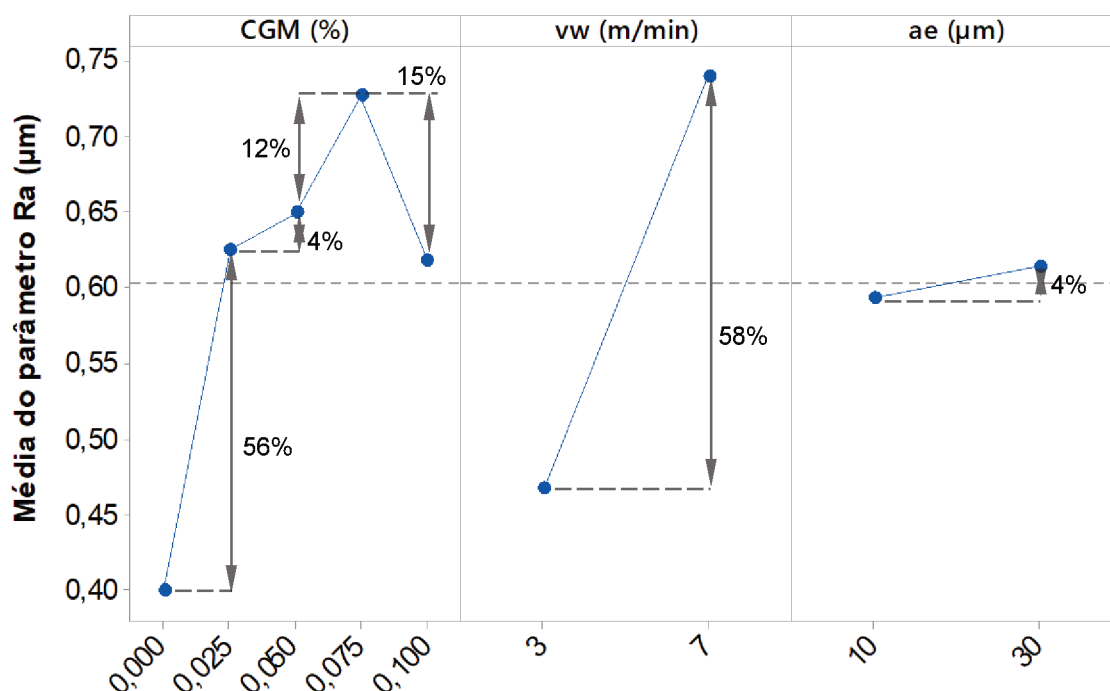


Figura 4.11: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de Ra do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

A razão para do desempenho inferior do grafeno multicamadas disperso no fluido de corte sintético, mesmo para baixas concentrações está associada à presença de água na composição desse fluido em específico. De acordo com Rasheed et al. (2016), o grafeno é uma partícula hidrofóbica por natureza e tende a se aglomerar rapidamente quando dispersado em fluidos à base de água.

Ao observar as características físico-químicas do fluido de corte sintético (GRINDEX 10) utilizado neste trabalho, as quais estão especificadas na Tabela 3.1, nota-se que este possui 40% de água em sua composição, fato que favorece a aglomeração das partículas de grafeno, mesmo para as baixas concentrações.

Conforme mencionado e discutido para os resultados de rugosidade do grupo 2, a aglomeração das partículas de grafeno diminui a estabilidade da tribo camada formada pelas partículas na zona de contato entre os grãos abrasivos e a peça, o que prejudica a lubrificação na interface, embora não tenha sido observada evidência visual de aglomeração de partículas nem na peça e nem no bocal nos ensaios realizados neste trabalho. Como consequência, haverá deterioração do acabamento da superfície retificada (DONGKUN et al., 2015). Além disso, as partículas aglomeradas de grafeno também atuam como abrasivos, aumentando a quantidade de riscos provocados pelos agregados destas partículas e a possibilidade de gerar um pior acabamento da superfície retificada (LEE, C. et al., 2009 e AZMAN et al., 2016).

Dessa forma, sustenta-se a hipótese já levantada por Singh et al. (2019) para justificar os resultados encontrados neste trabalho. A característica hidrofóbica do grafeno combinada com a elevada quantidade de água na composição do fluido de corte sintético resultou na aglomeração das partículas mesmo para a menor concentração, o que afetou negativamente o acabamento da superfície retificada, resultado similar ao observado quando os ensaios de retificação foram realizados com as maiores concentrações (G-75 e G-100) do grupo 2.

Huang; Liu; Wu (2016) realizaram um estudo em retificação do aço NAK80 (45 HRC) com rebolo de Al_2O_3 com nanotubos de carbono adicionados em fluido de corte e aplicado via técnica MQL (com e sem auxílio de dispersão por ultrassom) e observaram que o uso de ultrassom para dispersão das partículas imediatamente antes do nanofluido ser aplicado no processo contribuiu para melhorar o acabamento da superfície retificada. Este resultado foi atribuído ao fato de não ter havido aglomeração e assim maior uniformidade das nanopartículas na região de corte ao utilizar o sistema de ultrassom. Para os autores, essa maior uniformidade favoreceu melhores condições de lubrificação na interface, permitindo que os cavacos gerados deslizem com maior facilidade sobre a superfície, reduzindo os esforços de corte, coeficiente de atrito e, conseqüentemente, melhorando o acabamento da superfície retificada.

Ao analisar os gráficos de interação entre os fatores analisados no grupo 3, mostrados na Figura 4.12, observa-se que o aumento no valor de rugosidade R_a da superfície retificada em função da concentração de grafeno foi bem mais expressiva ao utilizar a maior velocidade da peça, $v_w = 7$ m/min [Figura 4.12(a)], fato este que explica a alta significância estatística da interação entre a concentração de grafeno e a velocidade da peça. Uma hipótese para explicar este resultado está relacionada com o tempo de contato do rebolo com a superfície usinada. Para $v_w = 3$ m/min, o tempo de contato entre o rebolo e a peça é maior e, conseqüentemente, a frequência com que os grãos abrasivos do rebolo removem material da peça é maior (BIANCHI et al., 1997, MALKIN; GUO, 2008, KLOCKE, 2009). Isto pode fazer com que os riscos provocados pelas partículas de grafeno aglomeradas sejam amenizados pela ação repetida dos grãos abrasivos do rebolo. O aumento muito expressivo de 58% na média geral de rugosidade R_a quando v_w aumentou de 3 m/min para 7 m/min nos gráficos de efeitos principais (Figura 4.11) é uma evidência que corrobora esta hipótese, visto que esta alta variação está mais associada ao aumento em R_a para as condições com grafeno (concentrações de grafeno no fluido de corte diferentes de 0,000%), conforme pode ser observado na Tabela 4.8 e Figura 4.12(a).

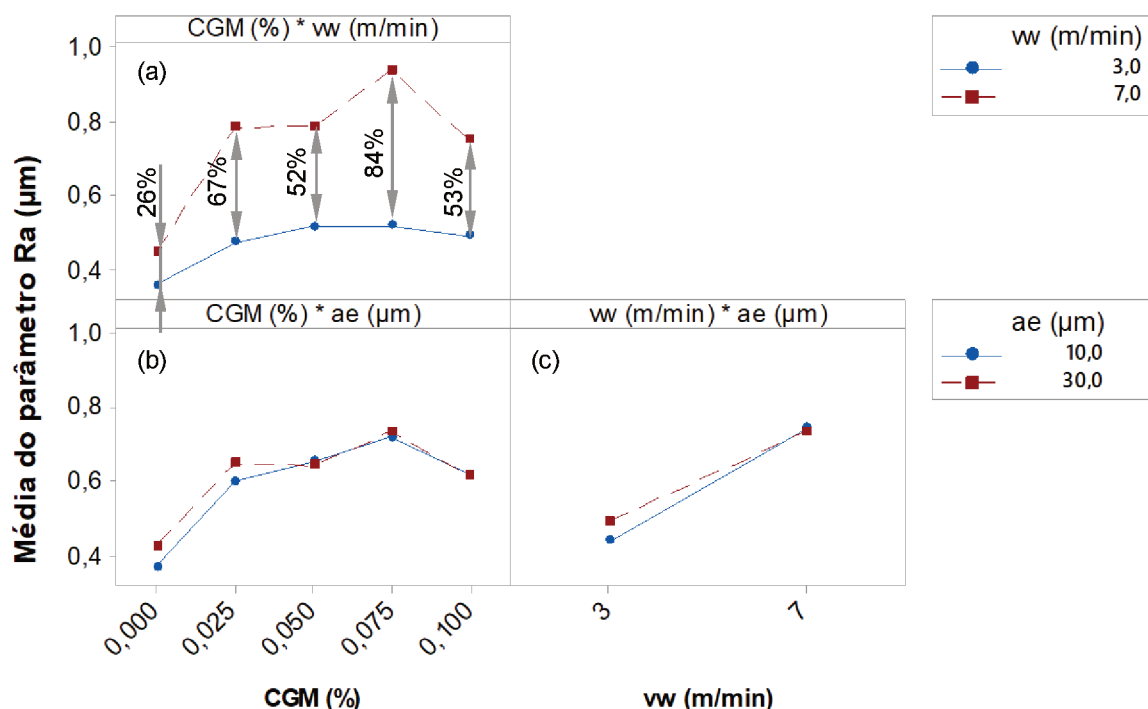


Figura 4.12: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de rugosidade Ra do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Tabela 4.8: Variação nas médias de rugosidade Ra para as condições de lubri-refrigeração do grupo 2, quando v_w aumentou de 3 m/min para 7 m/min.

Concentração de grafeno no fluido sintético (%)	Média de Ra para $v_w = 3$ m/min (μm)	Média de Ra para $v_w = 7$ m/min (μm)	Aumento em Ra
0,000	0,35	0,44	26%
0,025	0,46	0,77	67%
0,050	0,52	0,79	52%
0,075	0,51	0,94	84%
0,100	0,49	0,75	53%
MÉDIA GERAL	0,47	0,74	58%

Ainda da Figura 4.12, observa-se que a variação na rugosidade Ra em função da concentração de grafeno é bem semelhante para ambos os valores de a_e [curvas praticamente paralelas entre si - Figura 4.12(b)], razão para o alto valor-P desta interação (Tabela 4.7). Em relação à interação entre v_w e a_e , observa-se da Figura 4.12(c) que, semelhante ao observado para o grupo 2, para $v_w = 7$ m/min, o aumento na penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm reduziu ligeiramente a rugosidade Ra, o oposto do observado quando foi utilizada a $v_w = 3$ m/min, o que explica a significância estatística da interação entre v_w e a_e (Tabela 4.7).

Conforme discutido para o Grupo 2, este resultado sugere que a aplicação de grafeno é mais eficiente ao empregar condições mais severas de usinagem ($a_e = 30 \mu\text{m}$).

Na Tabela 4.9 é apresentado o resultado da análise de variância para o parâmetro Rz do grupo 3 conforme Tabela 4.1. Pode-se observar da Tabela 4.9 que a concentração de grafeno multicamadas (CGM) e velocidade da peça (v_w) foram bem significativos para os resultados do parâmetro Rz da mesma forma que o observado para o parâmetro Ra (Tabela 4.7). Além disso, nota-se que para os resultados de Rz a penetração de trabalho também se mostrou bastante significativa. Em relação às interações, apenas aquela entre a concentração de grafeno multicamadas e velocidade da peça se mostrou estatisticamente significativa para os resultados de rugosidade Rz. Este resultado pode estar associado, como mencionado anteriormente, ao mais longo tempo de contato entre o rebolo e a peça proporcionado ao usar $v_w = 3 \text{ m/min}$, conforme discutido para o parâmetro Ra. Para a menor v_w , a frequência com que os grãos abrasivos removem material da peça é maior, fazendo com que, possivelmente, os riscos provocados pelas partículas de grafeno aglomeradas sejam amenizados.

Tabela 4.9: ANOVA para os resultados de Rz do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	48,17	0,000
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	225,30	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	13,18	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	8,44	0,000
(1)*(3) CGM* a_e	4	0,87	0,483
(2)*(3) v_w * a_e	1	0,18	0,670
Erro	134		
Total	149		

Na Figura 4.13 e Figura 4.14 são mostrados os gráficos de efeitos principais e de interação, respectivamente, na média geral de Rz para os fatores analisados no grupo 3.

Da Figura 4.13 observa-se que a média geral de Rz aumentou ao utilizar o grafeno multicamadas disperso no fluido de corte sintético, embora este aumento tenha sido um pouco menor que o observado para o parâmetro Ra. Da mesma forma, o aumento na média geral de Rz com o aumento em v_w de 3 m/min para 7 m/min foi um pouco menor (34%), o que mostra que, conforme observado para as análises dos resultados dos grupos 1 e 2 (Figura 4.5 e Figura 4.9, respectivamente), o parâmetro Rz é menos sensível à variação de v_w quando comparado ao parâmetro Ra. Em relação ao efeito de a_e , observa-se que, em geral, o parâmetro Rz aumentou em 7% quando a_e aumentou de 10 μm para 30 μm .

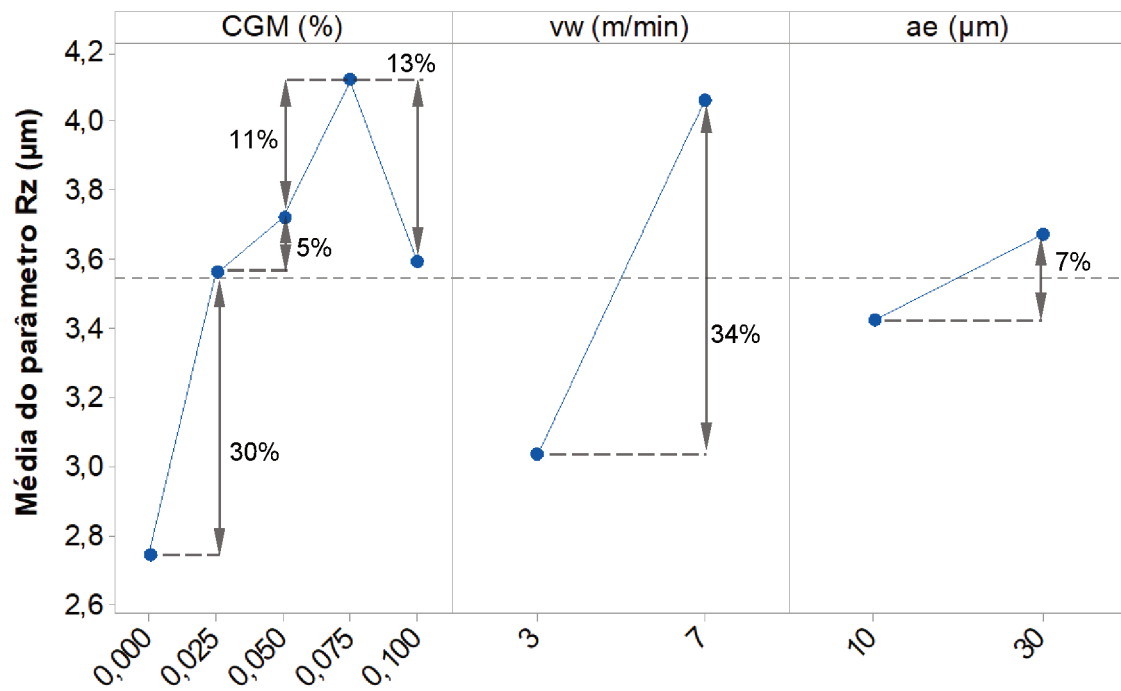


Figura 4.13: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de Rz do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

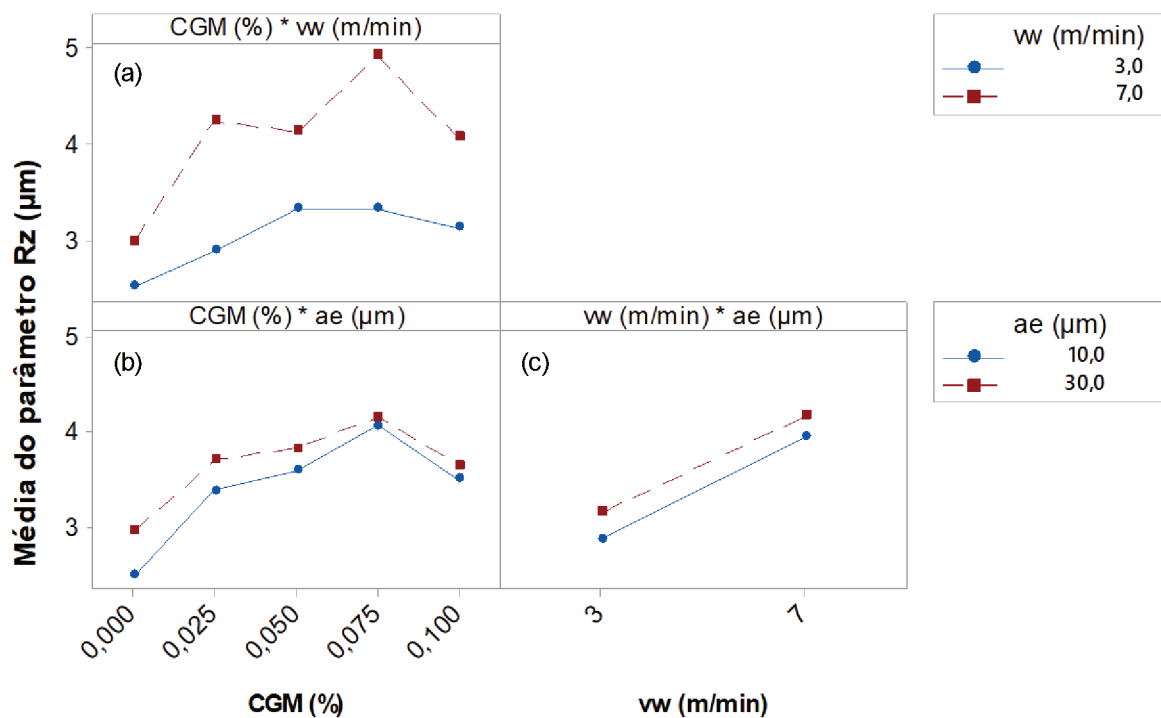


Figura 4.14: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de Rz do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Ao analisar os gráficos de interações entre os fatores nos resultados de R_z , mostrados na Figura 4.14, nota-se um comportamento bem semelhante ao observado para o parâmetro R_a (Figura 4.12), principalmente em relação à interação entre a concentração de grafeno e a velocidade da peça [Figura 4.14(a)]. Com isso, é possível inferir que o aumento na rugosidade provocado pela presença do grafeno no fluido de corte sintético foi maior ao empregar maiores velocidades da peça, neste caso v_w de 7 m/min, conforme mencionado nos resultados de R_a .

Em relação à interação da penetração de trabalho com os demais fatores, observa-se da Figura 4.14(b) e Figura 4.14(c) que as curvas de interações são praticamente paralelas, uma consequência direta do baixo nível de significância apresentada por estas interações. Isso implica que o aumento na penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm resultou, no geral, em um aumento similar nos valores de rugosidade R_z , independente da concentração de grafeno e velocidade da peça utilizada.

Por fim, na Tabela 4.10 são mostradas as variações percentuais entre as médias gerais de valores de rugosidade para os parâmetros R_a e R_z relativos entre as condições de lubri-refrigeração do grupo 3 e comparação com as condições do grupo 1, conforme especificado na Tabela 4.1.

Tabela 4.10: Variação percentual das médias gerais de Rugosidade R_a e R_z após a retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 3 em comparação com o grupo 1.

Rugosidade R_a					
	Média [μm]	MQL S G-25	MQL S G-50	MQL S G-75	MQL S G-100
Conv SS	0,41	↑ 50%	↑ 59%	↑ 76%	↑ 51%
Conv S	0,55	↑ 13%	↑ 20%	↑ 33%	↑ 14%
MQL SS	0,45	↑ 38%	↑ 46%	↑ 62%	↑ 39%
MQL S	0,40	↑ 56%	↑ 65%	↑ 83%	↑ 57%

Rugosidade R_z					
	Média [μm]	MQL S G-25	MQL S G-50	MQL S G-75	MQL S G-100
Conv SS	2,84	↑ 25%	↑ 31%	↑ 44%	↑ 26%
Conv S	3,71	↓ 4%	↑ 1%	↑ 10%	↓ 3%
MQL SS	2,91	↑ 22%	↑ 28%	↑ 40%	↑ 23%
MQL S	2,78	↑ 28%	↑ 34%	↑ 47%	↑ 29%

Seta apontada para cima (↑) indica aumento no parâmetro de rugosidade, e aquela apontada para baixo (↓), redução.

No geral, pode-se inferir desta análise de rugosidade que o fluido de corte sintético utilizado neste trabalho não é adequado para ser utilizado com partículas de grafeno multicamadas, independente da concentração utilizada. O motivo, conforme discutido anteriormente, está no fato de que o grafeno é uma partícula hidrofóbica e, portanto, tende a se aglomerar quando disperso em fluido de corte que contém água em sua composição (RASHEED et al., 2016), como é o caso do fluido de corte sintético utilizado neste trabalho

(vide Tabela 3.1). A aglomeração das partículas de grafeno dificulta a ação de lubrificação que os fluidos que não apresentam aglomeração normalmente possuem ao serem aplicados pela técnica MQL, como relatado na literatura e também observado neste trabalho, além de fazer com elas atuem como abrasivos na interface, o que desfavorece as condições tribológicas e afeta negativamente o acabamento da superfície retificada.

4.2 Potência elétrica

Na Figura 4.15 são apresentados os resultados de potência elétrica máxima em função das diferentes condições de lubri-refrigeração avaliadas neste trabalho, para as quatro (4) condições de corte (C1, C2, C3 e C4) utilizadas conforme especificado na Tabela 3.3.

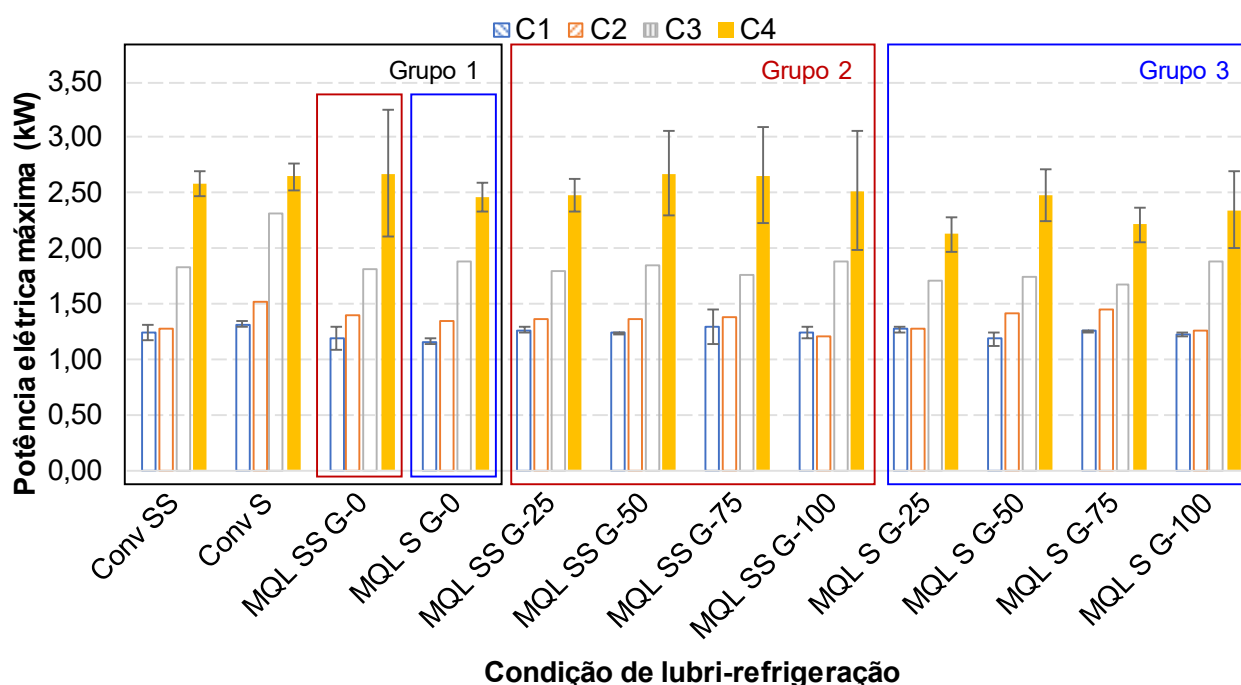


Figura 4.15: Potência elétrica máxima durante a retificação do aço SAE 52100 com rebolo de alumina branca em função da condição de lubri-refrigeração para as quatro diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.

É importante salientar que as barras de desvio-padrão da Figura 4.15 correspondem à variação observada entre ensaio principal e réplica e, por isso, apenas as condições de corte que foram repetidas [mais branda (C1) e mais severa (C4)] apresentam estas barras. Desta pode-se observar que a potência elétrica do motor variou, em média, de 1,16 kW a 2,67 kW. O menor valor de potência elétrica foi medido durante a retificação com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S) e condição de corte mais branda, C1. O maior valor, por sua vez, foi medido durante a retificação com fluido de corte semissintético aplicado pela mesma técnica (MQL SS), para a condição de corte mais severa (C4).

Desta análise observa-se que o maior valor de potência elétrica observado durante os ensaios (2,67 kW) é maior que a potência nominal do motor da máquina-ferramenta, que é de 2,24 kW. No entanto, esta potência nominal diz respeito à potência mecânica dissipada no eixo do motor. Conforme mencionado na metodologia, o sinal de potência medido neste trabalho diz respeito à potência elétrica de entrada do motor responsável pela rotação do rebolo, não levando em consideração, portanto, as perdas relacionadas à eficiência do motor e transmissão por correia, o que explica medições de potência acima da potência nominal, observadas principalmente para a condição de corte mais severa (C4). Além disso, vale ressaltar que o motor elétrico pode ainda apresentar potência mecânica superior àquela nominal, com uma pequena perda de velocidade (rotação) como consequência.

A seguir serão analisados os resultados de potência elétrica mostrados na Figura 4.15 de acordo com os grupos especificados na Tabela 4.1, conforme feito para os resultados de rugosidade da superfície retificada.

4.2.1 Resultados para os ensaios do Grupo 1: condições com aplicação de fluido de corte sem adição de grafeno multicamadas

Na Tabela 4.11 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) da potência elétrica máxima dos ensaios do grupo 1 conforme especificado na Tabela 4.1, em que os fatores avaliados são a técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e), bem como a interação entre eles.

Tabela 4.11: ANOVA para os resultados de potência elétrica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Técnica de aplicação	1	1,37	0,263
(2) Tipo de fluido	1	0,28	0,608
(3) Velocidade da peça (v_w)	1	22,63	0,000
(4) Penetração de trabalho (a_e)	1	139,17	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) Técnica de aplicação*Tipo de fluido	1	2,35	0,149
(1)*(3) Técnica de aplicação* v_w	1	0,63	0,440
(1)*(4) Técnica de aplicação* a_e	1	0,23	0,641
(2)*(3) Tipo de fluido* v_w	1	0,71	0,415
(2)*(4) Tipo de fluido* a_e	1	0,06	0,806
(3)*(4) v_w * a_e	1	8,27	0,013
Erro	13		
Total	23		

Da Tabela 4.11 observa-se que a velocidade da peça e penetração de trabalho, bem como a interação entre eles, apresentaram valor-P menor que 0,05, sendo, portanto, fatores estatisticamente significativos para os resultados de potência elétrica (P_e), considerando um intervalo de confiabilidade de 95%. Dentre os fatores estatisticamente não significativos, destaca-se a interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte, que apresentou um nível de significância (1-p) de 85%.

Ao observar os gráficos de efeitos principais de cada fator analisado, mostrados na Figura 4.16, nota-se que, na média geral, a aplicação de fluido de corte pela técnica MQL reduziu em 5% a potência elétrica em comparação com a técnica convencional. A utilização de fluido de corte semissintético proporcionou uma redução semelhante na potência elétrica em comparação ao uso de fluido sintético, de 4%. Em relação aos efeitos das condições de corte, observa-se que o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na média geral de potência elétrica de 25%, enquanto o aumento na penetração de trabalho de 10 μ m para 30 μ m resultou em um aumento de 74%.

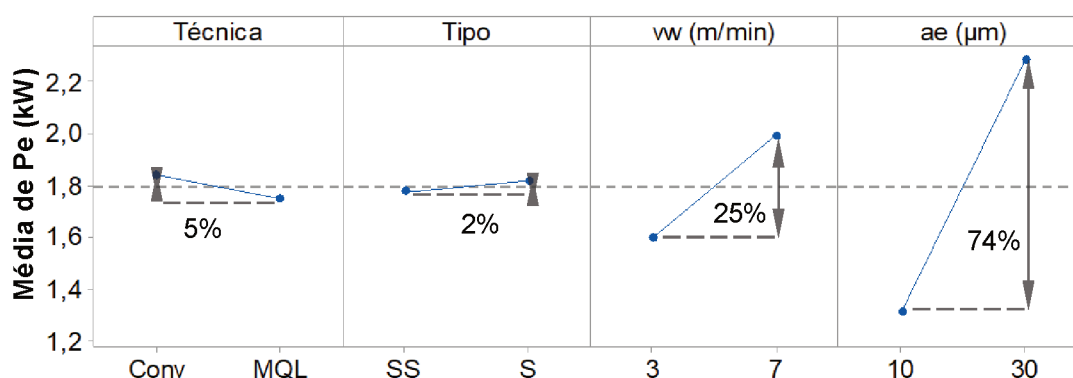


Figura 4.16: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

A grande variação nos resultados de potência elétrica em função da velocidade da peça e penetração de trabalho está associada ao aumento nos esforços de corte. De acordo com Malkin e Guo (2008), condições com maiores valores de v_w e/ou a_e por um lado aumentam a taxa de remoção de material, bem como a espessura de cavaco não deformado, mas por outro elevam os esforços de corte. Portanto, com o aumento da velocidade da peça e/ou penetração de trabalho, a força necessária para remover o material pretendido é maior conforme observado por Yao et al. (2014) na retificação plana do aço endurecido de alta resistência AerMet 100 (UNS K92580) e Manimaran; Kumar; Venkatasamy (2014) na retificação plana tangencial do aço inoxidável 316. Por consequência dos maiores esforços de corte, a potência elétrica durante o processo é maior, comportamento este observado nos resultados de potência deste trabalho (Figura 4.15).

No entanto, é importante ressaltar que, diferente do observado para os resultados de rugosidade R_a , a potência elétrica foi mais influenciada pela variação da penetração de trabalho (a_e) em comparação à velocidade da peça (v_w), sugerindo que a primeira exerce maior influência nos esforços de corte que a velocidade da peça. A explicação para isto está no fato de que a penetração de trabalho está mais diretamente associada ao mecanismo de formação do cavaco, pois da teoria de usinagem por abrasão é conhecido que existe uma penetração crítica do grão abrasivo para que ocorra o cisalhamento do material (KLOCKE, 2009). Neste sentido, o aumento da penetração de trabalho aumenta a penetração real dos grãos abrasivos na peça, aumentando a área da seção de corte e a quantidade de grãos ativos. Por consequência, os esforços de corte (força tangencial e normal) necessários para deformar e cisalhar o material aumentam drasticamente, o que explica a maior influência de a_e nos resultados de potência elétrica.

Resultado semelhante foi observado por Gomes et al. (2018) na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 (703 HV) com rebolo de SiC. Os autores analisaram a influência de diferentes condições de velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) nos esforços de corte e, como resultados, eles observaram que a_e foi estatisticamente significativa tanto para a força tangencial quanto para a força normal, aumentando-as em 161% e 106%, respectivamente, quando a_e aumentou de 10 μm para 50 μm . Por outro lado, a variação em v_w de 0,54 m/min para 1,08 m/min aumentou em apenas 59% a força tangencial, exercendo uma influência praticamente nula na força normal. Os autores explicam que, devido ao movimento dos grãos abrasivos sobre a peça, os esforços de corte aumentam durante as etapas de formação do cavaco (deformação elástica, plástica e cisalhamento). Com o aumento da penetração de trabalho, o acesso do fluido de corte na zona de contato é prejudicado, elevando o atrito na interface rebolo peça, que por sua vez eleva os esforços de corte.

Com relação à técnica de aplicação de fluido de corte, a tendência de ter gerado os menores valores de potência elétrica ao empregar a técnica MQL, em comparação com a técnica convencional, está associada à melhor lubrificação que esta normalmente proporciona, consequência da maior eficiência em direcionar o fluido de corte para a zona de contato devido ao auxílio do ar comprimido (WANG et al., 2016b), explicação que já foi apresentada anteriormente na discussão dos resultados de rugosidade. Devido à maior capacidade de lubrificação proporcionada pela técnica MQL, o coeficiente de atrito entre rebolo e peça é reduzido, o que melhora as condições tribológicas na interface rebolo-peça e reduz os esforços de corte. Outro benefício disso é a menor potência elétrica despendida pelo motor, conforme observado nas médias gerais dos resultados deste trabalho (Figura 4.16).

Em outro trabalho, Hadad e Hadi (2013) também monitoraram os esforços de corte na retificação plana tangencial do aço inoxidável endurecido S34700 (60 ± 2 HRC) com rebolo

de Al_2O_3 e fluido de corte aplicado pelas técnicas convencional e MQL (vazão de 100 mL/h e ar comprimido a 0,4 MPa). Eles relataram que a força tangencial na retificação com a técnica MQL foi menor que aquela observada com a técnica convencional, principalmente ao empregar maiores taxas de remoção de material. Essa superioridade da técnica MQL está associada à melhor propriedade lubrificante do óleo não diluído em água, que promove menor atrito e melhora as condições de remoção de material em comparação com o fluido de corte aplicado pela técnica convencional.

Rabiei et al. (2015) analisaram os esforços de corte na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 (58 ± 2 HRC) com rebolo de Al_2O_3 em diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte, convencional (abundância) e MQL (vazão 120 mL/h e ar comprimido a 0,4 MPa). Como resultados, os autores observaram que a força tangencial foi menor ao empregar a técnica MQL, o que implicou na menor potência de corte. De acordo com os autores, a lubrificação mais eficaz promovida pela técnica MQL pode ser explicada pelas gotículas de óleo que são lançadas à maior velocidade, em relação àquela do fluido em abundância, na interface rebolo peça com o auxílio do ar comprimido, o que melhora a eficiência de penetração do óleo na zona de contato e as condições de deslizamento dos grãos abrasivos sobre a peça. Além disso, esta penetração mais eficaz do óleo permite a formação de uma camada de lubrificante (tribo filme), com menor resistência ao cisalhamento, o que leva à diminuição do coeficiente de atrito, força tangencial e potência durante o processo de retificação.

No entanto, é importante salientar que a redução de esforços de corte com a aplicação da técnica MQL em comparação com a técnica convencional depende, também, do tipo de fluido de corte utilizado conforme observado por Tawakoli et al. (2011). Os autores analisaram diversos tipos de fluido de corte aplicados via a técnica MQL na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 (89A60I11V217) e observaram que a força tangencial durante o processo situou-se na faixa de 14 N a 33 N para as condições com uso da técnica MQL com óleo sem diluição, e entre 20 N e 44 N para a técnica MQL com óleo diluído em água e demais condições de lubri-refrigeração testadas pelos autores (fluido de corte emulsionável aplicado via a técnica convencional, ar comprimido e condição a seco).

Rodriguez et al. (2017) analisaram a potência elétrica da máquina-ferramenta durante a retificação cilíndrica de mergulho do aço endurecido AISI 4340 (60 HRC) com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de lubri-refrigeração, incluindo as técnicas convencional com fluido de corte semissintético e técnica MQL com óleo vegetal. Como resultados, foram observados maiores valores de potência elétrica para a retificação com a técnica MQL, independentemente da vazão utilizada. Segundo os autores, este resultado pode ser atribuído a maior capacidade de refrigeração da técnica convencional em comparação à técnica MQL. Os autores ainda explicam que quando a lubrificação gerada pela condição de lubri-

refrigeração é reduzida, os esforços de corte aumentam, e mais potência elétrica é requerida da máquina-ferramenta durante o processo de retificação.

Observando os resultados gerais de potência elétrica mostrados na Figura 4.15, nota-se que praticamente não houve diferença nos resultados de potência gerados após a retificação entre as técnicas convencional e MQL com o fluido semissintético (Conv SS e MQL SS, respectivamente). Por outro lado, para o fluido de corte sintético, a aplicação via técnica MQL (MQL S) proporcionou menores valores de potência elétrica quando comparado com aqueles obtidos após a retificação com a técnica convencional (Conv S) para todas as condições de corte testadas. Este resultado auxilia a explicar o alto nível de significância entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte observado no resultado de ANOVA da Tabela 4.11 e, além disso, indica que, em termos de potência elétrica durante o processo, o fluido de corte sintético é mais indicado para aplicação via técnica MQL, enquanto o semissintético para a técnica convencional.

Este mesmo comportamento foi observado para os resultados de rugosidade (parâmetros Ra e Rz, Figura 4.4(a) e Figura 4.6(a), respectivamente), sugerindo que existe uma certa correlação entre os resultados de potência elétrica durante o processo de retificação e o acabamento da superfície retificada. É importante destacar que a superfície que apresentou o melhor acabamento em termos de Ra e Rz foi aquela retificada na condição de corte mais branda (C1), com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), a mesma condição em que foi observado a menor potência elétrica durante a retificação. Esta correlação, no entanto, não foi observada para a superfície que apresentou os maiores valores de Ra e Rz.

Ao comparar os gráficos de efeitos principais dos resultados de potência elétrica (Figura 4.16) e rugosidade (Figura 4.3 e Figura 4.5), pode-se observar, de fato, certa correlação, no sentido de que a retificação com a técnica MQL, fluido semissintético e menores taxas de remoção de material (menores valores de v_w e a_e) resultaram, no geral, em redução tanto na potência elétrica, quanto nos parâmetros de rugosidade. Segundo Saravanakumar et al. (2018), qualquer aumento na penetração de trabalho eleva os esforços de corte, resultando, consequentemente, em um pior acabamento superficial. Contudo, vale ressaltar que elevados esforços de corte, principalmente no que diz respeito à força normal, podem levar à fratura dos grãos abrasivos e, consequente, auto afiação das arestas de corte. Este fenômeno em geral favorece o corte e proporciona melhora do acabamento da superfície retificada (RABIEI et al., 2015), mas é importante salientar que outros fatores como afinidade química entre abrasivo e material da peça, estrutura do rebolo, velocidade de corte, condição de dressagem e meio de lubri-refrigeração podem afetar esta relação entre força de corte e capacidade de quebra e/ou afiação dos grãos abrasivos.

Na Figura 4.17 são mostrados os gráficos de interação entre os fatores analisados no grupo 1 conforme especificado na Tabela 4.1. Do gráfico de interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte [Figura 4.17(a)], torna-se evidente que, conforme discutido anteriormente, a retificação com o fluido de corte do tipo sintético proporcionou os melhores resultados em termos de potência elétrica quando aplicado via técnica MQL, enquanto o semissintético proporcionou os melhores resultados quando aplicado pela técnica convencional. Além disso, nota-se que os gráficos de interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte com a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.17(b)-(e)] apresentam retas praticamente paralelas entre si, consequência do baixo nível de significância apresentado por estas interações conforme mostrado na Tabela 4.11. Isto significa que a variação de potência em função da técnica de aplicação e tipo de fluido de corte foi similar para ambas as velocidades da peça e penetrações de trabalho utilizadas.

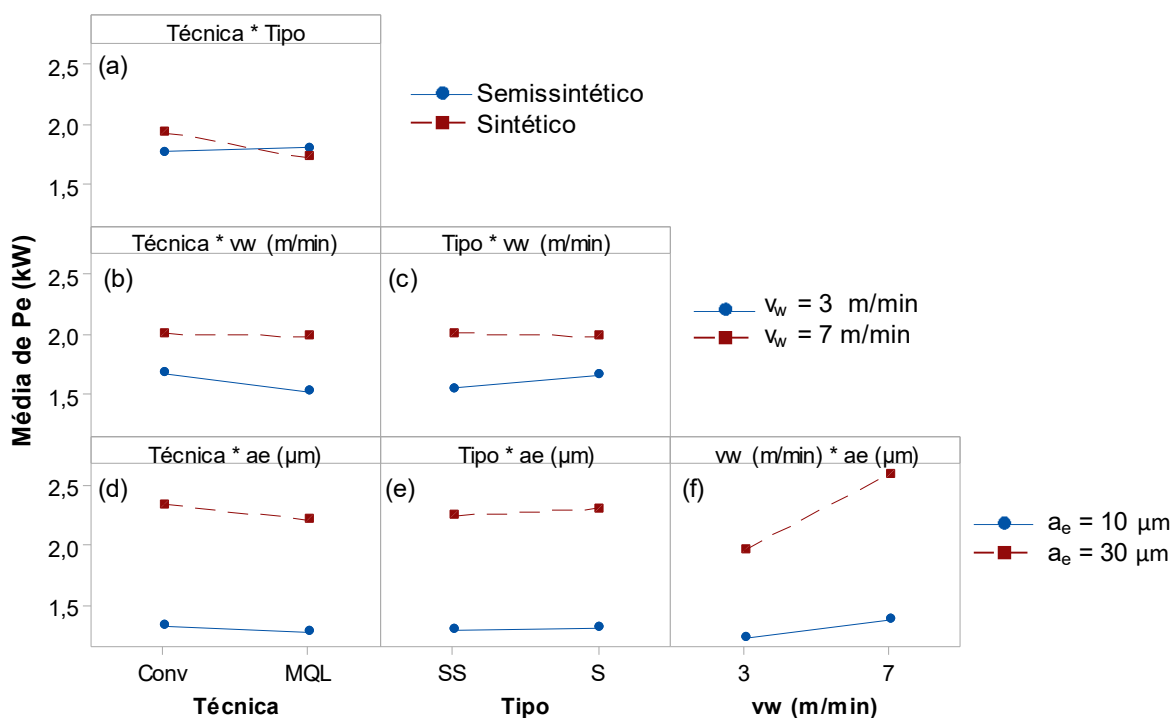


Figura 4.17: Interação entre os fatores técnica de aplicação (A), tipo de fluido de corte (B), velocidade da peça (C) e penetração de trabalho (D) para os resultados de potência elétrica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Ao analisar o gráfico de interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.17(f)], observa-se que o aumento da potência elétrica durante a retificação em função da velocidade da peça foi bem maior após os ensaios de retificação com a penetração de trabalho de 30 μm , o que explica a significância estatística apresentada pela interação entre esses fatores conforme mostrado na Tabela 4.11. Este resultado permite inferir que, diferentemente do que foi observado para os resultados de rugosidade, a potência elétrica

durante a retificação foi muito dependente da taxa de remoção de material específica (Q_w'), que é o resultado do produto entre os parâmetros velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e). No entanto, é importante salientar que, para as condições de corte utilizadas neste trabalho, a potência elétrica foi mais sensível ao aumento da penetração de trabalho (a_e) do que com o aumento da velocidade da peça (v_w) conforme mostrado nos efeitos principais de cada fator (Figura 4.16), resultado este que, conforme mencionado e discutido anteriormente, estão de acordo com o que foi relatado por Gomes et al. (2018).

4.2.2 Resultado para os ensaios do Grupo 2: condições com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL (MQL SS), incluindo as diferentes concentrações de grafeno

Na Tabela 4.12 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) da potência elétrica para os ensaios experimentais realizados com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL, incluindo as diferentes concentrações de grafeno multicamadas (CGM) disperso no fluido (grupo 2 conforme especificado na Tabela 4.1).

Tabela 4.12: ANOVA para os resultados de potência elétrica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	0,11	0,976
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	17,48	0,001
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	76,45	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	0,15	0,960
(1)*(3) CGM* a_e	4	0,08	0,987
(2)*(3) v_w * a_e	1	10,60	0,006
Erro	14		
Total	29		

Conforme pode ser observado na Tabela 4.12, a velocidade da peça, penetração de trabalho e a interação entre eles apresentaram uma influência estatisticamente significativa nos resultados de potência elétrica para um intervalo de confiabilidade de 95%. Por outro lado, a concentração de grafeno e suas interações com v_w e a_e apresentaram nível de significância menores que 3%.

Na Figura 4.18 são mostrados os gráficos de efeitos principais de cada um dos fatores analisado para o grupo 2.

Conforme pode ser observado na Figura 4.18, a variação nas médias gerais de potência elétrica durante os ensaios de retificação apresentou uma variação em função da concentração de grafeno disperso no fluido de corte menor que 5%. Além disso, esta variação

possui um baixo nível de significância estatística conforme mencionado anteriormente. Ao analisar o gráfico de resultados gerais apresentados na Figura 4.15, é possível observar que, de fato, a potência elétrica para as diferentes condições de lubri-refrigeração do grupo 2 são bem similares, principalmente para a condição mais severa de corte ($C4 - v_w = 7 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$). Este resultado mostra que, para as condições utilizadas neste trabalho, a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL não influenciou nos resultados de potência elétrica máxima durante os ensaios de retificação, contrariando os resultados vantajosos que tem sido relatados na literatura sobre o uso de partículas sólidas dispersas em fluido de corte.

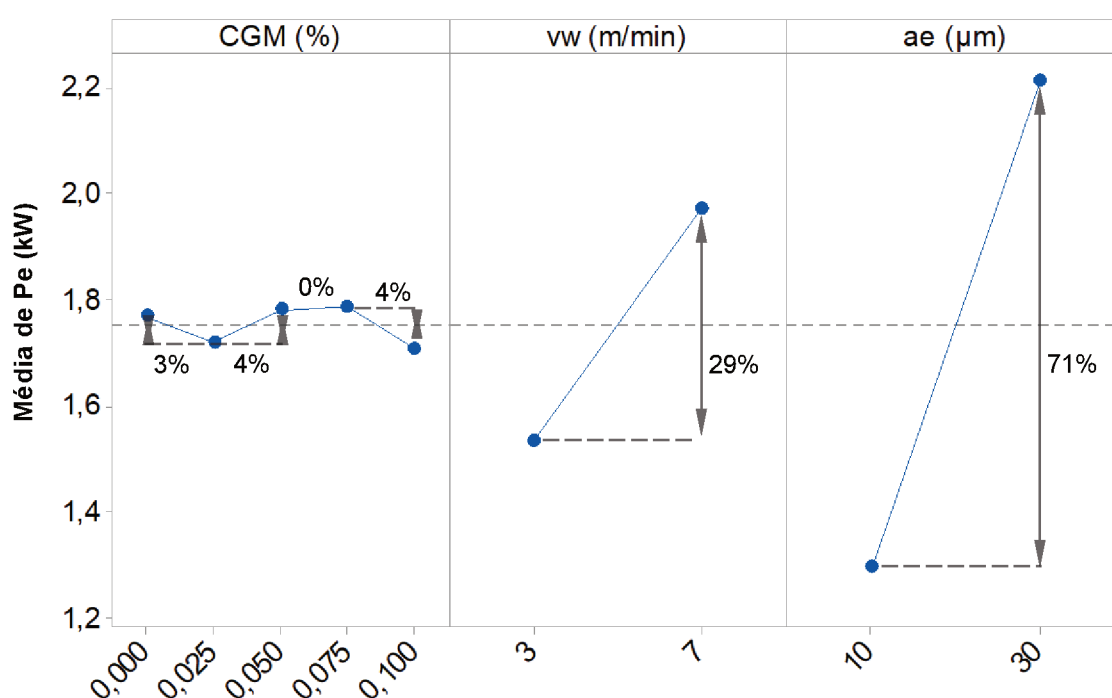


Figura 4.18: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Molaie; Akbari; Movahhedy (2016) analisaram os esforços de corte na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 ($55 \pm 2 \text{ HRC}$) com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de lubri-refrigeração (condição a seco, fluido de corte sintético diluído em água e aplicado pela a técnica convencional, e óleo mineral e de soja aplicados via a técnica MQL, com e sem adição de partículas de MoS_2 , concentrações de 2% e 6%, em massa). Os autores mediram as forças normal e tangencial em um dinamômetro e observaram que a aplicação dos fluidos com estas partículas exigiu menores esforços de corte, principalmente para a força tangencial, em comparação à aplicação do MQL tradicional (sem adição de partículas). Segundo os autores, as partículas formam uma camada protetora (tribo filme) na interface

entre o rebolo e a peça, o que favorece as condições de deslizamento entre os grãos abrasivos e a peça, e reduz, consequentemente, os esforços de corte.

Alberts; Kalaitzidou; Melkote (2009) observaram uma redução na força tangencial com aplicação de partículas de grafeno na retificação plana tangencial do aço ferramenta D-2 (62 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Segundo os autores, a presença das partículas na interface entre o rebolo e a peça contribuem para diminuir o atrito, reduzindo assim os esforços de corte durante a retificação quando comparado à aplicação do fluido ou óleo (sem adição de partículas).

Portanto, os resultados de potência elétrica com baixa significância estatística em função da concentração de grafeno multicamadas no fluido base, conforme observados neste trabalho, podem estar associados ao método de medição de potência elétrica. Por isso, seria importante o auxílio de dinamômetro para realizar medições das forças de corte e realizar nova análise comparativa entre os dois métodos, que fica como uma sugestão para um trabalho futuro.

Em relação aos efeitos principais dos fatores de velocidade da peça e penetração de trabalho, observa-se da Figura 4.18 que a média geral de potência elétrica máxima aumentou em 29% quando v_w aumentou de 3 m/min para 7 m/min, e em 74% quando a_e aumentou de 10 μm para 30 μm , comportamento este bem similar ao observado nos resultados de potência elétrica do grupo 1 (vide Figura 4.16). Conforme já mencionado e discutido nos resultados do grupo 1, o aumento na potência elétrica em função de v_w e a_e pode estar associado a maior taxa de remoção de material e, consequentemente, a maior espessura de cavaco não deformado. De acordo com Malkin e Guo (2008) e Klocke (2009), quanto maior for a espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) e/ou a espessura de corte equivalente (h_{eq}), que são grandezas que aumentam com a velocidade da peça e penetração de trabalho conforme mostrado na Eq. (4) e Eq. (5), respectivamente, maiores serão os esforços de corte. Dessa forma, com o aumento nos esforços de corte, a potência necessária para a realização do corte será maior, comportamento este observado nos resultados deste trabalho, tanto para o grupo 1 quanto para o grupo 2.

Ao analisar os gráficos de interação entre os fatores analisados no grupo 2 conforme Tabela 4.1, mostrados na Figura 4.19, nota-se que a média geral de potência elétrica em função da concentração de grafeno apresentou uma ligeira redução para as concentrações G-25 e G-100 ao empregar a maior velocidade da peça, $v_w = 7$ m/min [Figura 4.19(a)]. Para $v_w = 3$ m/min, os valores de potência elétrica se mantiveram praticamente constantes. Comportamento semelhante também pode ser observado no gráfico de interação entre a concentração de grafeno multicamadas (CGM) e a penetração de trabalho [Figura 4.19(b)]. No entanto, estas interações não apresentaram significância estatística, uma vez que seus valores-P foram próximos de 1 conforme especificado na Tabela 4.12. Este resultado mostra

que a variação na potência elétrica máxima adquirida em função das diferentes concentrações de grafeno multicamadas utilizadas independe das condições de corte, isto é, das condições de velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e).

Em relação a interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.19(c)], observa-se que o aumento na potência em função de v_w foi bem mais expressivo após a usinagem com a maior penetração de trabalho de 30 μm . Comportamento semelhante também foi observado nos resultados de potência do grupo 1 [Figura 4.17(f)], o que indica que os parâmetros de corte, principalmente a penetração de trabalho, foram os fatores que mais exerceram influência nos resultados de potência elétrica durante os ensaios de retificação realizados neste trabalho, independentemente das condições de lubri-refrigeração.

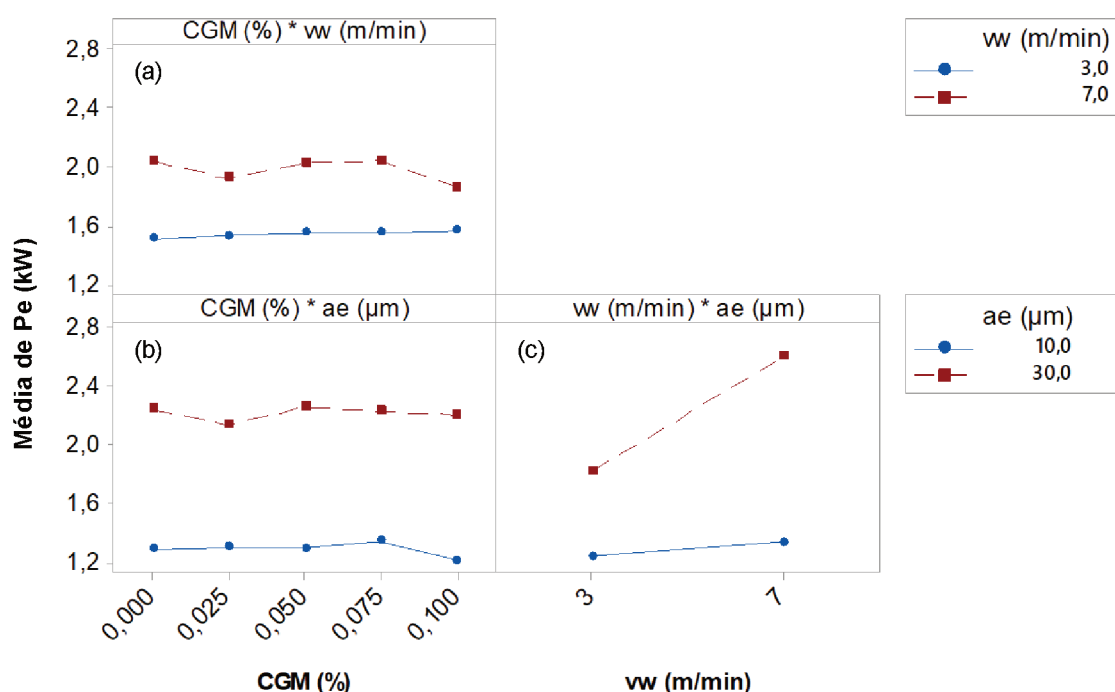


Figura 4.19: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Na Tabela 4.13 são mostrados o percentual na potência elétrica máxima adquirida durante os ensaios de retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 2 em relação com os resultados do mesmo parâmetro obtidos no grupo 1, considerando a média geral dentre as condições de corte utilizadas.

Tabela 4.13: Variação percentual das médias gerais potência elétrica máxima durante os ensaios de retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 2 em comparação com as do grupo 1.

Potência elétrica máxima					
	Média [kW]	MQL SS G-25	MQL SS G-50	MQL SS G-75	MQL SS G-100
Conv SS	1,74	↓ 1%	↑ 2%	↑ 2%	↓ 2%
Conv S	1,95	↓ 11%	↓ 9%	↓ 9%	↓ 12%
MQL SS	1,77	↓ 3%	0	0	↓ 4%
MQL S	1,71	↑ 1%	↑ 4%	↑ 4%	0

Seta apontada para cima (↑) indica aumento na potência elétrica máxima, e aquela apontada para baixo (↓), redução.

Conforme pode ser observado na Tabela 4.13, a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte semissintético proporcionou, independente da concentração utilizada, resultados semelhantes no que diz respeito à potência elétrica máxima durante a retificação quando comparado às diferentes condições de lubri-refrigeração do grupo 1 (condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno multicamadas), com exceção daquela em que foi utilizado o fluido de corte do tipo sintético aplicado pela técnica convencional (Conv S). Esta foi a condição que resultou nos maiores valores de potência elétrica máxima, um reflexo da baixa capacidade lubrificante da combinação entre a técnica convencional e fluido de corte sintético diluído em água.

4.2.3 Resultados para os ensaios do Grupo 3: condições com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), incluindo as diferentes concentrações de grafeno

Na Tabela 4.14 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) para os resultados de potência elétrica máxima para o grupo 3 conforme especificado na Tabela 4.1.

Tabela 4.14: ANOVA para os resultados de potência elétrica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	0,88	0,502
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	41,97	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	221,15	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	0,85	0,517
(1)*(3) CGM* a_e	4	1,54	0,244
(2)*(3) v_w * a_e	1	16,34	0,001
Erro	14		
Total	29		

Da Tabela 4.14 nota-se que a velocidade da peça e penetração de trabalho, bem como a interação entre ambos, foram estatisticamente significativos para os resultados de potência elétrica máxima, semelhante ao que foi observado para os grupos 1 e 2. Além disso, a concentração de grafeno multicamadas, bem como sua interação com os parâmetros de corte v_w e a_e , apresentaram baixo nível de significância (altos valores de p).

Ao observar os gráficos de efeitos principais, mostrados na Figura 4.20, observa-se que a variação nas médias gerais de potência elétrica máxima em função da concentração de grafeno disperso no fluido de corte sintético foi maior que aquela observada para o fluido do tipo semissintético (grupo 2). Nota-se ainda que houve uma redução na média geral de potência elétrica de 7% ao realizar ensaios com o fluido contendo grafeno na menor concentração (0,025% - G-25), em comparação com aquela observada para aplicação do fluido de corte sintético pela técnica MQL tradicional (sem adição de grafeno – G-0). Para concentrações de grafeno superior a G-25 não foi observado um padrão na média geral dos resultados de potência elétrica.

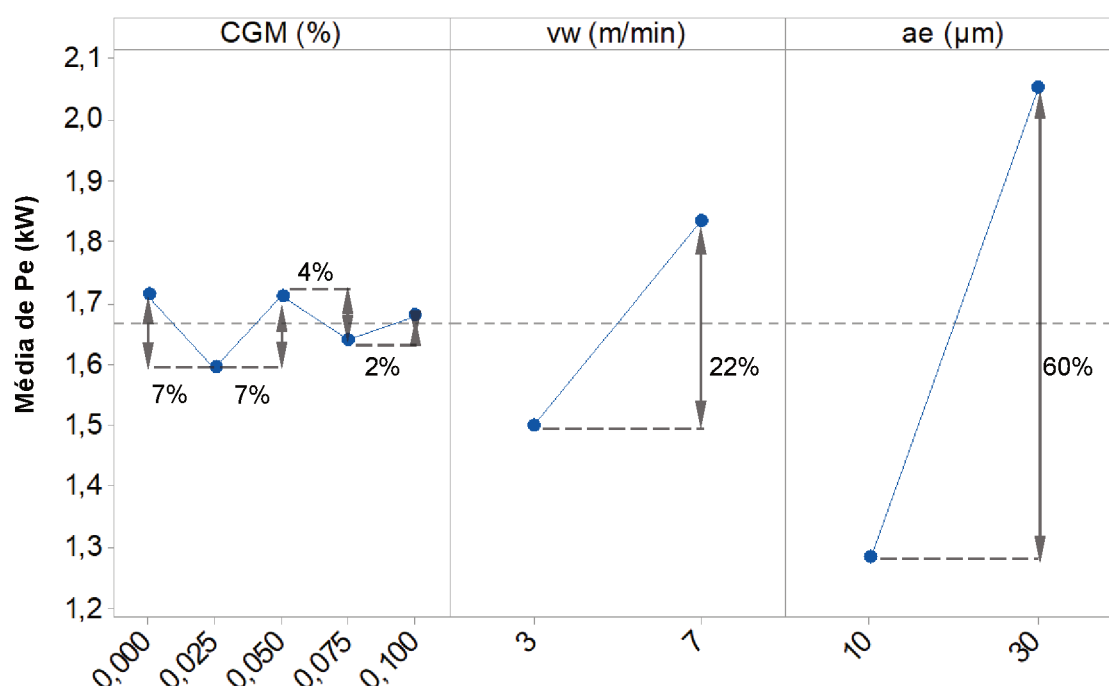


Figura 4.20: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Ainda em relação à variação da potência elétrica durante a retificação do aço SAE 52100 em função das diferentes concentrações de grafeno disperso no fluido de corte sintético, é importante salientar que estas variações possuem significância estatística menor que 50% conforme mostrado na Tabela 4.14. Dessa forma, conforme discutido para os resultados de potência elétrica do grupo 2, pode-se afirmar que a adição de grafeno no fluido de corte

sintético não alterou os sinais de potência elétrica em comparação à aplicação do fluido base (apenas óleo).

No que diz respeito à variação nas médias gerais de potência elétrica em função das condições de corte, observa-se da Figura 4.20 que o aumento em v_w de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na potência elétrica máxima de 22%, enquanto que o aumento em a_e de 10 μm para 30 μm resultou em um aumento bem mais expressivo e igual a 60%, quase 3 vezes maior que aquele causado pela velocidade da peça. Este resultado é similar aqueles observados para os grupos 1 e 2 e corrobora o fato de que a potência elétrica durante o processo de retificação foi mais sensível à variação da penetração de trabalho que a variação na velocidade da peça, independente da condição de lubri-refrigeração utilizada. Esta observação está de acordo com os resultados relatados por Gomes et al. (2018).

Com relação ao aumento da potência elétrica em função de v_w e a_e , este comportamento está associado, conforme já mencionado anteriormente na discussão dos resultados dos grupos 1 e 2, ao aumento da taxa de remoção de material. Quanto maior a taxa de remoção de material, maior será a espessura de cavaco não deformado e, conseqüentemente, maiores serão os esforços de corte durante o processo de retificação (MALKIN; GUO, 2009, KLOCKE, 2009). Como a potência do motor elétrico da máquina-ferramenta está diretamente associada à potência de corte, que por sua vez é função direta da força tangencial conforme mostrado na Eq. (7), o aumento nos esforços de corte, devido ao aumento nos parâmetros v_w e a_e , resulta em um aumento na potência elétrica conforme observado nos resultados do grupo 3 (Figura 4.20).

Ao analisar os gráficos de interação entre os fatores analisados no grupo 3 conforme especificado na Tabela 4.1, mostrados na Figura 4.21, observa-se que as variações no resultado de potência elétrica em função das diferentes concentrações de grafeno foram mais expressivas para as condições com maior v_w e maior a_e , conforme pode ser observado na Figura 4.21(a) e Figura 4.21(b). No entanto, estas variações não apresentaram significância estatística conforme mostrado na Tabela 4.14 (altos valores de p).

Por fim, assim como foi observado para os grupos 1 e 2, do gráfico de interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.21(c)] observa-se que o aumento na potência em função de v_w é mais expressivo ao empregar a maior penetração de trabalho ($a_e = 30 \mu\text{m}$), fato este associado à influência bastante significativa da taxa de remoção de material específica (Q_w') para os resultados de potência elétrica conforme já discutido anteriormente.

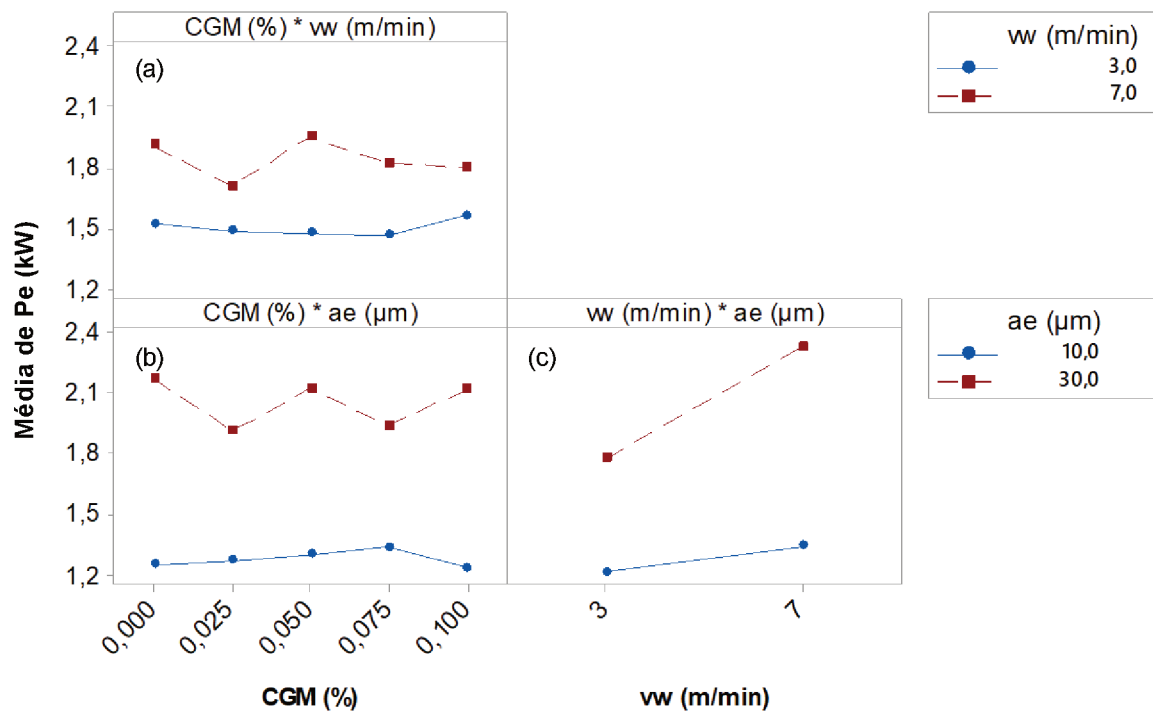


Figura 4.21: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de potência elétrica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Na Tabela 4.15 são mostradas as variações percentuais na potência elétrica máxima adquirida durante os ensaios de retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 3 em relação aos valores obtidos após a usinagem nas condições do grupo 1, considerando a média geral dentre as condições de corte utilizadas.

Tabela 4.15: Variação percentual das médias gerais potência elétrica máxima durante os ensaios de retificação com as condições de lubri-refrigeração do grupo 3 em comparação com as do grupo 1.

	Potência elétrica máxima				
	Média [kW]	MQL S G-25	MQL S G-50	MQL S G-75	MQL S G-100
Conv SS	1,74	↓ 8%	↓ 2%	↓ 5%	↓ 4%
Conv S	1,95	↓ 18%	↓ 13%	↓ 15%	↓ 14%
MQL SS	1,77	↓ 10%	↓ 4%	↓ 7%	↓ 5%
MQL S	1,71	↓ 7%	↓ 1%	↓ 4%	↓ 2%

Seta apontada para cima (↑) indica aumento na potência elétrica máxima, e aquela apontada para baixo (↓), redução.

Com base nas variações percentuais mostradas na Tabela 4.15 é possível observar que as condições de lubri-refrigeração com adição de grafeno multicamadas no fluido de corte sintético resultaram nas menores potências elétricas máximas durante o processo de retificação em comparação com as condições de atmosfera de usinagem do grupo 1

(condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno multicamadas) e, consequentemente, do grupo 2 (condições de lubri-refrigeração com fluido de corte semissintético com adição de grafeno e aplicado via a técnica MQL – vide Tabela 4.13).

No entanto, este resultado é mais consequência da tendência de menores valores de potência elétrica durante a retificação com a técnica MQL, dada sua maior capacidade de lubrificação (WANG et al., 2016b), do que a presença do grafeno no fluido de corte sintético, fator este que não demonstrou significância estatística para os resultados de potência elétrica conforme mencionado e discutido anteriormente.

4.3 Energia específica

Na Figura 4.22 são apresentados os resultados de energia específica em função das diferentes condições de lubri-refrigeração avaliadas neste trabalho, para as quatro (4) condições de corte utilizadas, C1, C2, C3 e C4, conforme Tabela 3.3.

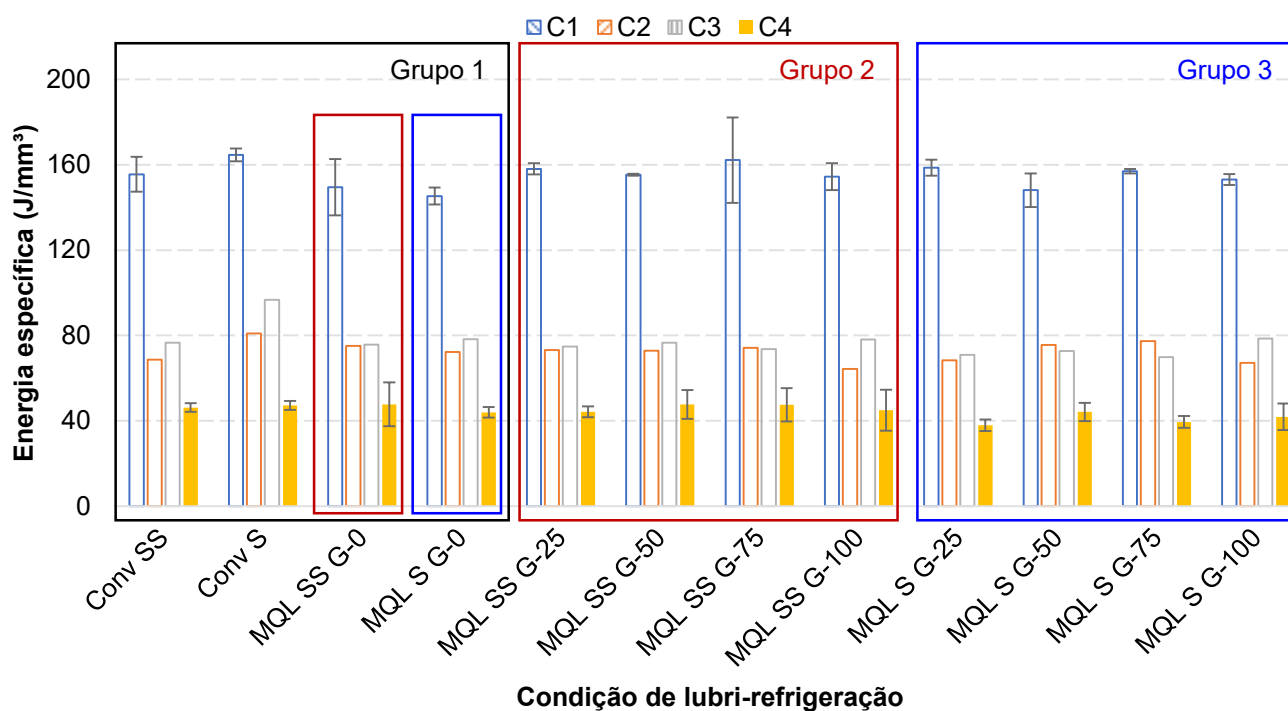


Figura 4.22: Energia específica de retificação do aço SAE 52100 com rebolo de alumina branca em função da atmosfera de usinagem e com diferentes condições de corte utilizadas neste trabalho.

Da Figura 4.22 observa-se que os valores de energia específica variaram entre 38 J/mm³, observado para a condição de corte C4 e condição de lubri-refrigeração com fluido de corte sintético com 0,025% de grafeno aplicado via a técnica MQL (MQL S G-25), e

165 J/mm³, observado para a condição de corte C1 e condição de lubri-refrigeração com fluido de corte sintético aplicado pela técnica convencional (Conv S).

Ainda da Figura 4.22, é possível observar os valores de energia específica apresentam, no geral, uma redução exponencial com o aumento da taxa de remoção de material, isto é, quando a condição de corte passa de C1 para C2, de C2 para C3 e de C3 para C4. Conforme especificado na Tabela 3.3, as quatro condições de corte utilizadas neste trabalho se diferenciam de acordo com a taxa de remoção de material específica (Q_w'), sendo estas de 0,50 mm³/(mm.s), 1,17 mm³/(mm.s), 1,50 mm³/(mm.s) e 3,50 mm³/(mm.s) para as condições C1, C2, C3 e C4, respectivamente. Dessa forma, observa-se da Figura 4.22 que o aumento na taxa de remoção de material específica resultou em uma redução exponencial na energia específica durante o processo de retificação, independentemente da condição de lubri-refrigeração.

Este comportamento pode ser melhor observado nos gráficos da Figura 4.23, em que são mostradas as curvas de energia específica em função de Q_w' para as condições de lubri-refrigeração que proporcionaram o pior e melhor ajuste da curva exponencial, que foram as condições MQL SS G-100 e MQL S G-75, respectivamente.

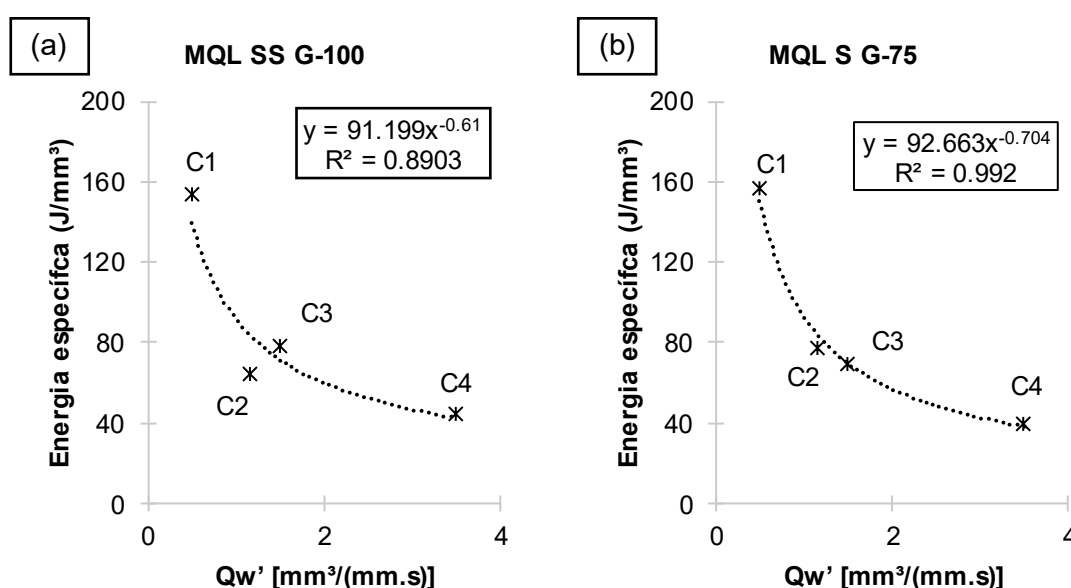


Figura 4.23: Curva de energia específica em função da taxa de remoção de material específica (Q_w') para as condições de lubri-refrigeração MQL SS G-100 (a) e MQL S G-75 (b).

O comportamento das curvas de energia específica, conforme observado nos gráficos da Figura 4.23, é bem semelhante aquele apresentado por Malkin e Guo (2008) e que está ilustrado na Figura 2.7 (no tópico de força, potência e energia específica no processo de retificação plana tangencial, Capítulo II). Nota-se que a curva de energia específica tende a se estabilizar para maiores valores de Q_w' , mas aumenta exponencialmente com a redução

desta variável. Este comportamento está associado à energia consumida no processo para os estágios de formação de cavaco referentes as deformações elásticas e plásticas (atrito e micro mecanismo de sulcamento), que se tornam relativamente maiores que a energia consumida para o corte em pequenas taxas de remoção de material, fenômeno comumente conhecido como efeito escala (MALKIN; GUO, 2008).

É importante salientar que a energia específica calculada neste trabalho se refere à energia específica elétrica consumida pelo motor e não à energia específica mecânica. Portanto, assim como os resultados de potência elétrica, os valores de energia específica aqui apresentados não levam em consideração as perdas relacionadas à eficiência do motor elétrico e transmissão por correia. No entanto, a energia específica elétrica pode ser comparável à energia mecânica, visto que a potência elétrica do motor é proporcional, embora não diretamente, à sua carga e, conseqüentemente, aos esforços de corte.

Tawakoli et al. (2011) realizaram ensaios de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 (89A60I6V), $v_s = 30$ m/s, $v_w = 3$ m/min e $a_e = 30$ μ m, condições de corte bem semelhantes à condição de corte C3 deste trabalho. Os autores calcularam a energia específica de corte por meio da força tangencial para retificação com fluido de corte aplicado pela técnica convencional e MQL tradicional (com óleo + ar comprimido). Na Tabela 4.16 é mostrada uma comparação entre os resultados de energia específica calculados para este presente trabalho com aqueles relatados por Tawakoli et al, (2011), considerando a condição de corte C3 e condições de lubri-refrigeração semelhantes (Conv SS, Conv S, MQL SS e MQL S).

Conforme mostrado na Tabela 4.16, nota-se que os valores obtidos neste trabalho estão bem próximos do observado por Tawakoli et al. (2011), uma vez que o rendimento do motor é de 85,1% em corrente nominal, conforme especificação no próprio motor da máquina-ferramenta, e o rendimento de transmissão por correia é de aproximadamente 95%, resultando, portanto, em um coeficiente de ajuste de aproximadamente 0,8 ($0,85 \times 0,95$).

Tabela 4.16: Comparação entre valores de energia específica observados para a condição de corte C3 com aqueles calculados por Tawakoli et al. (2011).

Energia específica para condição de corte C3				Tawakoli et al. (2011)	
[J/mm ³]				[J/mm ³]	
Conv SS	Conv S	MQL SS	MQL S	Conv	MQL
76	97	76	78	58	59

A seguir serão analisados os resultados de energia específica mostrados na Figura 4.22, de acordo com os grupos especificados na Tabela 4.1, de maneira semelhante ao que foi feito para os resultados de rugosidade e potência elétrica.

4.3.1 Resultados para os ensaios do Grupo 1: condições com aplicação de fluido de corte sem adição de grafeno multicamadas

Na Tabela 4.17 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) realizada para os resultados de energia específica da Figura 4.22 para o grupo 1 conforme Tabela 4.1, isto é, os ensaios de retificação realizados com os fluido de corte semissintético e sintético, sem adição de grafeno multicamadas, aplicados via as técnicas convencional e MQL (Conv SS, Conv S, MQL SS e MQL S). Os fatores analisados foram a técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e), bem como a interação entre cada fator.

Conforme pode ser observado da Tabela 4.17, a técnica de aplicação, velocidade da peça e penetração de trabalho apresentaram valores-P menores que 0,05, sendo, portanto, estatisticamente significativos para os resultados de energia específica, considerando um intervalo de confiabilidade de 95%. A interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte, bem como a interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho, também apresentaram influência estatisticamente significativa.

Tabela 4.17: ANOVA para os resultados de energia específica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Técnica de aplicação	1	6,08	0,028
(2) Tipo de fluido	1	1,46	0,248
(3) Velocidade da peça (v_w)	1	462,18	0,000
(4) Penetração de trabalho (a_e)	1	347,09	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) Técnica de aplicação*Tipo de fluido	1	4,89	0,046
(1)*(3) Técnica de aplicação* v_w	1	3,55	0,082
(1)*(4) Técnica de aplicação* a_e	1	0,09	0,774
(2)*(3) Tipo de fluido* v_w	1	0,93	0,353
(2)*(4) Tipo de fluido* a_e	1	0,06	0,816
(3)*(4) v_w * a_e	1	67,51	0,000
Erro	13		
Total	23		

Na Figura 4.24 são mostrados os efeitos principais de cada um dos fatores analisados no grupo 1 para os resultados de energia específica.

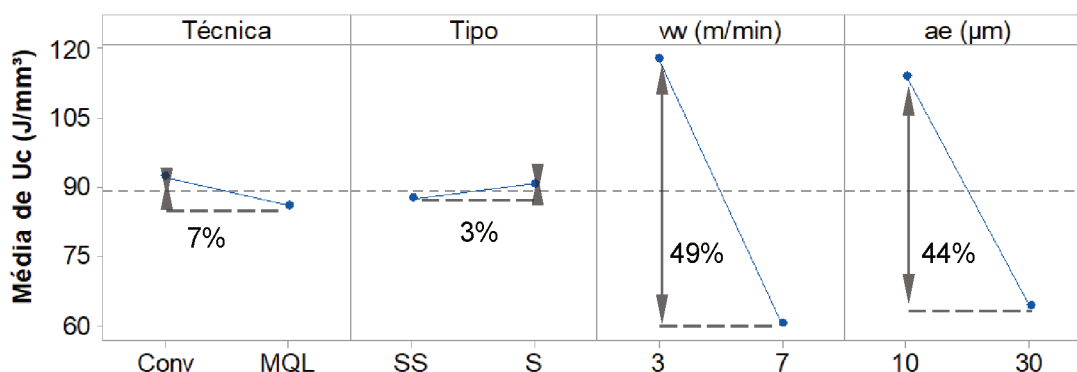


Figura 4.24: Efeitos principais dos fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 1, conforme Tabela 4.1.

Com relação ao efeito da velocidade da peça e penetração de trabalho nos resultados de energia específica, observa-se da Figura 4.24 um comportamento inverso daquele apresentado nos resultados de potência elétrica, isto é, maiores valores de energia específica foram obtidos após a usinagem em condições mais brandas, que representam uma menor remoção de material da peça. O aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min reduziu a energia específica em 49%, enquanto o aumento na penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm reduziu em 44%.

O maior valor de energia específica obtido para usinagem com menor taxa de remoção de material está associado, conforme discutido anteriormente, ao efeito escala. Embora a potência elétrica durante a retificação em condições de corte mais brandas seja menor conforme observado nos resultados de potência deste trabalho (Figura 4.15), a quantidade de material removido no processo é muito menor se comparado as condições mais severas, fazendo com que o denominador da equação da energia específica – vide Eq. (8) – assumam valores bem pequenos. E isso faz com que a energia específica seja maior, mesmo para menores valores de potência elétrica, o que implica em menor eficiência do processo, uma vez que grande quantidade de energia é consumida apenas nas etapas de deformação elástica e plástica do material, em detrimento do corte/cisalhamento do mesmo com consequente formação de cavaco.

Esta é uma evidência do fenômeno conhecido por efeito escala na retificação, que está relacionado à espessura de cavaco não deformado. Quando a espessura de cavaco é muito pequena, o mecanismo de formação do cavaco não segue a teoria da formação de cavaco clássica para a usinagem em escala macrométrica, e assim há a predominância da etapa de deformação plástica sem que haja a remoção de material. Com isso, ocorre um aumento da energia específica (ROWE; CHEN, 1997), conforme observado nos resultados deste trabalho.

Heinzel e Kolkwitz (2019) analisaram a energia específica na retificação plana tangencial do aço endurecido AISI 4240 (46 ± 2 HRC) com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de taxa de remoção de material específica (Q_w'). Os resultados apresentados pelos autores mostram uma redução exponencial na energia específica com o aumento de Q_w' , mesmo as maiores taxas de remoção de material apresentando maiores esforços de corte. Eles observaram ainda que aumento na taxa de remoção de material não é acompanhado por um aumento correspondente nos esforços de corte, o que leva à redução na energia específica devido ao maior volume de material removido.

Singh; Rao; Ghosh (2012) também calcularam a energia específica na retificação de aço SAE 1018 com abrasivo de óxido de alumínio e observaram uma redução exponencial nesta variável de saída com o aumento da penetração de trabalho. De acordo com os autores, a energia total consumida na retificação é a soma de quatro componentes: cisalhamento, sulcamento, atrito primário (referente ao deslizamento do grão sem que ocorra penetração efetiva) e secundário (atrito entre o grão abrasivo e o material sendo deslocado para suas laterais). Eles ainda explicam que a parcela de energia específica referente ao sulcamento do material aumenta drasticamente para menores valores de penetração de trabalho (a_e), enquanto as demais permanecem praticamente constantes. Por consequência, a energia específica total aumenta para menores valores de a_e , conforme observado nos resultados deste trabalho (Figura 4.24).

Com relação às condições de lubri-refrigeração, pode-se observar da Figura 4.24 que a média geral de energia específica (U_c) para retificação com a técnica MQL foi 7% menor, em comparação com a técnica convencional. Além disso, a utilização do fluido de corte semissintético também proporcionou uma tendência de reduzir, na média geral, a energia específica em relação ao fluido de corte sintético, sendo esta redução, no entanto, de apenas 3%. A explicação para este resultado está associada aos menores valores de potência elétrica observados, no geral, na retificação com a técnica MQL em comparação à técnica convencional, bem como na retificação com o fluido semissintético em comparação ao sintético, conforme mostrado na Figura 4.16. Os menores valores de potência elétrica fazem com que o numerador da equação da energia específica [Eq. (8)] seja menor também, resultando, para uma mesma condição de remoção de material, em menores valores de energia específica.

No entanto, é importante salientar que, conforme discutido e também observado nos resultados de potência elétrica, a eficiência da condição de lubri-refrigeração não depende, separadamente, da técnica de aplicação e/ou do fluido de corte, mas da combinação de ambos, o que explica a significância estatística da interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte para os resultados de energia específica conforme mostrado na Tabela 4.17.

Tawakoli et al. (2011) calcularam a energia específica durante a retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com diferentes tipos de rebolo e condições de lubri-refrigeração, incluindo diferentes tipos de fluidos integrais e à base de água aplicados via a técnica MQL, além do fluido sintético (Castrol Syntilo XPS) que foi aplicado pela técnica convencional (concentração de 5%). Os autores relataram que a energia específica variou de com as diferentes condições de lubri-refrigeração, sendo que o menor foi registrado ao empregar o rebolo de Al_2O_3 de baixa porosidade (89A60I6V217) com a condição de lubri-refrigeração MQL tradicional. Este resultado foi atribuído a menor força tangencial para esta condição de retificação, consequência da maior capacidade de lubrificação proporcionada pela técnica MQL.

Na Figura 4.25 são mostrados os gráficos de interação entre os fatores para os resultados de energia específica do grupo 1 conforme especificado na Tabela 4.1.

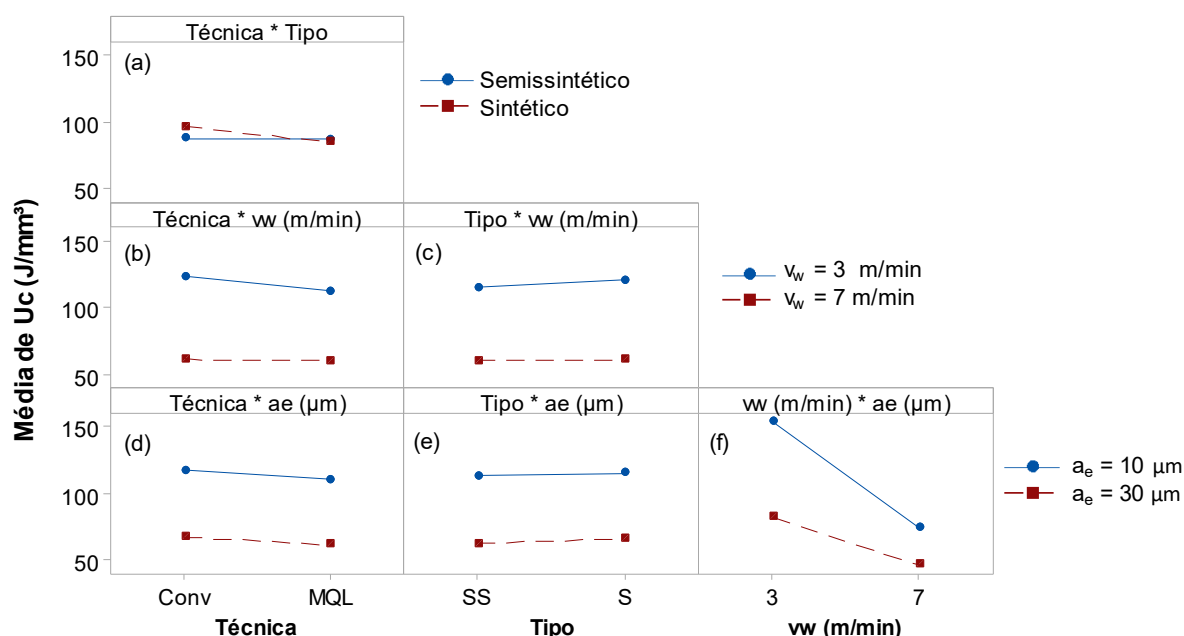


Figura 4.25: Interação entre os fatores técnica de aplicação, tipo de fluido de corte, velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 1 conforme Tabela 4.1.

Do gráfico de interação entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte [Figura 4.25(a)] é possível observar que, assim como ocorreu para os resultados de potência elétrica, o fluido de corte sintético aplicado pela técnica MQL resultou nos menores valores de energia específica, em relação ao fluido semissintético aplicado via técnica convencional. Ruzzi et al. (2017) realizaram ensaios de retificação cilíndrica do aço endurecido AISI 4340 com rebolo de CBN e fluido de corte aplicado via técnica MQL, com e sem aplicação de bocal de limpeza, e observaram que a superfície retificada apresentou melhor acabamento após retificação com o bocal de limpeza, principalmente quando utilizado fluido de corte com maior viscosidade

(sem diluição em água). Segundo os autores, um fluido com viscosidade maior possui menor a capacidade de remover os cavacos da zona de contato e poros do rebolo, contribuindo, assim, para o fenômeno indesejado de empastamento do rebolo.

A mesma explicação de Ruzzi et al. (2017) pode ser utilizada para justificar os maiores valores de energia específica obtidos após a retificação com o fluido semissintético aplicado pela técnica MQL neste trabalho, consequência da alta viscosidade deste fluido em comparação ao sintético. Como os parâmetros para o cálculo da energia específica, Eq (8), a_e , a_p , v_w , e v_s , são os mesmos para as diferentes condições de lubri-refrigeração, acredita-se que seja a força tangencial o único fator que possa ter sofrido variação. Um rebolo empastado faz com que a força de corte (que inclui a força tangencial) aumente, e assim elevando a energia específica.

Com o empastamento do rebolo, a sua capacidade de corte diminui, uma vez que muitos de seus poros, bem como grãos abrasivos, estão cobertos pela mistura de fluido de corte e cavaco. Como consequência, a penetração efetiva dos grãos abrasivos na peça é prejudicada, favorecendo o mecanismo de sulcamento (deformações elásticas e plásticas) em detrimento do cisalhamento do material. Com isso, haverá elevação da energia específica e, consequentemente, queda do desempenho do processo de retificação.

Heinzel e Kolkwitz (2019) analisaram a energia específica do aço endurecido AISI 4240 (46 ± 2 HRC) com rebolo de Al_2O_3 , variando diferentes geometrias de bocal e vazões para aplicação do fluido de corte, com e sem sistema de limpeza para o rebolo. Eles observaram que a utilização do sistema de limpeza do rebolo durante o processo minimizou o empastamento do rebolo e promoveu a exposição das arestas dos abrasivos por mais tempo. Eles relataram ainda que o sistema de limpeza do rebolo contribui para melhoria do processo de retificação, pois proporcionou uma efetiva taxa de remoção de material, elevação da relação G e redução da energia específica de corte, independentemente da vazão e geometria do bocal utilizado.

Ainda da Figura 4.25, pode-se observar que as interações entre a técnica de aplicação e tipo de fluido de corte com as condições de corte [Figura 4.25(b) e (e)], apresentam gráficos com retas praticamente paralelas, o que explica os baixos níveis de significância destas interações, conforme mostrado na Tabela 4.17. De forma diferente, do gráfico de interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.25(f)] observa-se que os resultados de energia específica variam bastante de acordo com os diferentes níveis de v_w e a_e , consequência direta da grande influência que a taxa de remoção de material específica (Q_w') exerce nos resultados de energia específica, conforme já comentado anteriormente e mostrado nos gráficos da Figura 4.23.

4.3.2 Resultados para os ensaios do Grupo 2: condições com fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL (MQL SS), incluindo as diferentes concentrações de grafeno

Na Tabela 4.18 é mostrado o resultado da análise de variância (ANOVA) realizada para os resultados de energia específica da Figura 4.22 para o grupo 2, conforme Tabela 4.1, condições dos ensaios realizados com o fluido de corte semissintético aplicado via técnica MQL, incluindo as diferentes concentrações de grafeno multicamadas. Neste caso, os fatores analisados na ANOVA foram a concentração de grafeno multicamadas (CGM), os parâmetros de corte (v_w e a_e) e suas interações. Da Tabela 4.18 observa-se que os fatores velocidade da peça (v_w), penetração de trabalho (a_e) e a interação entre eles foram os únicos que apresentaram significância estatística para uma confiabilidade de 95%. A concentração de grafeno multicamadas e sua interação com os demais fatores apresentaram níveis de significância (1-p) menores que 15%. Este resultado mostra que, semelhante ao observado para os resultados de potência elétrica (Tabela 4.12), a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte semissintético não afetou os resultados de energia específica na retificação do aço endurecido SAE 52100 com as condições utilizadas neste trabalho.

Tabela 4.18: ANOVA para os resultados de energia específica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	0,24	0,912
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	304,30	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	263,69	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	0,27	0,893
(1)*(3) CGM* a_e	4	0,31	0,864
(2)*(3) v_w * a_e	1	70,11	0,000
Erro	14		
Total	29		

Na Figura 4.26 são mostrados os gráficos de efeitos principais para os resultados de energia específica de cada um dos fatores analisados no grupo 2.

Da Figura 4.26 nota-se que a variação na energia específica em função da concentração de grafeno é bem pequena, inferior a 5%. Embora exista uma certa tendência de aumento na energia específica com a concentração de grafeno multicamadas até 0,075% (G-75), seguida de uma redução para a maior concentração, 0,100% (G-100), não pode-se afirmar com base na análise estatística que a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte semissintético tenha exercido algum efeito na energia específica, uma vez que o valor-P desses resultados

é muito alto ($> 0,9$), conforme mostrado na Tabela 4.18 e mencionado anteriormente. Este resultado permite inferir que a concentração de grafeno multicamadas é um parâmetro que possui baixíssima significância estatística. Contudo, este resultado vai na contramão do que é normalmente reportado na literatura, em que a presença de partículas sólidas no fluido de corte aplicado via técnica MQL exerce, a priori, um efeito benéfico na energia específica, isto é, de causar redução. Alberts; Kalaitzidou; Melkote (2009), Zhang et al. (2015) e Singh et al. (2019) afirmam que a formação do filme de proteção das partículas (tribo filme) tendem a diminuir o coeficiente de atrito e, conseqüentemente, a energia específica do processo de retificação.

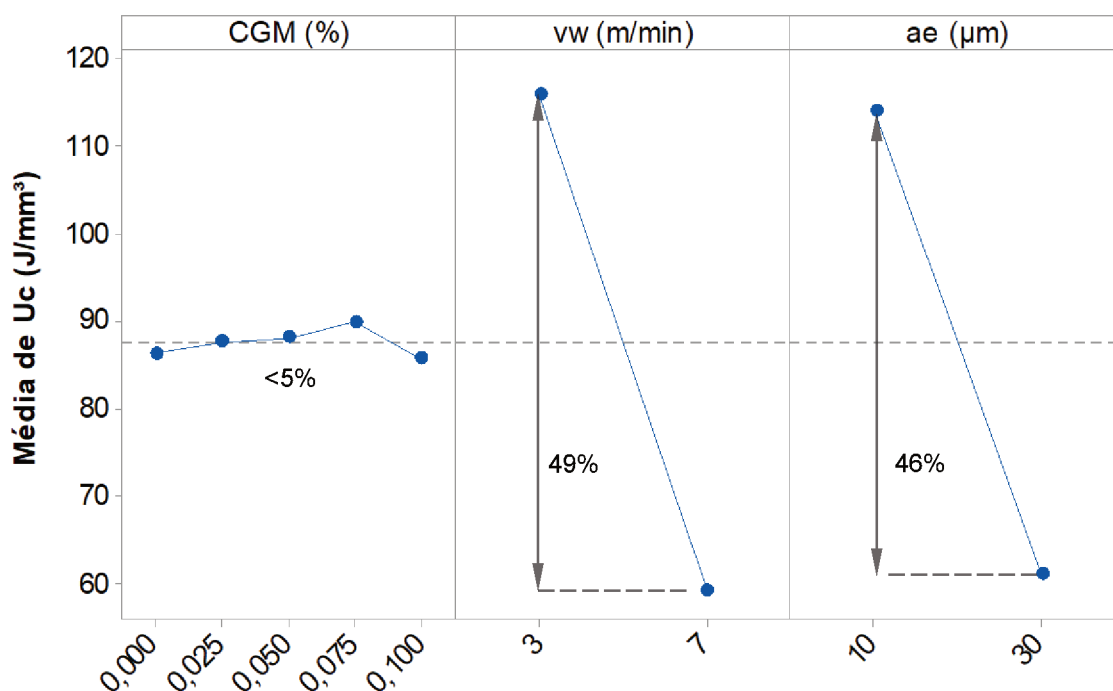


Figura 4.26: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 2, conforme Tabela 4.1.

O fato da adição de grafeno no fluido de corte semissintético aplicado via a técnica MQL não exercer influência nos resultados de energia específica para as condições analisadas neste trabalho pode estar associado, conforme comentado nas discussões dos resultados de potência elétrica, ao método de medição desta variável de saída. Dessa forma, caso a energia específica de corte fosse calculada a partir da força tangencial obtida via um dinamômetro, os resultados poderiam apontar certa influência das partículas de grafeno.

Com relação à variação da energia específica em função da velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e), observa-se da Figura 4.26 que o aumento em v_w de 3 m/min para 7 m/min resultou em menor energia específica, com queda de 49%, enquanto o aumento em a_e de 10 μm para 30 μm diminuiu a energia específica em 46%.

Este resultado é bem semelhante ao observado para o grupo 1 e está associado, conforme já mencionado, ao fato de que o aumento em v_w e a_e resulta em um aumento na taxa de remoção de material mais expressivo que o aumento causado nos esforços de corte. Isto faz com que o denominador da equação da energia específica aumente em maior proporção que o numerador [Eq. (8)] para maiores valores de v_w e a_e , resultando em uma diminuição da energia específica conforme observado nos resultados deste trabalho.

Na Figura 4.27 são mostrados os gráficos de interação dos resultados de energia específica para o grupo 3 conforme especificado na Tabela 4.1. Nota-se que os gráficos de interação entre a concentração de grafeno com a velocidade da peça e penetração de trabalho (Figura 4.27(a) e Figura 4.27(b), respectivamente) apresentam curvas praticamente paralelas entre si, indicando que a variação de energia específica em função da concentração de grafeno apresentou o mesmo comportamento, independentemente da velocidade da peça e penetração de trabalho utilizadas. O comportamento dessas curvas é consequência do baixo nível de significância apresentado por estas interações, conforme mostrado no resultado da ANOVA (Tabela 4.18).

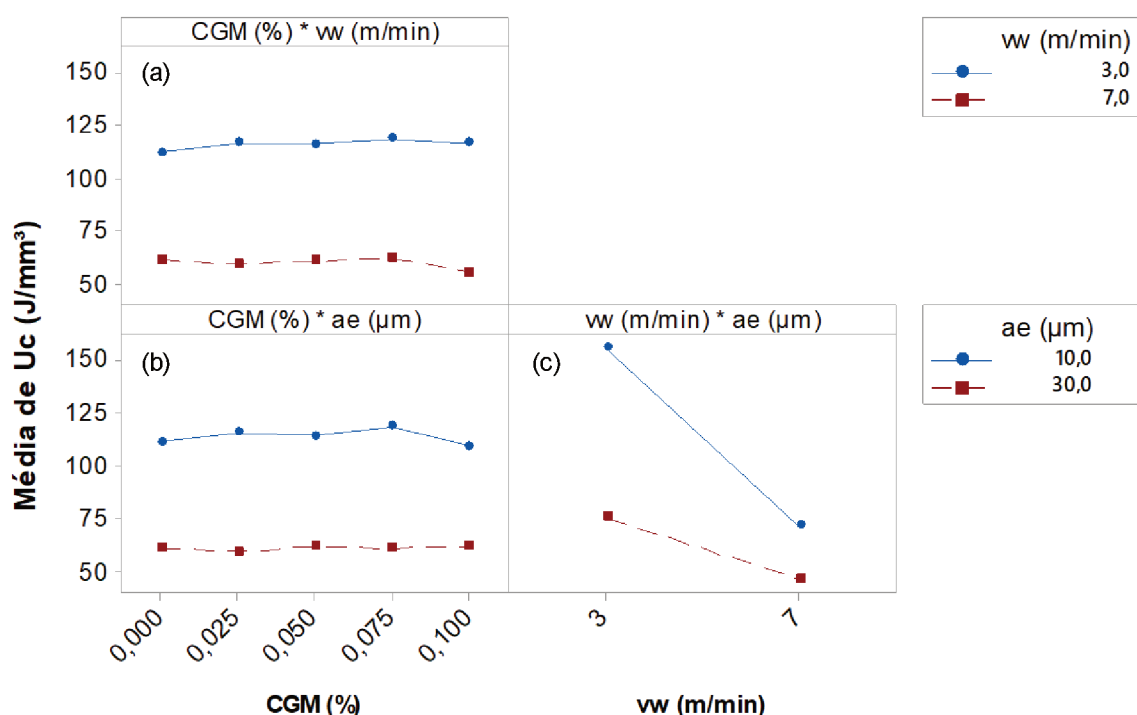


Figura 4.27: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 2 conforme Tabela 4.1.

Com relação à interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.27], observa-se que o aumento na energia específica com a diminuição da velocidade da peça é bem mais expressivo quando utilizada a penetração de trabalho de 10 μm , resultado este que explica o alto nível de significância estatística da interação entre v_w e a_e . Este

resultado é similar ao observado para o grupo 1 e está associado, conforme mencionado anteriormente, à alta influência da taxa de remoção de material específica (Q_w') nos resultados de energia específica.

4.3.3 Resultado para os ensaios do Grupo 3: condições com fluido de corte sintético aplicado via técnica MQL (MQL S), incluindo as diferentes concentrações de grafeno

Na Tabela 4.19 é mostrado o resultado de análise de variância (ANOVA) realizado para energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1. Os gráficos de efeitos principais e de interações são mostrados na Figura 4.28 e Figura 4.29, respectivamente.

Tabela 4.19: ANOVA para os resultados de energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Fator	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	0,13	0,968
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	1233,93	0,000
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	1145,65	0,000
Interações de 2 fatores			
(1)*(2) CGM* v_w	4	1,81	0,183
(1)*(3) CGM* a_e	4	2,94	0,059
(2)*(3) v_w * a_e	1	219,88	0,000
Erro	14		
Total	29		

Conforme pode ser observado na Tabela 4.19, os resultados de energia específica obtidos para o grupo 3 são bem semelhantes aos observados para o grupo 2, em que apenas os parâmetros de corte (v_w e a_e) e a interação entre eles apresentaram significância estatística para os resultados. Isto está associado, conforme já mencionado anteriormente, ao fato de que, para as condições utilizadas neste trabalho, a adição de grafeno no fluido de corte não exerceu influência nos resultados de potência elétrica, independentemente do fluido base utilizado. Dessa forma, a energia específica, calculada por meio dos resultados de potência elétrica, também não foi influenciada pela presença do grafeno no fluido de corte, apenas pela taxa de remoção de material, isto é, pela variação dos parâmetros de corte velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e).

A variação nos resultados de energia específica em função das diferentes concentrações de grafeno disperso no fluido de corte sintético (mostrado na Figura 4.28) foi menor que 2%, resultado este que mostra, conforme observado para o grupo 2, que a adição de grafeno multicamadas no fluido de corte não exerceu influência nos resultados de energia

específica com as condições utilizadas neste trabalho. Ainda desta figura, observa-se que a influência da velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) nos resultados de energia específica do grupo 3 apresentou o mesmo comportamento daquele observado para os grupos 1 e 2 (Figura 4.24 e Figura 4.26, respectivamente), isto é, o aumento em v_w de 3 m/min para 7 m/min, bem como o aumento em a_e de 10 μm para 30 μm , resultaram em uma queda de aproximadamente 50% na energia específica.

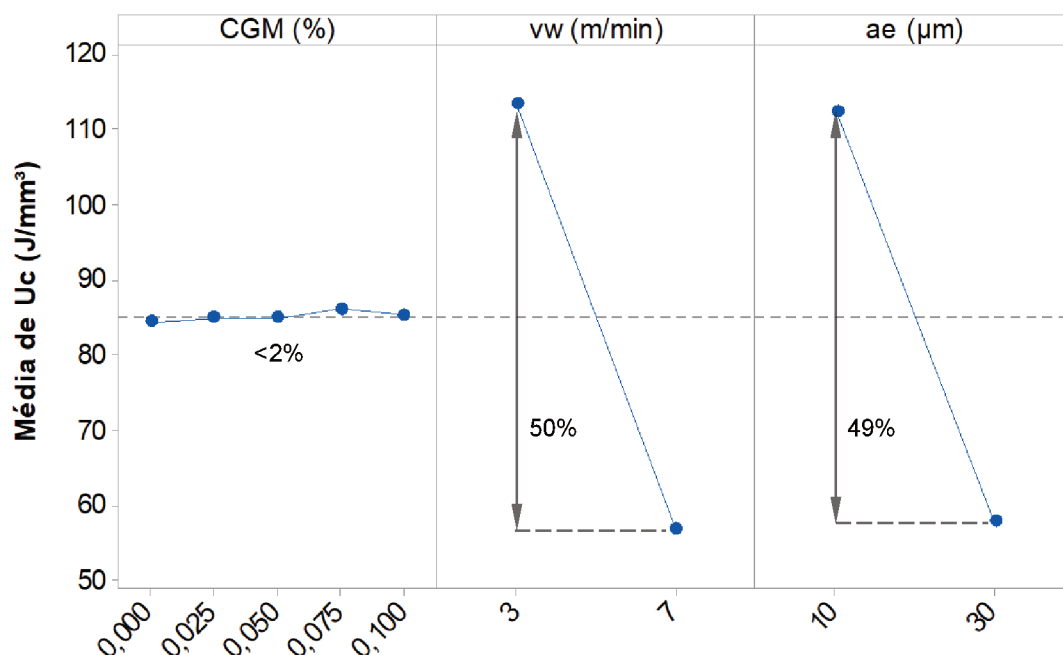


Figura 4.28: Efeitos principais dos fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Conforme mencionado anteriormente, a diminuição da energia específica de corte com o aumento na taxa de remoção de material está associada ao fato de que o aumento nos esforços de corte não acompanha o aumento do volume de material removido, fazendo com que o denominador da equação da energia específica de corte (Eq. 8) aumente em proporção maior que o numerador. Dessa forma, mesmo com o aumento nos esforços de corte, a energia específica diminui com a taxa de remoção de material conforme observado por Singh; Rao; Ghosh (2012) e Heinzl e Kolkwitz (2019).

Com relação aos gráficos de interações do grupo 3 mostrados na Figura 4.29, estes também apresentam comportamento bem similar ao observado para o grupo 2: a variação na energia específica em função da concentração de grafeno multicamadas (CGM) foi praticamente a mesma para as duas condições de v_w e a_e , tendências apresentadas nas Figura 4.29(a) e Figura 4.29(b), respectivamente, enquanto que o gráfico de interação entre a velocidade da peça e penetração de trabalho [Figura 4.29(c)] evidencia a grande influência

exercida pela taxa de remoção de material específica (Q_w') nos resultados de energia específica no processo de retificação.

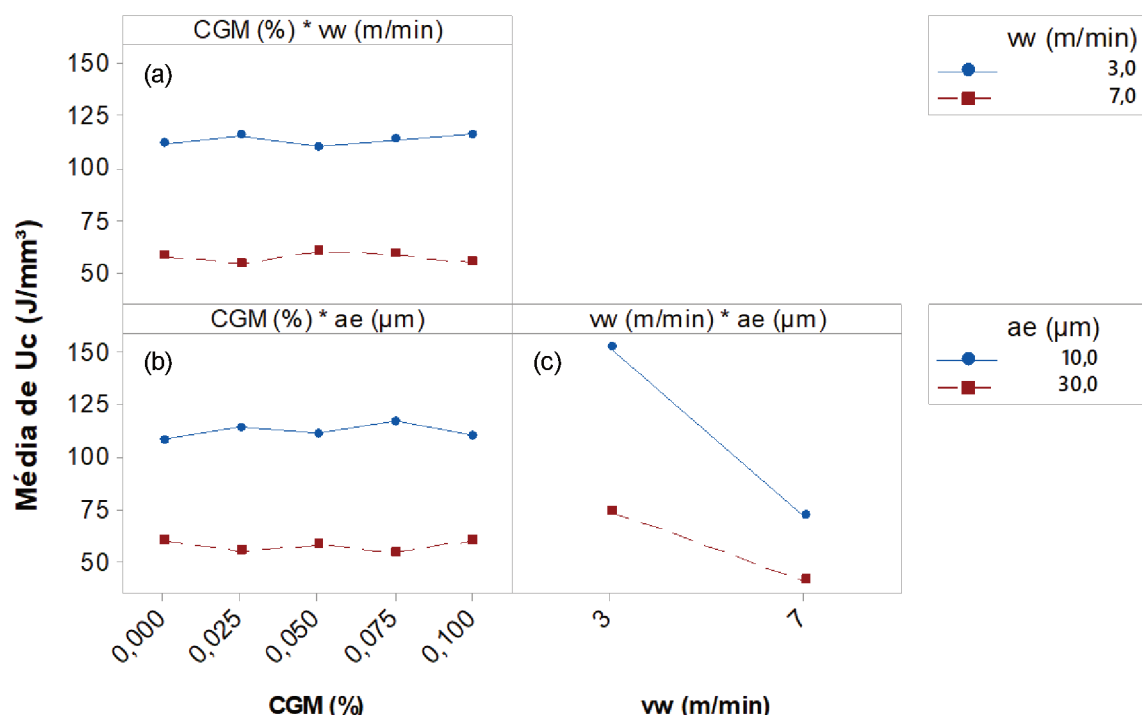


Figura 4.29: Interação entre os fatores concentração de grafeno multicamadas (CGM), velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e) para os resultados de energia específica do grupo 3 conforme Tabela 4.1.

Por fim, é importante salientar novamente que, para a metodologia de medição utilizada neste trabalho, a energia específica (U_c) não se mostrou um parâmetro eficiente para avaliar o efeito da adição de grafeno no fluido de corte aplicado via técnica MQL. Isto se deve ao fato de que, conforme apresentado, a concentração de grafeno não apresentou efeito estatisticamente significativo em U_c , independentemente do tipo de fluido base utilizado. Uma proposta seria realizar a medição da força tangencial via dinamômetro e na sequência calcular a energia específica para as diferentes condições de corte e lubri-refrigeração testadas neste trabalho. Com isso será possível avaliar se a presença do grafeno multicamadas no fluido de corte exerce de fato influência na energia específica U_c , e confirmar os resultados obtidos por Alberts; Kalaitzidou; Melkote (2009), quem atribuíram ao grafeno a menor energia específica.

4.4 Imagens das superfícies retificadas

Neste tópico serão apresentadas as imagens das superfícies retificadas obtidas por meio de microscopia óptica (estéreo-microscópio) e microscopia eletrônica de varredura (MEV), conforme metodologia apresentada no Capítulo III.

4.4.1 Imagens da superfície retificada via estéreo-microscópio

Nas Figuras 4.30 (a) a (y) são mostradas as imagens adquiridas via microscopia óptica das superfícies retificadas com as diferentes condições de lubri-refrigeração com fluido de corte do tipo semissintético, para todas as quatro condições de corte conforme especificado na Tabela 3.3. As imagens das superfícies retificadas com fluido de corte do tipo sintético são mostradas nas Figuras 4.31 (a) a (y).

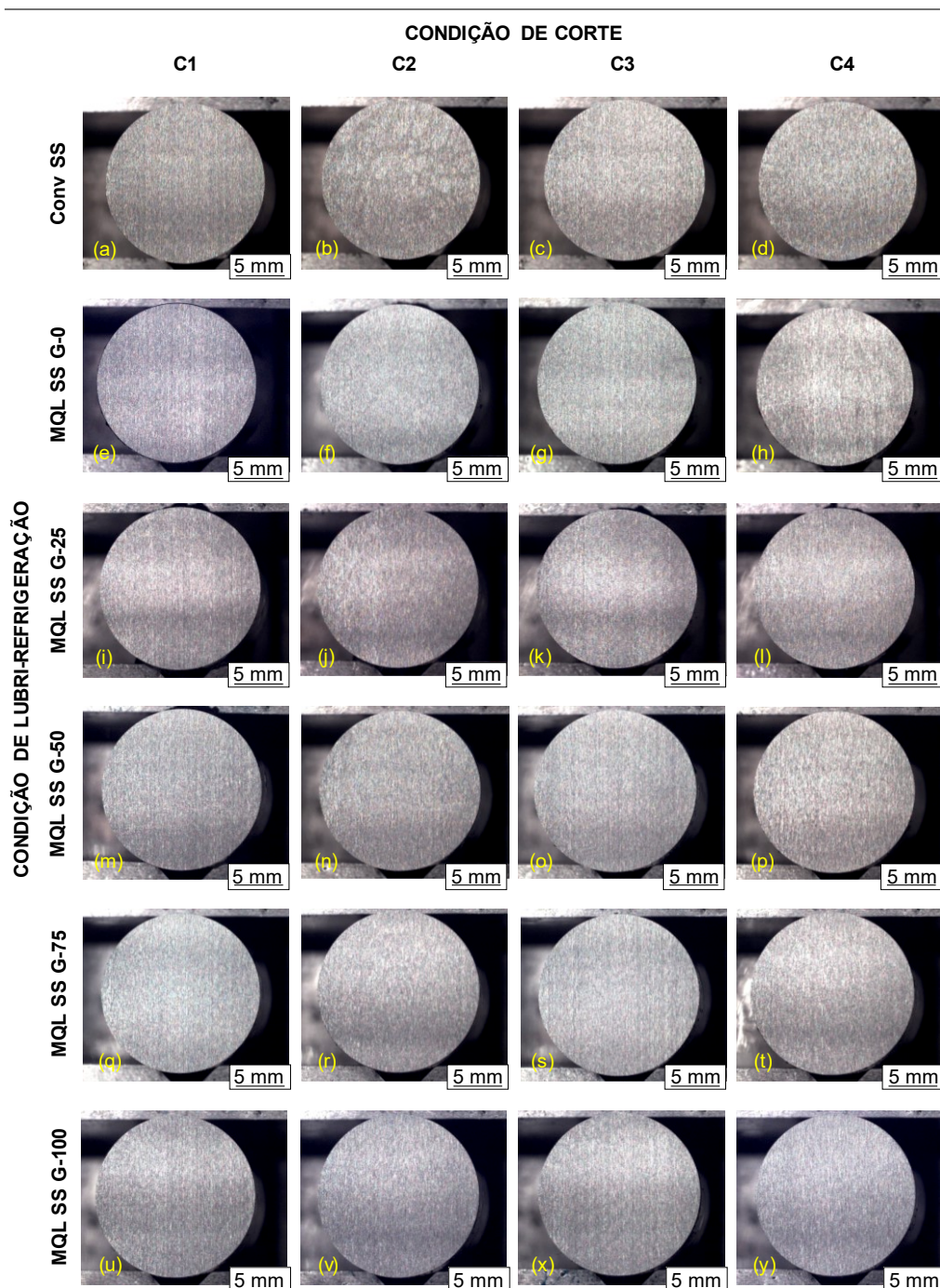


Figura 4.30: Imagens das superfícies do aço SAE 52100 após a retificação com fluido de corte do tipo semissintético para as diferentes técnicas de aplicação e concentração de grafeno.

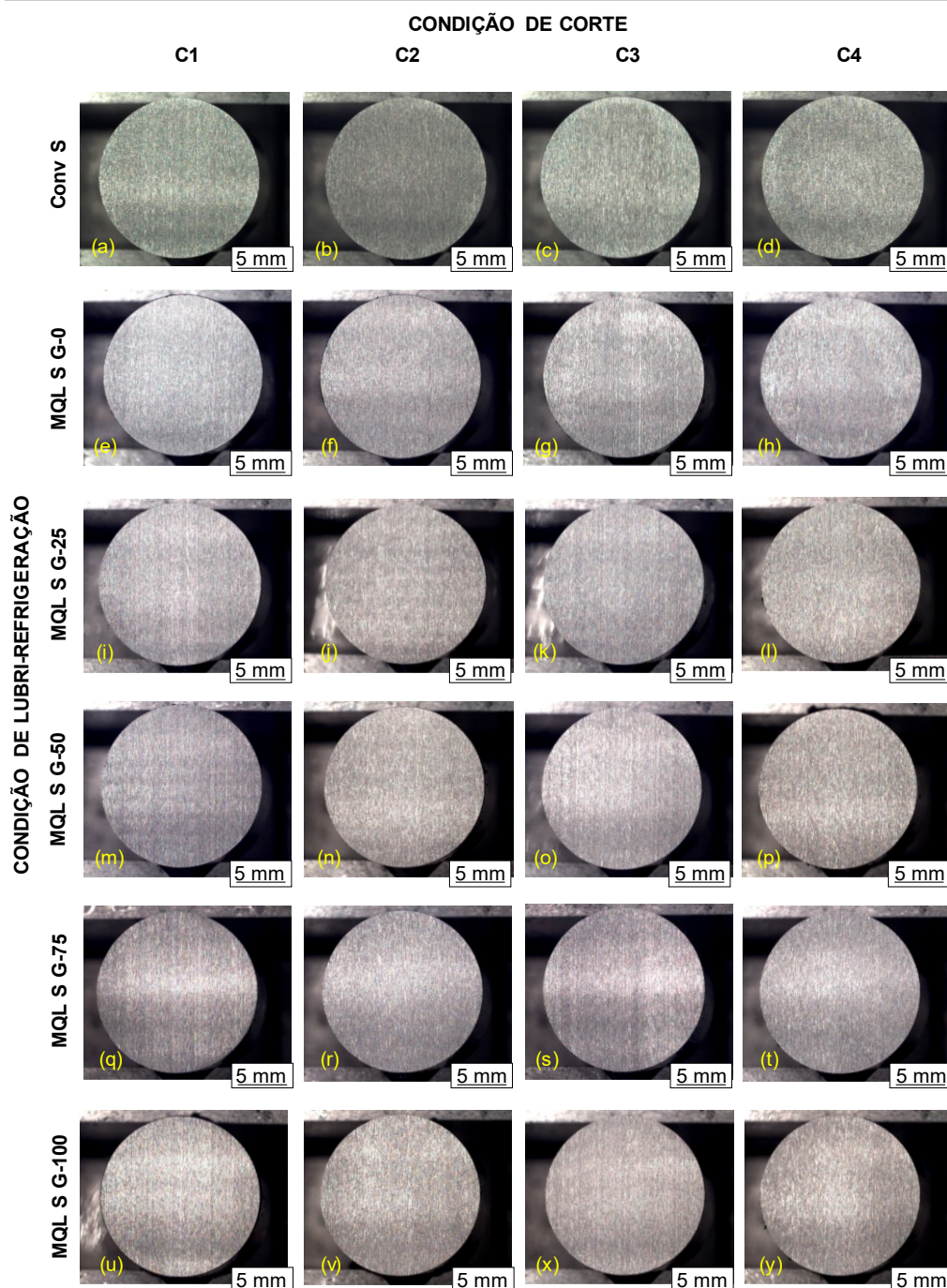


Figura 4.31: Imagens das superfícies do aço SAE 52100 após a retificação com fluido de corte do tipo sintético para as diferentes técnicas de aplicação e concentração de grafeno.

Ao analisar as Figuras 4.30 e 4.31, observa-se que, de forma geral, as superfícies apresentaram aspecto visual semelhante para todas as condições avaliadas. Além disso, não se pode afirmar por estas imagens que há marcas de queima de retificação nas superfícies retificadas com as condições de lubri-refrigeração e de corte utilizadas neste trabalho.

A fim de verificar como seria o aspecto da queima visível na retificação plana tangencial do aço SAE 52100 em condições semelhantes às utilizadas neste trabalho, foram realizados

ensaios de retificação em condições severas de retificação, que incluem-se as combinações entre a maior velocidade da peça (7 m/min) e dois valores de penetração de trabalho, $a_e = 50 \mu\text{m}$ e $a_e = 70 \mu\text{m}$. Para estes ensaios em específico, foi utilizada a condição de lubri-refrigeração que proporcionou os piores resultados de rugosidade, potência elétrica e energia específica, isto é, a condição com fluido de corte do tipo sintético aplicado via a técnica convencional (Conv S). As imagens das superfícies retificadas nestas condições são mostradas na Figura 4.32.

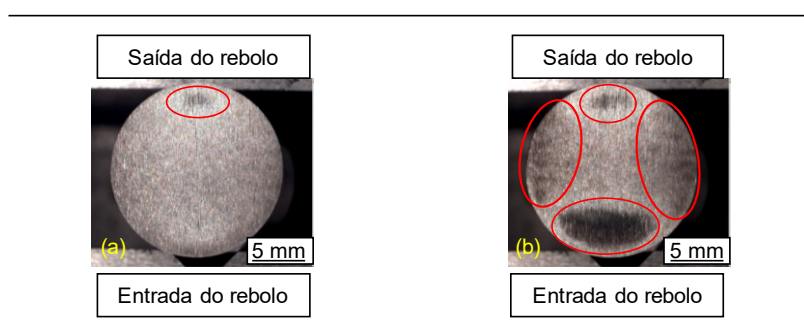


Figura 4.32: Imagens de superfícies retificadas com fluido de corte do tipo sintético aplicado via a técnica convencional – Conv S) e em condições de corte severas: (a) $a_e = 50 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 70 \mu\text{m}$.

Nas Figuras 4.32 (a) e (b) é possível observar regiões com marcas bem evidentes de queima de retificação, indicadas em vermelho, com destaque para a superfície da Figura 4.32(b), em que foi empregada a maior penetração de trabalho que apresenta maior densidade de queima. As maiores penetrações de trabalho aumentam a espessura de cavaco não deformado, bem como a quantidade de grãos abrasivos que contribuem para o processo de remoção de material, o que aumenta os esforços de corte e geração de calor na zona de contato. Por consequência, maiores temperaturas são desenvolvidas na região de corte, o que pode resultar, a depender da temperatura e seu tempo de ação, em queima visível na superfície retificada como aquela na Figura 4.32(b).

Ao comparar as imagens das Figuras 4.30 e 4.31 com aquelas da Figura 4.32, pode-se concluir que as superfícies retificadas com as condições de lubri-refrigeração e de corte utilizadas nos ensaios experimentais deste trabalho (Figura 4.30 e Figura 4.31), em que foram testados valores de penetração de trabalho inferiores a $50 \mu\text{m}$, não apresentaram nenhuma evidência de queima de retificação visível.

De acordo com Malkin e Guo (2008), existe um valor crítico de energia específica (U_c^*) em função das condições de corte para o qual a queima visível de retificação ocorre, que pode ser determinado por meio da Eq. (12).

$$U_c^* = U_0 + BD_s^{1/4} a_e^{-3/4} v_w^{-1/2} \text{ [J/mm}^3\text{]} \quad (12)$$

Em que: D_s é o diâmetro equivalente; e U_0 e B são constantes que dependem do material e rebolo. Segundo Malkin e Guo (2008), o parâmetro $U_0 = 6,2 \text{ J/mm}^3$ é utilizado para aços em geral. Ainda para estes autores, a potência elétrica útil da máquina-ferramenta, isto é, a diferença entre a potência elétrica total e a potência em vazio, pode ser utilizada para estimar a energia específica crítica conforme Eq. (12).

A potência elétrica máxima para ensaio na condição severa, com penetração de trabalho $a_e = 50 \text{ } \mu\text{m}$, em que a queima visível começou a ser perceptível, Figura 4.32(a), foi de 3,75 kW (calculada a partir da extrapolação de uma regressão linear realizada a partir dos resultados de potência elétrica medidos para os demais ensaios de retificação). Como a potência elétrica em vazio para rotacionar o rebolo foi de 0,9 kW (vide Figura 3.11), tem-se que a potência elétrica útil foi então igual a 2,85 kW. Usando esta potência útil para calcular a energia específica útil e substituindo-a na Eq. (12), tem-se que o valor da constante B para o material e rebolo utilizados neste trabalho é igual a $6,99 \text{ Jmm}^{-2}\text{s}^{-1/2}$. Este valor é bem semelhante aqueles relatados por Malkin e Guo (2008) e Tawakoli et al. (2011), $7,2 \text{ Jmm}^{-2}\text{s}^{-1/2}$ e $7,95 \text{ Jmm}^{-2}\text{s}^{-1/2}$, respectivamente.

Na Figura 4.33 é mostrado o gráfico de energia específica crítica – Eq. (12) – conforme determinada para as condições utilizadas neste trabalho, bem como os pontos de energia específica útil calculados para todos os ensaios experimentais de retificação.

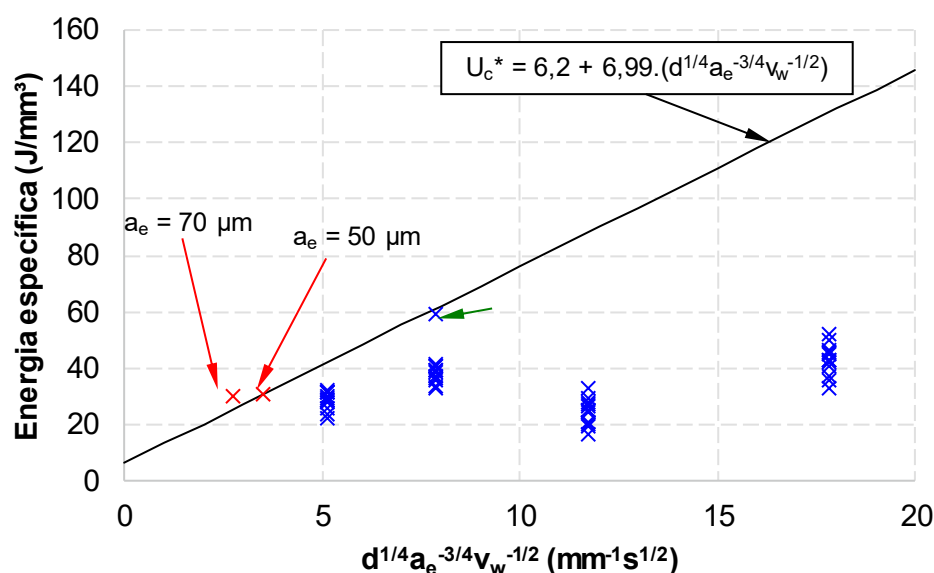


Figura 4.33: Energia específica crítica para ocorrência de queima de retificação visível no aço SAE 52100 para os ensaios realizados neste trabalho.

Conforme pode ser observado na Figura 4.33, a reta de energia específica crítica passa, evidentemente, no ponto utilizado para calcular a constante B da Eq. (12), isto é, o ponto que refere-se à condição severa de retificação, $a_e = 50 \mu\text{m}$. O único ponto cuja energia específica útil situou-se acima da crítica foi para o ensaio com penetração de trabalho de $70 \mu\text{m}$, superfície esta que apresenta queima de aspecto severo (Figura 4.32(b)). Para todas as outras condições avaliadas nos ensaios experimentais de retificação deste trabalho, a energia específica útil foi menor que energia específica crítica (pontos em azul na Figura 4.33) e, portanto, as superfícies retificadas não apresentaram queima visível conforme observado na Figura 4.30 e Figura 4.31.

É importante ressaltar que a retificação com condição de corte C3 ($v_w = 3 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) e fluido de corte sintético aplicado via técnica convencional (Conv S) proporcionou energia específica útil bem maior que as demais condições de lubri-refrigeração conforme indicado na Figura 4.33 pela seta em cor verde. No entanto, a energia específica útil para esta condição de retificação em específico ainda foi abaixo da crítica e, dessa forma, esta superfície retificada também não apresentou queima visível conforme mostrado na Figura 4.31(c).

Deste resultado é possível afirmar que, para as condições avaliadas neste trabalho, a metodologia utilizada para medição de potência elétrica pode ser devidamente aplicada para o monitoramento da energia específica a fim de verificar a ocorrência ou não de queima visível na superfície retificada. Mas é importante chamar a atenção para o fato de que se o cálculo da energia específica útil tivesse sido feito neste trabalho por meio dos esforços de corte (força tangencial) medidos com auxílio de dinamômetro, que é o método mais comumente utilizado (MALKIN; GUO, 2008 e TAWAKOLI et al., 2011), as discussões desta seção poderiam ser enriquecidas.

4.4.2 *Imagens da superfície retificada via MEV*

Na Figura 4.34 são mostradas as imagens via MEV das superfícies retificadas com as condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno multicamadas, para a condição de corte mais branda (C1) e mais severa (C4), condições estas que proporcionaram maiores diferenças no aspecto topográfico das superfícies retificadas.

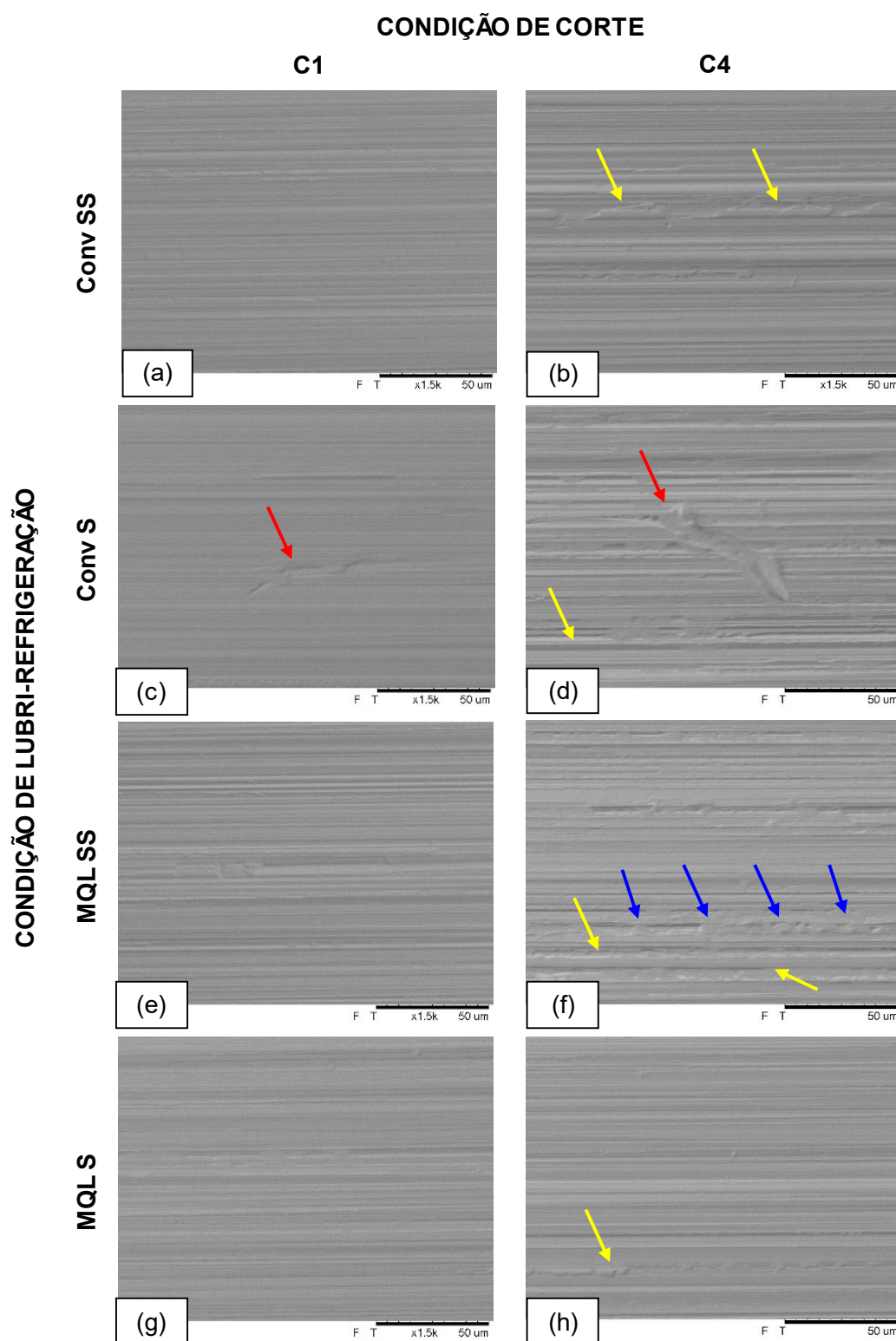


Figura 4.34: Imagens via MEV das superfícies retificadas do aço SAE 52100 com fluido de corte sem adição de grafeno e aplicado pelas técnicas convencional e MQL nas condições de corte C1 e C4.

Com relação ao efeito das condições de corte na topografia da superfície retificada, observa-se da Figura 4.34 que as superfícies retificadas com a condição de corte mais severa

[C4 – Figura 4.34(b), (d), (f) e (h)] apresentam sulcos relativamente mais profundos e largos, quando comparados com as superfícies retificadas com a condição de corte mais branda [C1 – Figura 4.34(a), (c), (e) e (g)], independente da condição de lubri-refrigeração utilizada. Este resultado mostra que o mecanismo de micro-corte foi predominante na usinagem com a condição mais branda, enquanto que o micro-sulcamento foi predominante para a condição mais severa, o que pode ser comprovado pela presença de material deformado plasticamente na superfície retificada, que é representado pelas setas amarelas na Figura 4.34.

Resultado semelhante a estes foi observado também por Ruzzi et al. (2020) na retificação cilíndrica do aço endurecido AISI 4340 (58 ± 2 HRC) com rebolo de Al_2O_3 . Os autores explicam que o aumento na espessura de corte equivalente, que implica em uma maior taxa de remoção de material, resulta em uma maior área de contato entre o grão abrasivo e o material da peça. Como a pressão de contato é a razão entre a força e a área de contato, esta pressão será menor, o que diminui a tensão de cisalhamento, aumentando, conseqüentemente, a deformação plástica do material, etapa em que o mecanismo de micro-sulcamento é predominante em processo de retificação.

Com relação às diferentes condições de lubri-refrigeração, nota-se da Figura 4.34 que as superfícies retificadas com fluido de corte sintético aplicado pela a técnica convencional (Conv S), Figura 4.34(c) e (d), apresentam descontinuidades dos sulcos formados pelos grãos abrasivos, indicadas pelas setas em vermelho. Estas descontinuidades sugerem que o grão abrasivo se fraturou e/ou se desprendeu do ligante durante o processo de corte. Este resultado pode ser uma evidência da baixa capacidade lubrificante, ou até mesmo a falta dela, proporcionada pela combinação entre o fluido de corte do tipo sintético diluído em água e técnica convencional de aplicação, o que confirma as hipóteses de que os piores resultados de rugosidade, potência elétrica e energia específica, observados para esta condição, estão de fato associados à sua lubrificação ineficiente.

Anand et al. (2016), em uma revisão sobre considerações tribológicas relacionadas a fluidos de corte aplicados em processos de usinagem, afirmam que os fluidos de corte sintéticos apresentam baixa capacidade de lubrificação, característica que é a maior causa do desempenho insatisfatório desse tipo de fluido em algumas aplicações em usinagem em que a ação lubrificante torna-se imprescindível. Ainda de acordo com os autores, esta característica destes fluidos foi um dos motivos que levaram ao desenvolvimento dos fluidos semissintéticos, pelo fato de proporcionarem uma boa combinação das funções lubrificação, por causa da grande porcentagem de óleo de base mineral ou vegetal em sua composição, e refrigeração, proporcionada pela água (IRANI; BAUER; WARKENTIN, 2005).

Ao comparar a topografia das superfícies retificadas com fluido de corte semissintético [Figura 4.34(a), (b), (e) e (f)], pode-se observar que a técnica de aplicação não exerceu influência para a condição de corte mais branda, enquanto que para a condição de corte mais

severa, observa-se maior quantidade de material deformado plasticamente (indicado pelas setas em azul) [Figura 4.34(f)], quando a usinagem foi realizada com a aplicação via a técnica MQL com o mesmo fluido de corte. Esse resultado corrobora a hipótese de que a aplicação via a técnica MQL do fluido de corte semissintético contribuiu para o empastamento do rebolo conforme discutido nos resultados de rugosidade.

Dada à alta viscosidade do fluido semissintético, sua capacidade de remoção dos cavacos é bastante prejudicada quando aplicado via a técnica MQL, principalmente para maiores taxas de remoção de material, conforme foi relatado no trabalho de Ruzzi et al. (2017). A presença de cavacos na zona de contato e/ou poros do rebolo diminui a eficiência de corte, o que favorece o mecanismo de micro-sulcamento em detrimento do micro-corte, aumentando assim a ocorrência de deformação plástica, conforme observado na Figura 4.34(f). Vale destacar que não houve evidência do surgimento deste fenômeno nas superfícies usinadas com o fluido sintético, que possui menor viscosidade que o semissintético, a qual teoricamente contribui para uma mais efetiva remoção dos cavacos da região de corte e poros do rebolo, evitando, com isso, o empastamento do mesmo. Com isso, há predominância do mecanismo de micro-corte e menor evidência de intensa deformação plástica conforme pode ser observado na Figura 4.34(h).

Na Figura 4.35 e Figura 4.36 são mostradas as imagens via MEV das superfícies retificadas com grafeno multicamadas disperso no fluido de corte semissintético e sintético, respectivamente, para as condições de corte C1 e C4.

Ao comparar as Figuras 4.35 e Figuras 4.34(e) e (f), observa-se que não houve tanta evidência do mecanismo de micro-sulcamento ao utilizar partículas de grafeno, pois não há intensa deformação plástica na superfície retificada, principalmente para a condição de corte mais severa (C4). Esse resultado comprova que a presença do grafeno no fluido de corte semissintético proporcionou, de fato, uma melhoria nas condições tribológicas, favorecendo o corte do material sem deterioração do acabamento, possivelmente devido à formação de um tribo filme, conforme já mencionado e discutido nos resultados de rugosidade, e observado também por outros autores como Zhang, et al. (2015), Seyedzavvar; Shabgard; Mohammadpourfard (2019) e De Oliveira; Da Silva; Gelamo (2019).

Contudo, à medida em que a concentração de grafeno aumenta, observa-se a presença de sulcos relativamente maiores nas superfícies usinadas (conforme indicado pelas setas amarelas na Figura 4.35), sugerindo que houve aglomeração das partículas em elevadas concentrações as quais promovem a deterioração do acabamento da superfície retificada, tanto pela menor estabilidade do tribo filme quanto pela atuação abrasiva das partículas aglomeradas, discussão que já foi apresentada nos resultados de rugosidade (ZHANG, et al., 2015, LEE, C. et al., 2009 e AZMAN et al., 2016).

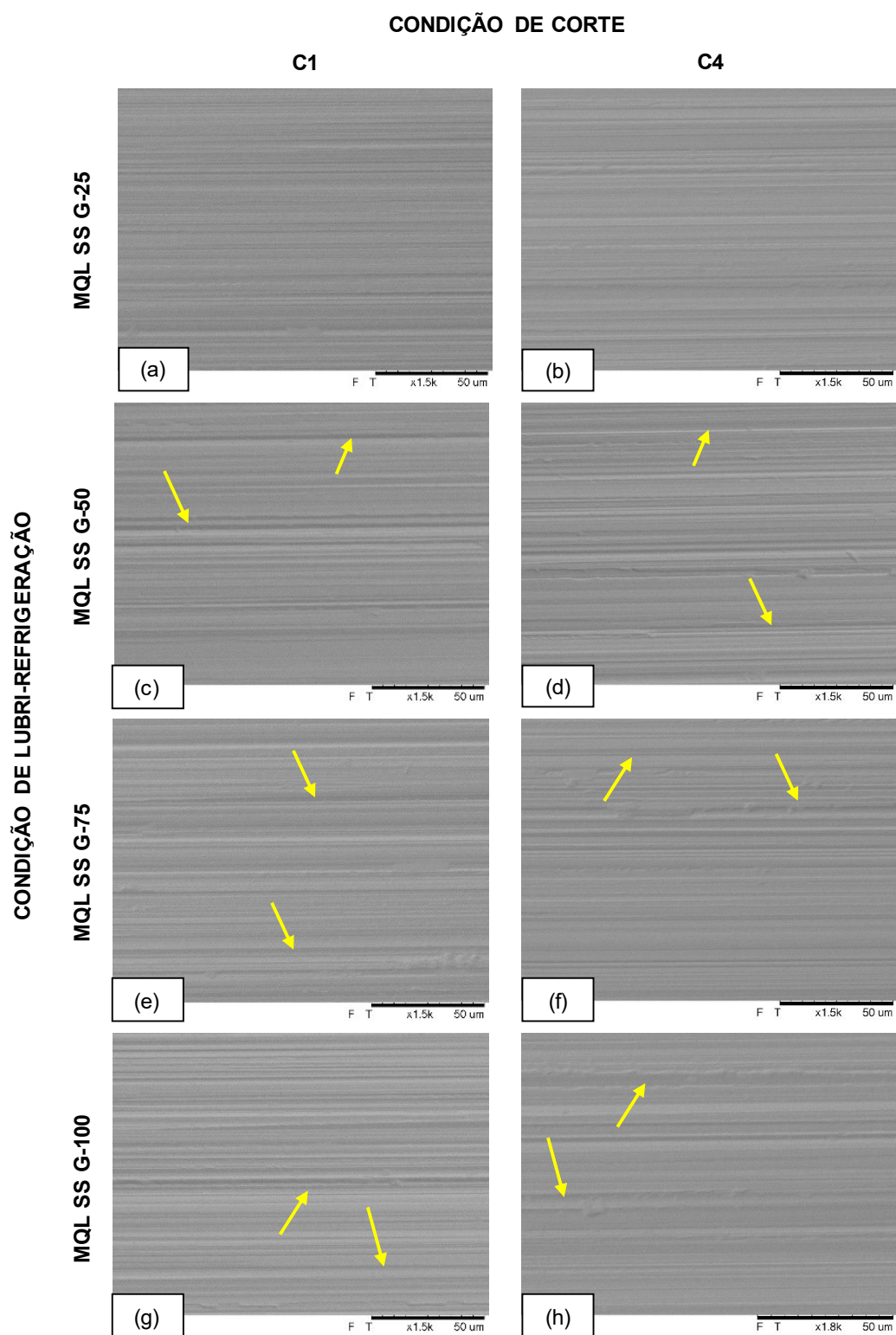


Figura 4.35: Imagens via MEV das superfícies retificadas do aço SAE 52100 com fluido de corte do tipo semissintético com grafeno multicamadas aplicado via a técnica MQL nas condições de corte C1 e C4.

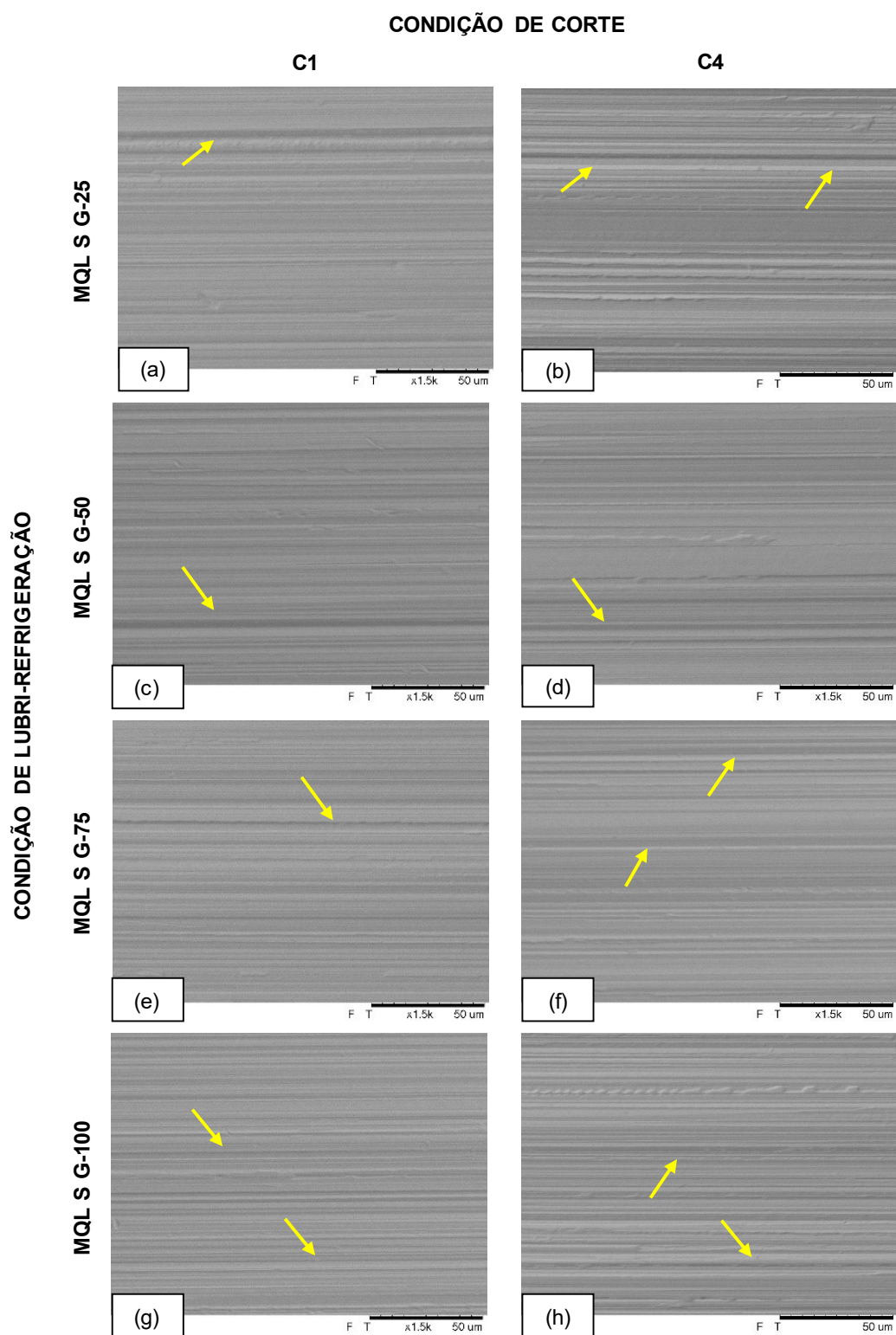


Figura 4.36: Imagens via MEV das superfícies retificadas do aço SAE 52100 com fluido de corte do tipo sintético com grafeno multicamadas aplicado via a técnica MQL nas as condições de corte C1 e C4.

Os sulcos de maior dimensão são ainda mais evidentes nas superfícies retificadas com fluido de corte sintético com grafeno multicamadas (Figura 4.36), em que acredita-se que

aglomeração das partículas tenha sido mais intensa devido à presença de água no fluido base e da característica hidrofóbica do grafeno (RASHEED et al., 2016). Os sulcos mais largos e profundos, mesmo para baixas concentrações de grafeno, indicados na Figura 4.36 pelas setas em amarelo, corroboram à hipótese de que o pior acabamento observado nas superfícies usinadas com o fluido de corte sintético contendo grafeno e aplicado via a técnica MQL está associado à aglomeração das partículas.

Resultados semelhantes aos obtidos neste trabalho foram observados também por Jia et al. (2017) ao realizarem ensaios de retificação plana tangencial da superliga de níquel GH4169 com rebolo de Al_2O_3 usando a técnica MQL com partículas sólidas de bissulfeto de molibdênio (MoS_2) dispersos em fluido de corte vegetal. Os autores analisaram a textura da superfície retificada em MEV e observaram que os melhores resultados foram obtidos após a usinagem com a presença de MoS_2 , em comparação ao fluido de corte sem a presença de partículas dispersas. Segundo os autores as superfícies usinadas com o fluido com MoS_2 proporcionaram riscos com menor profundidade e largura. Além disso eles foram menores à medida em que a concentração das partículas aumentou na faixa de 2 a 8%, em massa. Segundo os autores, as partículas sólidas de MoS_2 formam filmes na superfície que estão em contato mais facilmente devido ao alto desempenho de adsorção delas, o que melhora as condições de lubrificação na interface. No entanto, os autores também observaram que para altas concentrações, as partículas se aglomeraram, formando grupos que diminuem a capacidade lubrificante do fluido de corte, o que afeta negativamente o acabamento (gera sulcos mais profundos e largos na topografia da superfície retificada).

4.5 Microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada

Na Figura 4.37 são mostrados os resultados de microdureza em função da distância abaixo da superfície usinada dos corpos de prova retificados com as condições de corte C1, C2, C3 e C4, e com as condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno multicamadas, isto é, fluidos de corte semissintético e sintético diluídos em água e aplicado via a técnica convencional (Conv SS e Conv S, respectivamente), e fluidos de corte semissintético e sintético em seu estado puro aplicados via a técnica MQL (MQL SS e MQL S, respectivamente). A linha tracejada representa a microdureza do material antes do ensaio experimental de retificação, isto é, 801 Vickers (HV 0,1), medida na lateral dos corpos de prova após preparação metalográfica, a 3000 μm abaixo da superfície retificada conforme mostrado na metodologia utilizada para medição de microdureza (vide Figura 3.12, subtópico 3.5.4 do Capítulo III).

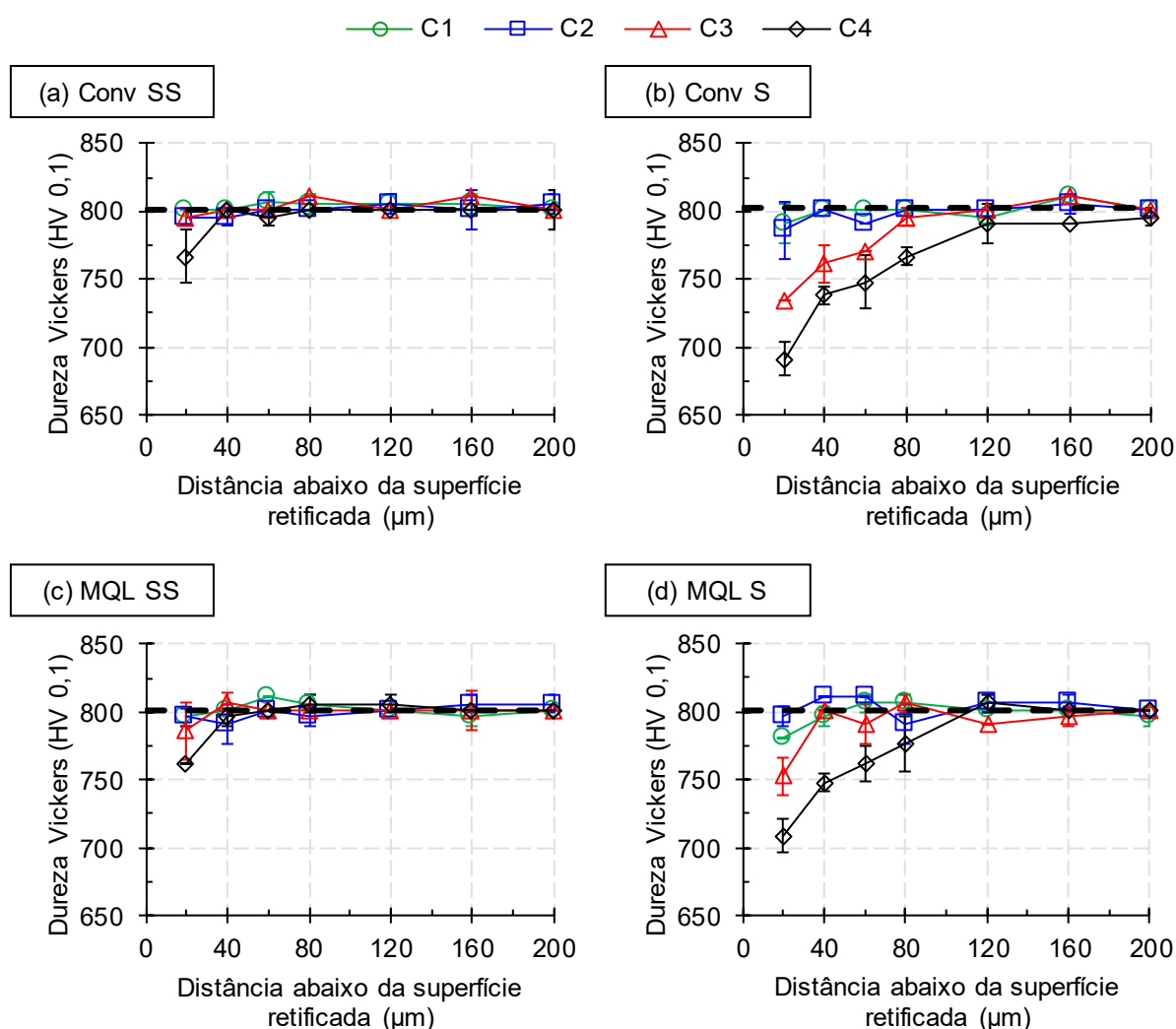


Figura 4.37: Microdureza do aço SAE 52100 em função da distância abaixo da superfície usinada após retificação com as diferentes condições de corte e de lubri-refrigeração (sem grafeno): (a) Conv SS; (b) Conv S; (c) MQL SS; (d) MQL S.

Conforme pode ser observado na Figura 4.37, a retificação nas condições de lubri-refrigeração com fluido de corte semissintético praticamente não promoveram variações de dureza abaixo da superfície retificada de forma significativa, independentemente da condição de corte e técnica de aplicação utilizada [Figura 4.37(a) e Figura 4.37(c)]. Contudo, para as condições de lubri-refrigeração com fluido de corte sintético, observa-se da Figura 4.37(b) e Figura 4.37(d) uma redução na microdureza do material em regiões próximas da superfície usinada após retificação com as condições de corte mais severas, C3 ($v_w = 3$ m/min e $a_e = 30$ μ m) e C4 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μ m). Este resultado comprova que, para as condições utilizadas neste trabalho, o fluido de corte semissintético foi capaz de evitar ou amenizar variações de dureza abaixo da superfície retificada, uma das variáveis de saída mais comumente utilizadas para avaliar danos de origem térmica em superfícies retificadas.

Seidel; Zösch; Härtel (2018) explicam que o superaquecimento localizado na peça durante o processamento de aços endurecidos leva a alterações microestruturais locais. Ainda de acordo com os autores, dois tipos distintos de dano térmico podem ser gerados como consequência desse superaquecimento: uma zona de revenimento excessivo da microestrutura martensítica, que resulta em redução de dureza, e uma zona de retêmpera, conhecida como camada branca, que apresenta um aumento de dureza.

A redução de dureza em regiões próximas à superfície usinada é um fenômeno recorrente na retificação de aços endurecidos, mesmo que a superfície retificada não apresente marcas visíveis de queima conforme observado nos resultados deste trabalho (Figura 4.30 e 4.31). Esta redução de dureza está associada a um revenimento excessivo do material em regiões próximas à interface entre o rebolo e a peça, consequência de elevadas temperaturas na zona de corte (MALKIN; GUO, 2008). Caso a temperatura seja alta o suficiente para promover austenitização localizada no material, forma-se a martensita não revenida (camada branca) após rápido resfriamento, causado pela distribuição não uniforme do calor que é conduzido para a peça durante o processo de retificação (JUDONG et al., 2012).

Dessa forma, os resultados de microdureza obtidos neste trabalho reforçam os relatos disponíveis na literatura específica de que ausência de queima visível na superfície retificada não necessariamente significa que a peça esteja livre de danos de origem térmica causados pelo processo de retificação (MALKIN; GUO, 2008, DE PAIVA; DA SILVA, 2019), visto que foram observadas regiões de revenimento excessivo abaixo da superfície usinada, mesmo não tendo sido detectadas marcas visíveis de queima na superfície. Além disso, é importante ressaltar que as condições de corte em que foram observadas zonas afetadas pelo calor, C3 e C4, são aquelas que exigiram os maiores valores de potência elétrica durante o processo de retificação (Figura 4.15).

Para facilitar na comparação dos resultados apresentados na Figura 4.37 após a usinagem com as diversas condições de corte, na Tabela 4.20 são mostrados os valores das durezas a 20 μm da superfície retificada com a variação percentual relativa à dureza do material antes do processo de retificação, bem como a máxima distância em que foi verificada certa variação de dureza (alteração de natureza mecânica na peça que ocorre em função de uma transformação metalúrgica peça, evidenciada pela zona afetada pelo calor – ZAC), para as condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno multicamadas, e condições de corte C3 e C4. As condições de corte C1 e C2 não foram especificadas nas tabelas pois para estas condições as variações de dureza são inferiores a 2%, independente da condição de lubri-refrigeração utilizada e distância abaixo da superfície retificada, conforme pode ser observado na Figura 4.37.

Tabela 4.20: Dureza a 20 μm da superfície retificada com sua variação em relação à dureza do material antes do processo de retificação e a zona afetada pelo calor para as diferentes condições de lubri-refrigeração sem adição de grafeno, para as condições de corte C3 (a) e C4 (b).

Condição de corte C3 – $Q_w' = 1,5 \text{ mm}^3/(\text{mm.s})$			
(a)	Dureza a 20 μm (HV 0,1)	Variação relativa à dureza do material	ZAC (μm)
Conv SS	796	-1%	-
Conv S	734	-8%	60
MQL SS	786	-2%	-
MQL S	753	-6%	20

Condição de corte C4 – $Q_w' = 3,5 \text{ mm}^3/(\text{mm.s})$			
(b)	Dureza a 20 μm (HV 0,1)	Variação relativa à dureza do material	ZAC (μm)
Conv SS	767	-4%	20
Conv S	692	-14%	80
MQL SS	762	-5%	20
MQL S	709	-12%	80

Com relação à influência das diferentes condições de corte, pode ser observado da Tabela 4.20 que os corpos de prova retificados com a condição de corte C4 [Tabela 4.20(b)] não apenas possuem maior redução de dureza a 20 μm abaixo da superfície retificada, mas também apresentam maior zona afetada pelo calor (ZAC), independentemente da condição de lubri-refrigeração utilizada. Este resultado mostra que o aumento na taxa de remoção de material específica (Q_w') afeta negativamente a integridade subsuperficial da peça retificada. Segundo Klocke (2009), o calor gerado durante o processo aumenta com a taxa de remoção de material, o que resulta em maiores temperaturas na zona de corte e contribui para o aumento na extensão da zona afetada pelo calor (ZAC).

Resultado semelhante a este foi observado por Jawahir et al. (2011) ao analisarem a influência de três valores de penetrações de trabalho (10 μm , 15 μm e 20 μm) na dureza abaixo da superfície retificada do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de ligante resinoide. Eles observaram uma redução na dureza do material de aproximadamente 15% após a usinagem com a maior penetração de trabalho ($a_e = 20 \mu\text{m}$), o que representou uma ZAC em torno de 75 μm . Ao realizarem análise metalográfica, os autores detectaram que esta região sofreu um revenimento excessivo da estrutura martensítica do material, consequência do alto impacto térmico promovido pelo processo de retificação em condições mais severas. Para as demais penetrações de trabalho os autores relataram reduções de dureza bem menores, em torno de 8%.

Sridharan; Bedekar; Kolarits (2017) analisaram a zona afetada pelo calor (ZAC) do aço endurecido SAE 52100 (58-62 HRC) após retificação cilíndrica com rebolo de Al_2O_3 sob

diferentes taxas de remoção de material, Q_w (em função de v_w). Os autores observaram que a ZAC foi de aproximadamente 0 μm (sem ZAC), 9,1 μm , 35,1 μm e 73,3 μm para as taxas de remoção de material (Q_w) de 20 mm^3/s , 50 mm^3/s , 100 mm^3/s e 200 mm^3/s , respectivamente. Com isso, eles confirmaram a relação já relatada por outros autores que a ZAC aumenta com a taxa de remoção de material, pois está relacionada com ao aumento de temperatura na zona de contato, consequência da maior geração de calor durante o processo de retificação para maiores taxas de remoção de material. Para a condição com $Q_w = 200 \text{ mm}^3/\text{s}$, os autores observaram a martensita não revenida (camada branca) na peça, em que foram desenvolvidas as maiores temperaturas na zona de contato dentre as condições testadas.

Em outro trabalho na mesma linha de investigação da influência da penetração de trabalho na microdureza, Fathallah et al. (2009) realizaram ensaios de retificação plana do aço ferramenta AISI D2 ($62 \pm 1 \text{ HRC}$) com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de penetração de trabalho (5-200 μm). Os autores observaram redução de dureza até aproximadamente 30 μm abaixo da superfície retificada, e que a redução foi maior à medida que se aumentou a penetração de trabalho. Eles afirmaram que a peça sofreu revenimento nesta região por consequência das altas temperaturas de retificação.

Portanto, o aumento na taxa de remoção de material para as condições de corte avaliadas neste trabalho, seja pelo aumento de v_w e/ou a_e , resultou em maior potência elétrica do motor responsável pelo rebolo e, conseqüentemente, em maior quantidade de calor na zona de contato, uma vez que a maior parte da energia consumida no processo é transformada em calor (KLOCKE, 2009). Como consequência, foi observado, para as maiores taxas de remoção de material (C3 e C4), redução de microdureza na peça em regiões próximas à interface entre o rebolo e a superfície retificada, que é uma alteração de natureza mecânica. Isso também indica que houve um revenimento localizado da microestrutura martensítica do material (SEIDEL; ZÖSCH; HÄRTEL, 2018), que é uma transformação de fase, alteração de natureza metalúrgica resultado da ação de elevadas temperaturas na zona de corte (MACHADO et al., 2015).

Com relação à influência do tipo de fluido de corte nos resultados de microdureza, observa-se da Tabela 4.20 que a utilização do fluido de corte semissintético proporcionou os melhores resultados (menores variações de dureza e ZAC) quando comparado ao sintético. Para a condição de corte C4 e técnica convencional, por exemplo, o uso do fluido de corte semissintético em relação ao sintético contribuiu para reduzir a ZAC em 75%, além de proporcionar uma redução de dureza na peça 10% menor. Para a técnica MQL a redução na ZAC foi a mesma, de 75%, enquanto a redução na variação de dureza foi ligeiramente menor: 7%.

É importante ressaltar que este resultado sugere que a retificação com fluido de corte do tipo semissintético contribuiu, a princípio, para redução de temperatura na região de corte

em comparação com o fluido do tipo sintético. Como isso, há minimização das alterações de natureza mecânica (microdureza) e de natureza metalúrgica (revenimento e têmpera), ou seja de dano térmicos relacionados na superfície retificada e abaixo desta nas condições investigadas. Ao comparar as propriedades condutividade térmica e viscosidade dos fluidos de corte utilizados neste trabalho (Tabela 3.2), observa-se que, quando ele não é diluído em água, o fluido semissintético apresenta condutividade térmica cerca de 12% menor que o sintético, porém uma viscosidade 427% maior, a 70 °C. Já quando o fluido é diluído em água na proporção de 1:19, a condutividade térmica dos fluidos é praticamente a mesma, sendo o semissintético, no entanto, aproximadamente 6% mais viscoso.

Neste sentido, o melhor desempenho do fluido semissintético em reduzir as variações de dureza abaixo da superfície retificada está, possivelmente, relacionado à sua maior capacidade de lubrificação em relação ao sintético, consequência de sua maior viscosidade (Tabela 3.2). Brinksmeier; Heinzl; Wittmann (1999) explicam que o efeito lubrificante do fluido de corte no processo de retificação contribui para a redução do atrito entre os grãos abrasivos e a peça. Como resultado, os esforços de corte e potência necessária para o processo diminuem, reduzindo, consequentemente, a geração de calor. De acordo com Klocke apud Marinescu et al. (2016), em muitos casos, a redução do calor gerado no processo de retificação foi mais efetiva ao utilizar um fluido de corte com maior capacidade lubrificante do que quando utilizado um fluido com maior capacidade de refrigeração.

Portanto, os resultados de microdureza deste trabalho sugerem que a maior capacidade de lubrificação do fluido semissintético atuou na redução do atrito na interface entre rebolo e peça e com isso fez com que menor quantidade de calor fosse gerado e, consequentemente, atenuou as temperaturas na zona de corte, que se traduziu em benefícios como as menores variações de microdureza, por exemplo.

Com relação à influência da técnica de aplicação do fluido de corte, observa-se da Tabela 4.20 que, em termos de variação de dureza abaixo da superfície retificada, a usinagem com técnica MQL e fluido de corte semissintético proporcionou resultados equivalentes à técnica convencional; eles foram ainda melhores que aqueles obtidos com a técnica convencional e o fluido sintético. Para a condição de corte C3, a aplicação do fluido de corte sintético via a técnica MQL contribuiu para minimizar a quantidade de calor que vai para a peça e reduzir a variação de dureza e ZAC em relação à técnica convencional em 2% e 67%, respectivamente. Para a condição de corte C4, a usinagem com a técnica MQL também contribui para uma ligeira redução na variação de dureza, de 2%, embora a ZAC tenha sido a mesma daquela observada para a técnica convencional (80 μm).

Resultado semelhante de menor variação de dureza abaixo da superfície do aço endurecido AISI 4140 após a retificação com rebolo de Al_2O_3 e aplicação de fluido de corte via a técnica MQL (fluidos de base vegetal e sintético) em comparação com a técnica

convencional (fluido de corte solúvel em água à concentração de 5%) foi observado por Sadeghi et al. (2010). De acordo com os autores, o melhor desempenho da técnica MQL está possivelmente associado à sua melhor eficiência em fazer com que o fluido de corte penetre a zona de contato entre os grãos abrasivos e a peça pela presença do ar comprimido que conduz o óleo, promovendo, conseqüentemente, uma melhor lubrificação. Com isso, as condições tribológicas são melhoradas, refletindo em menor quantidade de calor que vai para a peça e menor variação da microdureza (neste caso resultado do efeito térmico).

Dessa forma, dos resultados de microdureza observados neste trabalho é possível afirmar que, de fato, a técnica MQL é uma alternativa viável em relação à técnica convencional na retificação do aço endurecido SAE 52100, uma vez que, mesmo com uma vazão de fluido de corte 3600 vezes menor, proporcionou resultados equivalentes e até melhores que aqueles observados para a técnica convencional em termos de variação de dureza abaixo da superfície retificada.

Para verificar a influência do grafeno multicamadas disperso no fluido de corte nos resultados de microdureza, a condição de corte C4, aquela que apresentou as maiores variações de dureza (Figura 4.37), foi selecionada para fins de comparação. A microdureza abaixo da superfície dos corpos de prova retificados com esta condição de corte e lubrificação com grafeno foi avaliada conforme feita para as demais condições sem adição de grafeno. Na Figura 4.38 são mostrados os resultados das medições para todas as concentrações de grafeno multicamadas que foram dispersos nos fluidos semissintético [Figura 4.38(a)] e sintético [Figura 4.38(b)]. A linha tracejada representa a microdureza do material antes do ensaio experimental de retificação, isto é, 801 Vickers (HV 0,1).

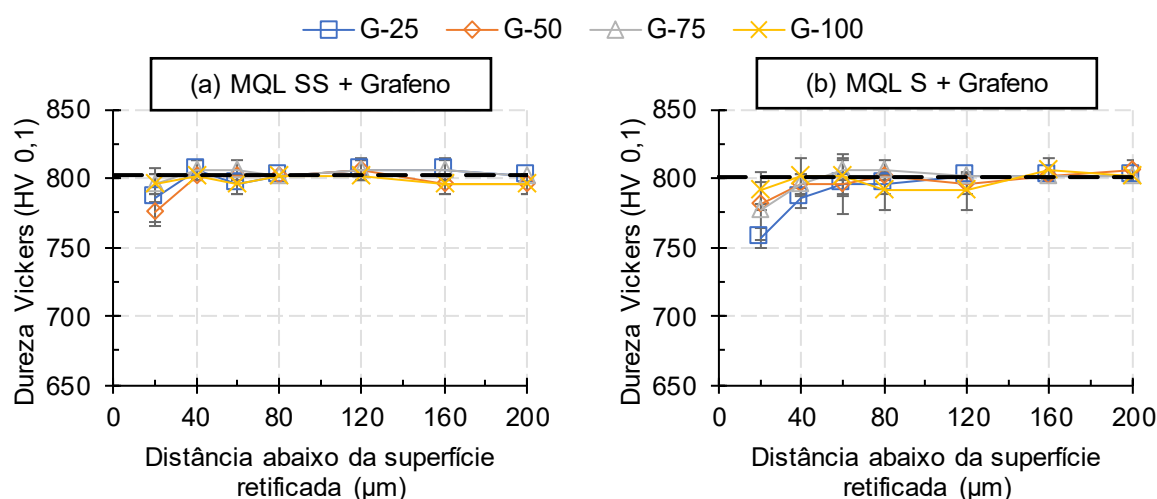


Figura 4.38: Microdureza do aço SAE 52100 em função da distância abaixo da superfície usinada após retificação na condição de corte C4 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μm) e com a técnica MQL contendo grafeno multicamadas em diferentes concentrações (a) fluido semissintético; (b) fluido sintético.

Conforme pode ser observado na Figura 4.38, as maiores variações de dureza após a retificação com as condições de lubri-refrigeração com grafeno disperso no fluido de corte foram observadas a uma distância de 20 μm abaixo da superfície retificada, principalmente quando foi utilizado o fluido de corte do tipo sintético e concentração de grafeno multicamadas G-25 [Figura 4.38(b)], que proporcionou uma redução na dureza do material de 5%.

A fim de facilitar a comparação das condições de lubri-refrigeração com grafeno disperso no fluido de corte com as demais, na Figura 4.39 é mostrada a dureza a 20 μm abaixo da superfície usinada após retificação com as diferentes condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho ao empregar a condição de corte mais severa (C4), aquela que resultou nas maiores variações de dureza conforme discutido anteriormente. Da mesma forma como apresentado para os demais gráficos de microdureza, a linha tracejada representa a microdureza do material antes do ensaio experimental de retificação, isto é, 801 Vickers (HV 0,1).

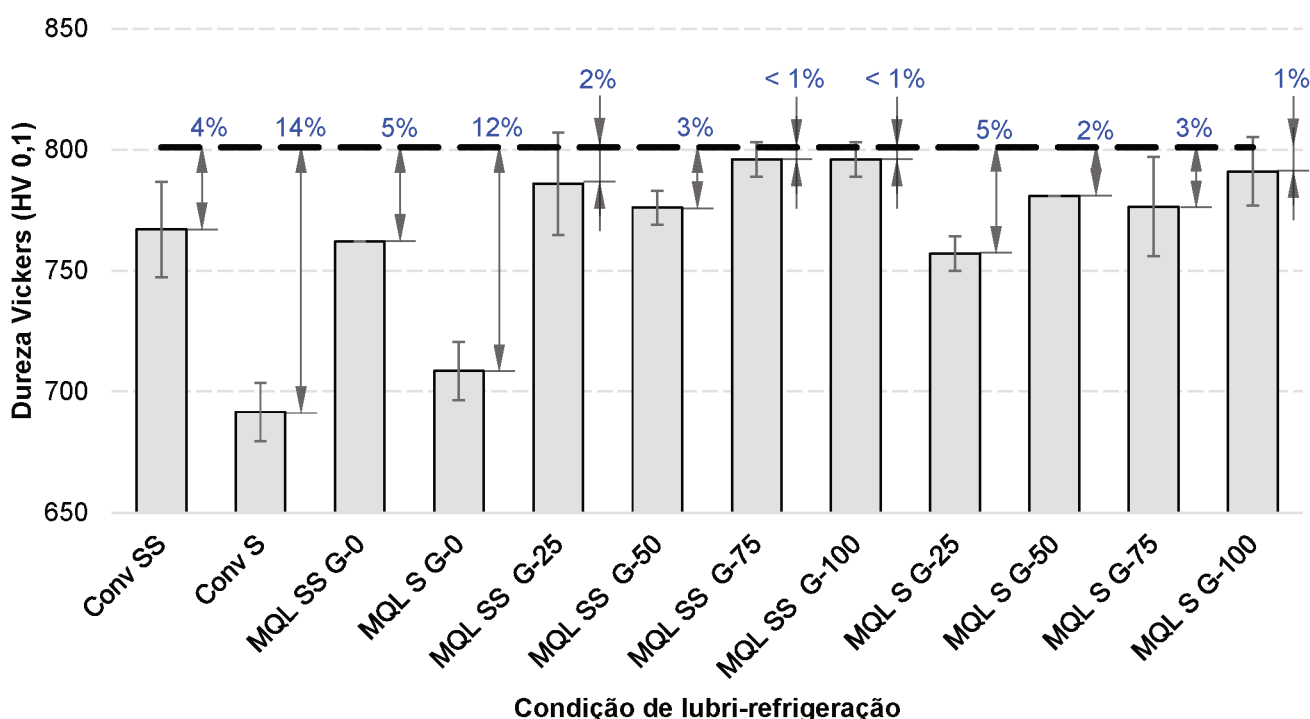


Figura 4.39: Microdureza do aço SAE 52100 a 20 μm abaixo da superfície retificada na condição de corte C4 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μm) e em função das diferentes condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho.

Da Figura 4.39 observa-se que ao empregar as condições de lubri-refrigeração com fluido de corte semissintético contendo grafeno nas concentrações G-25 e G-50 foram constatadas reduções de dureza abaixo da superfície retificada de 2% e 3%, respectivamente. Com este mesmo fluido, mas em concentrações superiores a G-50, a redução de dureza a

20 μm abaixo da superfície retificada foi menor que 1%. Deste resultado comprova-se que, o grafeno multicamadas adicionado no fluido de corte do tipo semissintético contribuiu para reduzir as variações de dureza abaixo da superfície retificada, uma vez que a aplicação do mesmo fluido de corte sem adição de grafeno proporcionou maior variação: 5%.

Com relação ao fluido de corte do tipo sintético, a tendência foi semelhante àquela observada para o fluido semissintético. Enquanto que a usinagem sem adição de grafeno resultou em uma redução de 12% na dureza do material a 20 μm abaixo da superfície retificada (Figura 4.39), as condições de lubri-refrigeração com grafeno no mesmo fluido proporcionaram redução de dureza de apenas 5%, 2%, 3% e 1% para as concentrações G-25, G-50, G-75 e G-100, respectivamente.

Portanto, para as condições utilizadas neste trabalho, o grafeno multicamadas disperso no fluido de corte se mostrou eficaz em proporcionar menor variação de microdureza, que é uma alteração de natureza mecânica, durante a retificação do aço SAE 52100 em comparação à condição de lubri-refrigeração com fluido de corte sem adição de grafeno. As partículas de grafeno dispersas no fluido de corte também melhoraram as condições tribológicas, reduzindo o atrito e, conseqüentemente, diminuindo a quantidade de calor que é direcionado para peça, o que por sua vez previne ou minimiza a ocorrência de danos térmicos.

Resultado semelhante foi observado por De Oliveira; Da Silva; Gelamo (2019) no Inconel 718 após a retificação plana tangencial com rebolo de SiC. Os autores observaram menores variações de dureza abaixo da superfície retificada para a condição de lubri-refrigeração com fluido de corte com partículas de grafeno dispersas em fluido semissintético aplicado via a técnica MQL. Estes resultados foram atribuídos a maior capacidade de lubrificação na zona de contato proporcionada pelas partículas de grafeno, que contribui para reduzir os esforços de corte e diminuir a quantidade de calor direcionado para a peça.

No entanto, é importante ressaltar que, como a aglomeração das partículas diminui a capacidade de lubrificação do fluido de corte (LEE, C. et al., 2009, ZHANG et al., 2015, AZMAN et al., 2016 e JIA et al., 2017), os resultados de microdureza observados neste trabalho sugerem que a melhor lubrificação na zona de contato não é o único fator que diminui a variação de dureza abaixo da superfície retificada. Isso se deve ao fato de que a aplicação de grafeno, mesmo para as maiores concentrações em que apresentam aglomeração das partículas, reduziu a variação de dureza conforme observado na Figura 4.39.

Portanto, este resultado sugere que as temperaturas desenvolvidas durante a retificação com a presença das partículas de grafeno no fluido de corte foram menores e/ou que o grafeno contribuiu para reduzir a parcela de calor conduzida para a peça, seja por meio da diminuição de atrito por lubrificação, ou seja pela dissipação de calor pela refrigeração. Com isso, a peça esteve menos susceptível à ocorrência do dano térmico. Esta hipótese será abordada nos resultados de temperatura na região de corte, apresentados no tópico seguinte.

Na Figura 4.40 são apresentadas as microestruturas dos corpos de prova retificados com a condição de corte mais severa (C4), para todas as condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho. É importante ressaltar que as imagens apresentadas nas Figuras 4.40(a)-(d) correspondem às microestruturas das amostras que apresentaram as maiores variações de dureza abaixo da superfície retificada, conforme observado nos resultados de microdureza (curvas para a condição de corte C4 da Figura 4.37).

As linhas amarelas tracejada na Figura 4.40 representam posição de 20 μm abaixo da superfície retificada, distância em que foram medidos os pontos de dureza apresentados no gráfico da Figura 4.39. Da Figura 4.40 nota-se que não houve alterações na microestrutura do material após retificação em regiões mais afastadas da superfície usinada. No entanto, próximo da superfície retificada, é possível observar uma região mais escura na microestrutura do material após retificação com fluido de corte sintético aplicado via a técnica convencional [Figura 4.40(b)] e MQL [Figura 4.40(c)]. Estas regiões, indicadas pelos retângulos em vermelho, correspondem à estrutura da peça que sofreu revenimento excessivo (alteração metalúrgica), com consequente redução de dureza do material, o que explica as maiores reduções de dureza observadas para estas condições e corrobora as discussões feitas para os resultados de microdureza.

Conforme mencionado anteriormente, o revenimento excessivo é causado pela elevada temperatura de corte, ou seja, pode ser considerado um dano térmico recorrente na retificação de aços endurecidos com rebolos de abrasivos convencionais. Este tipo de dano está associado ao calor gerado no processo, que eleva a temperatura da peça em níveis suficientes para promover um tratamento térmico de revenimento indesejado na peça, em regiões próximas à superfície retificada, resultando, consequentemente, em redução de dureza no material (SEIDEL; ZÖSCH; HÄRTEL, 2018).

Resultado semelhante de alteração microestrutural foi observado por Gonçalves Neto (2013) na retificação cilíndrica sem centros do aço endurecido SAE 52100 (62 ± 2 HRC) com rebolo de corte de SiC. O autor observou regiões escurecidas (camada escura) na microestrutura do material próximo a região usinada após retificação em certas condições de lubri-refrigeração, atribuindo essa característica a um revenimento excessivo localizado, consequência do alto calor gerado no processo de retificação e que em sua grande parte foi direcionado para a peça.

Ainda da Figura 4.40, é importante salientar que a realização de uma análise quantitativa para determinar o tamanho da zona afetada pelo calor (ZAC) por meio da microestrutura do material seria bastante subjetiva e inviável dada a pouca diferença apresentada para as diferentes condições de lubri-refrigeração, consequência das baixas variações de dureza observadas nos resultados deste trabalho (menores que 15%).

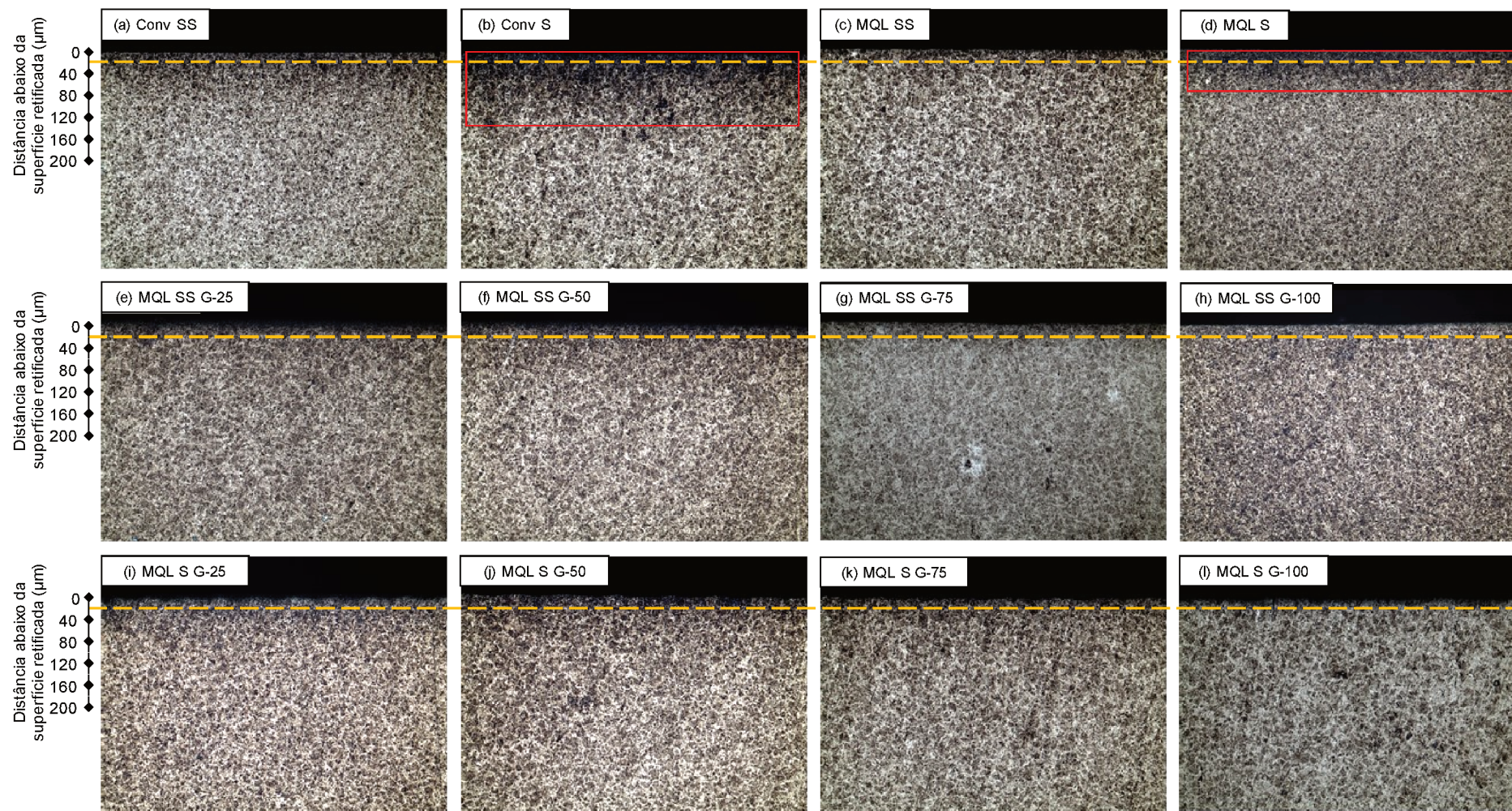


Figura 4.40: Microestrutura abaixo da superfície usinada do aço SAE 52100 após retificação na condição mais severa de usinagem ($C4 - v_w = 7 \text{ m/min}$ e $a_e = 30 \text{ } \mu\text{m}$) e sob as diferentes condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho.

4.6 Temperatura na região de corte

Na Figura 4.41 são mostrados os valores médios de temperaturas na região de corte durante a retificação com fluido de corte semissintético e sintético aplicado via a técnica convencional, para as quatro condições de corte utilizadas neste trabalho conforme especificado na Tabela 3.3.

Conforme pode ser observado na Figura 4.41, os valores médios de temperatura observados foram de aproximadamente 300 °C para a condição de corte mais branda (C1), até 688 °C para a condição de corte mais severa (C4) e fluido de corte do tipo sintético. Ainda da Figura 4.41 nota-se que a temperatura na região de corte aumentou com a velocidade da peça e penetração de trabalho, independentemente do tipo de fluido utilizado. Além disso, as temperaturas observadas durante a retificação com o fluido de corte do tipo sintético foram maiores que aquelas registradas quando utilizou-se o fluido do tipo semissintético, exceto para a condição de corte mais branda (C1), em que não houve diferença entre os valores médios das temperaturas na região de corte para os dois fluidos.

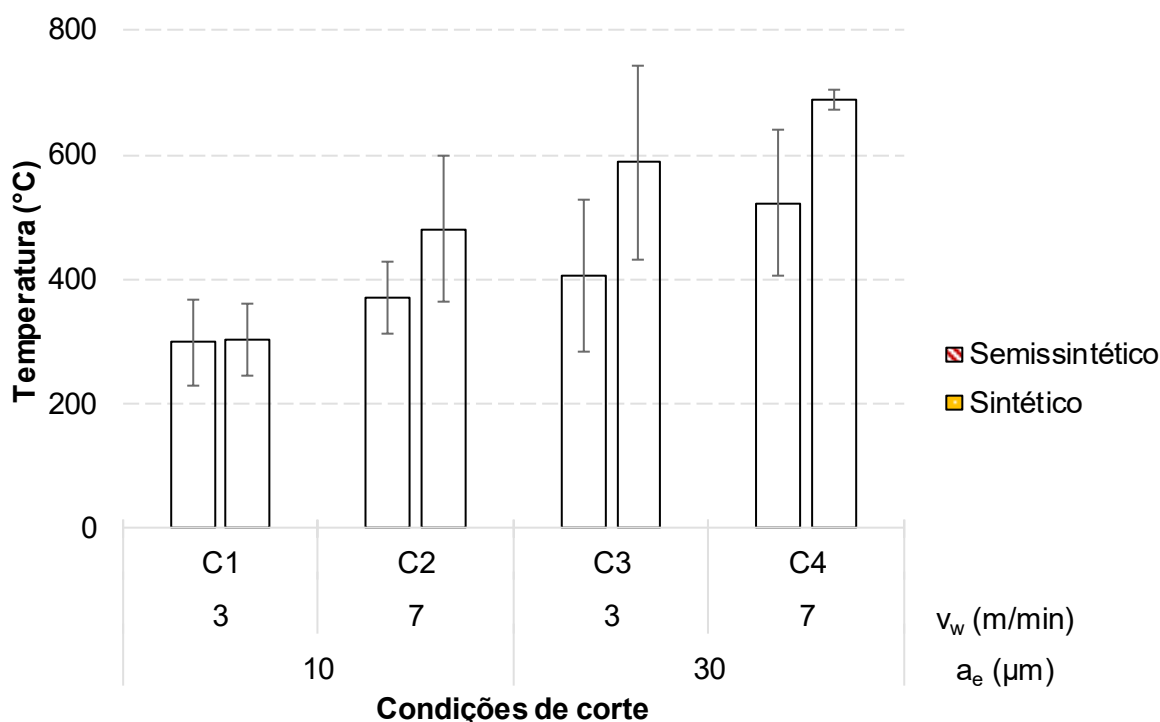


Figura 4.41: Temperatura na região de corte durante retificação com fluido de corte aplicado pela técnica convencional em função das diferentes condições de corte.

A fim de verificar a significância estatística de cada um dos fatores analisados nos resultados de temperatura apresentados na Figura 4.41, foi realizada uma análise de variância (ANOVA) de efeitos principais, cujo resultado é mostrado na Tabela 4.21.

Tabela 4.21: ANOVA de efeitos principais para os resultados de temperatura na região de corte durante retificação do aço SAE 52100 com fluido de corte aplicado via técnica convencional e diferentes condições de corte.

Fonte	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Tipo de fluido de corte	1	8,56	0,008
(2) Velocidade da peça (v_w)	1	8,63	0,008
(3) Penetração de trabalho (a_e)	1	22,61	0,000
Erro	20		
Total	23		

Conforme pode ser observado na Tabela 4.21, todos os fatores avaliados (tipo de fluido de corte, velocidade da peça e penetração de trabalho) apresentaram valor-P menor que 0,05 e, portanto, se mostraram estatisticamente significativos para os resultados de temperatura na região de corte, considerando um nível de confiabilidade de 95%. Na Figura 4.42 são mostrados os gráficos de efeitos principais de cada fator.

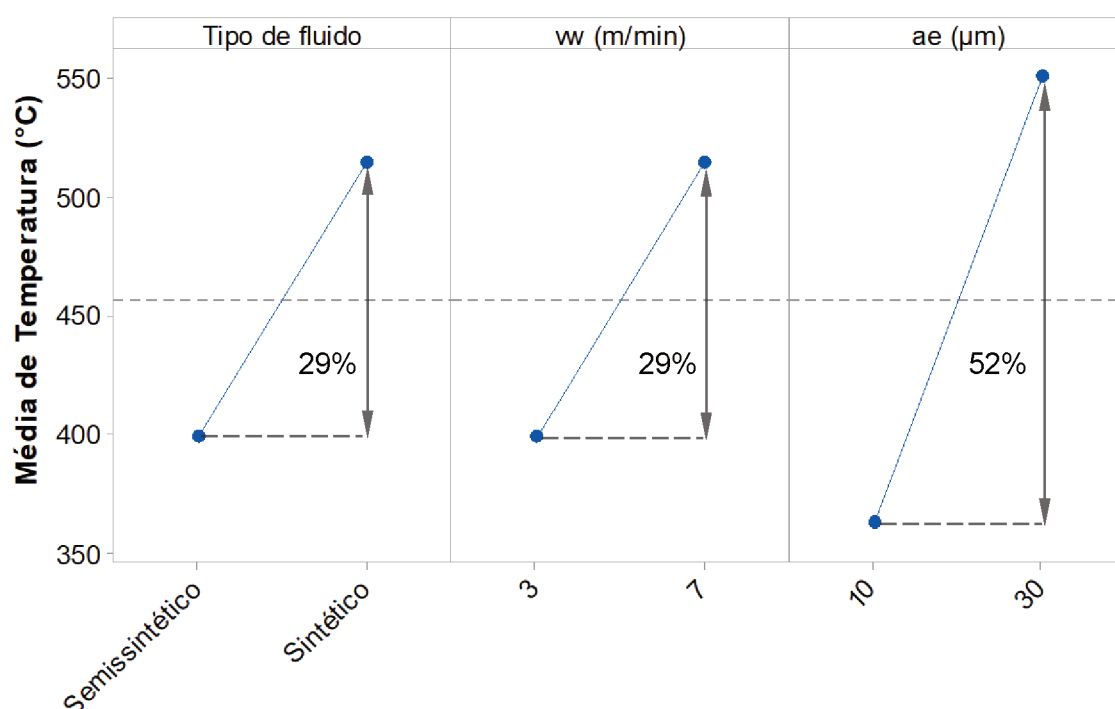


Figura 4.42: Efeitos principais para os resultados de temperatura na região de corte apresentados na Figura 4.41.

Da Figura 4.42 nota-se que a utilização do fluido de corte semissintético contribuiu para reduzir, em média, 29% a temperatura na região de corte em relação ao fluido sintético. Em relação às diferentes condições de corte, o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para

7 m/min resultou em um aumento na temperatura de 29%, enquanto o aumento na penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm aumentou em 52% a temperatura na região de corte.

Com relação ao efeito das condições de corte, o aumento na taxa de remoção de material, seja com v_w e/ou a_e , aumenta a espessura do cavaco não deformado e, portanto, exige maiores esforços de corte para a remoção de material (MALKIN; GUO, 2008). Por consequência, será exigida uma maior potência durante o processo de retificação, conforme observado nos resultados de potência elétrica apresentados na seção 4.2. Como a maior parte de toda a energia consumida no processo de retificação é transformada em calor na zona de corte (KLOCKE, 2009), o aumento na taxa de remoção de material, seja em função de v_w ou de a_e , resulta no desenvolvimento de maiores temperaturas na região de retificação, conforme observado neste trabalho e também por Li; Chen; Chen (2011).

Resultado semelhante também foi observado por Yao et al. (2013) em seu trabalho experimental de medição de temperatura na retificação plana tangencial da superliga Inconel 718 com rebolos de CBN e Al_2O_3 , e em diferentes valores de velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e). Segundo os autores, independentemente do tipo de rebolo, o aumento na velocidade da peça aumenta a quantidade de material que se desloca para a área de contato, o que eleva a espessura do cavaco e também os esforços de corte e a temperatura de corte. Ainda de acordo com os autores, a deformação do cavaco e atrito entre os grãos abrasivos e a peça são agravados para maiores penetrações de trabalho, além de existir uma maior quantidade de grãos ativos, o que aumenta, consequentemente, os esforços de corte e leva ao desenvolvimento de maiores temperaturas de retificação.

Com relação ao efeito do tipo de fluido de corte, os resultados sugerem que, para as condições utilizadas neste trabalho, a propriedade lubrificante do fluido de corte exerceu maior influência que a sua função refrigerante no que diz respeito em reduzir a temperatura na zona de contato, uma vez que as maiores temperaturas foram observadas na retificação com fluido do tipo sintético. Este fluido possui menor capacidade lubrificante, em função de sua menor viscosidade, e maior capacidade refrigerante em consequência de sua maior condutividade térmica em relação ao fluido semissintético, conforme especificado na Tabela 3.2. Além disso, este resultado confirma a hipótese levantada na discussão dos resultados de microdureza de que a maior capacidade lubrificante do fluido de corte semissintético contribuiu para reduzir o atrito na interface rebolo peça, possibilitar menor variação da dureza abaixo da superfície, gerar menor temperatura de corte, reduzir a quantidade de calor que é direcionado para a peça e, consequentemente, para melhorar o desempenho do processo de retificação.

Sales; Diniz; Machado (2001), em uma revisão sobre aplicação de fluidos de corte em processos de usinagem, explicam que o fato de um determinado fluido de corte apresentar maior coeficiente de convecção não significa necessariamente que ele irá promover menores temperaturas na região de corte. Ainda de acordo com os autores, um fluido de corte que

remove muito calor pode levar à uma redução no efeito de perda de resistência do material em elevadas temperaturas, fazendo com que o material mantenha sua resistência mecânica. Como consequência, maior energia é consumida no cisalhamento do material, o que contribui para aumentar a temperatura na zona de contato.

Na Figura 4.43 são mostrados os resultados de temperatura durante o processo de retificação para a condição de corte mais severa, C4, com $v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μ m, incluindo a combinação com todas as condições de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho. Os resultados foram agrupados de acordo com o tipo de fluido de corte, em que a condição de lubri-refrigeração “Conv” e “MQL T” correspondem à aplicação convencional de fluido de corte, e à aplicação tradicional da técnica MQL (com fluido de corte sem diluição em água e sem adição de grafeno multicamadas), respectivamente.

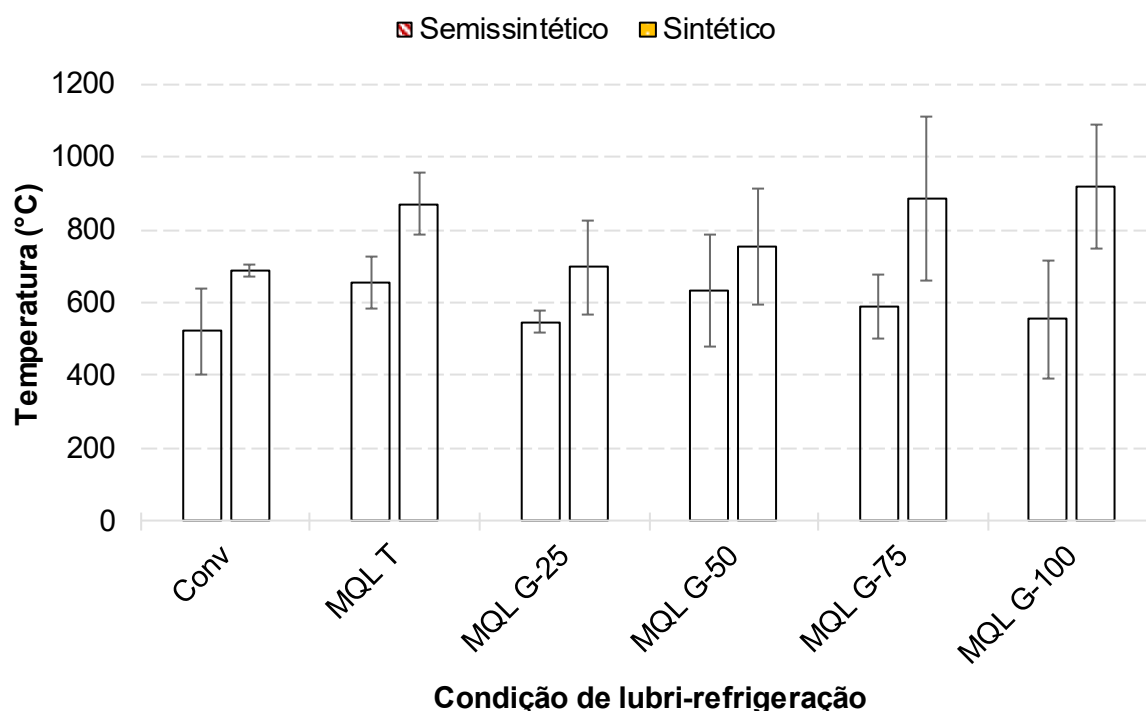


Figura 4.43: Temperatura na região de corte durante a retificação do aço SAE 52100 na condição mais severa, C4 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μ m) e em função das diferentes atmosferas de usinagem.

Conforme pode ser observado na Figura 4.43, a temperatura máxima alcançada na região de corte durante a retificação com a técnica MQL usando o fluido de corte semissintético sem adição de grafeno multicamadas (MQL T) foi de 654 °C, enquanto que para o fluido sintético ela foi de 871 °C (correspondendo a aumento de 33%). Estes valores consistem, em comparação ao observado durante a retificação com a técnica convencional, em um aumento de aproximadamente 25% e 27% para os fluidos de corte semissintético e sintético, respectivamente. Portanto, com os resultados de temperatura na região de corte

obtidos para as condições utilizadas neste trabalho, a temperatura foi maior quando se empregou a técnica MQL, independente do fluido de corte testado.

Os maiores valores de temperatura na região de corte durante a retificação com a técnica MQL em comparação à técnica convencional de aplicação de fluido de corte devem-se ao maior poder de refrigeração proporcionado pela técnica convencional em relação à técnica MQL devido à grande quantidade de água presente no fluido de corte, bem como a maior vazão de aplicação do fluido. Dessa forma, o efeito da maior lubrificação apresentada pela técnica MQL, consequência da maior capacidade de penetração do fluido de corte que esta técnica apresenta graças ao ar comprimido que, além de refrigerar, conduz o óleo (WANG et al., 2016b), não é suficiente para reduzir a temperatura na região de corte em níveis comparáveis aos observados na retificação com a técnica convencional.

Hadad e Sadeghi (2012) em seu trabalho experimental realizaram medição da temperatura da peça na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 em diferentes condições de lubri-refrigeração, incluindo a condição a seco, fluido de corte sintético (diluição de 1:19 em água) aplicado via a técnica convencional e cinco condições de MQL, variando o tipo de fluido, pressão do ar comprimido e vazão. Os autores utilizaram o método do termopar embutido e observaram que o aumento máximo de temperatura na superfície durante a retificação com a técnica MQL foi entre 105 °C e 169 °C, enquanto para as condições a seco e fluido de corte aplicado via a técnica convencional as temperaturas foram de 218 °C e 55 °C, respectivamente. De acordo com os autores, embora a técnica MQL apresente boa característica de lubrificação no processo de retificação, ela não atende aos requisitos de refrigeração quando comparada com a técnica convencional, no que diz respeito a minimizar as temperaturas desenvolvidas durante o processo. Essa desvantagem está entre as principais que ainda limitam a aplicação da técnica MQL de uma forma mais difundida na retificação.

A fim de analisar a influência do grafeno multicamadas nos resultados de temperatura, foi realizada uma análise de variância (ANOVA) de efeitos principais para os resultados da Figura 4.43, considerando as diferentes condições de lubri-refrigeração com a técnica MQL. O resultado da ANOVA e os gráficos de efeitos principais são mostrados na Tabela 4.22 e Figura 4.44, respectivamente.

Tabela 4.22: ANOVA de efeitos principais para os resultados de temperatura das condições de lubri-refrigeração com a técnica MQL.

Fonte	GL	Valor F	Valor-P
Efeitos principais			
(1) Tipo de fluido	1	21,33	0,000
(2) Concentração de grafeno multicamadas (CGM)	4	0,97	0,440
Erro	24		
Total	29		

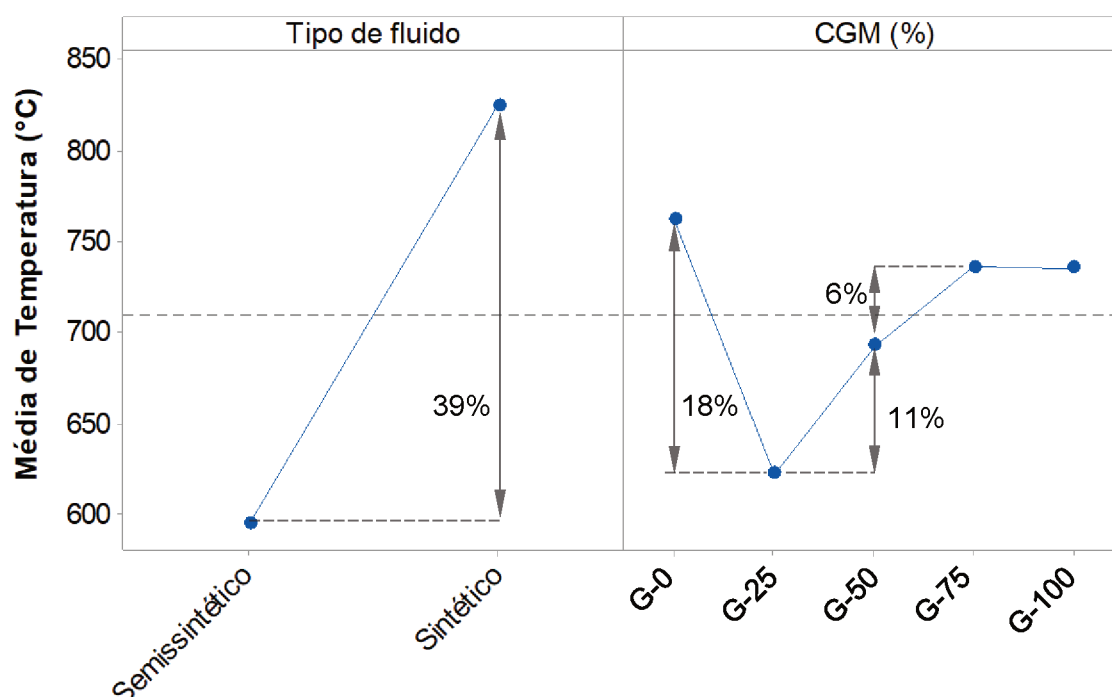


Figura 4.44: Efeitos principais dos resultados de temperatura na região de corte durante a retificação do aço SAE 52100 para as condições de lubri-refrigeração com a técnica MQL.

Conforme pode ser observado na Tabela 4.22, o tipo de fluido de corte apresentou significância estatística para os resultados de temperatura na retificação com a técnica MQL, sendo a média de temperatura observada para o fluido de corte semissintético 39% menor que aquela para o fluido de corte do tipo sintético conforme mostrado na Figura 4.44, resultado semelhante ao observado para a técnica convencional (Figura 4.43).

Com relação ao efeito da adição do grafeno multicamadas disperso no fluido de corte, observa-se na Figura 4.43 que a presença do grafeno, embora pouco significativa estatisticamente para os resultados, apresentou certa tendência em reduzir a temperatura na região de corte, principalmente para a menor concentração (G-25), que proporcionou uma redução de 18% em comparação à técnica MQL tradicional (sem adição de grafeno). As temperaturas observadas para essa concentração de grafeno, inclusive, são bem

semelhantes àsquelas observadas para a técnica convencional, conforme pode ser observado na Figura 4.43, ao comparar as condições de lubri-refrigeração Conv e MQL G-25, considerando, evidentemente, o mesmo tipo de fluido de corte.

Resultado semelhante de redução de temperatura na região de corte com aplicação de partículas de MoS_2 dispersas no fluido (concentração de 2% em volume) foi observado por Zhang et al. (2016b) na retificação plana tangencial do aço AISI 1045 com rebolo de Al_2O_3 em diferentes condições de lubri-refrigeração, incluindo as técnicas convencional, MQL tradicional e MQL com partículas sólidas de MoS_2 . Os autores observaram que a presença das partículas contribuiu para reduzir o pico de temperatura em comparação à aplicação da técnica MQL tradicional (sem adição de partículas) para todos os fluidos de corte utilizados, sendo esta redução na faixa de 16% a 24%. A redução de temperatura foi atribuída ao aumento da capacidade lubrificante do fluido de corte com a presença das partículas de MoS_2 .

Ainda em relação ao trabalho de Zhang et al. (2016b), ao compararem os diferentes fluidos de corte utilizados para aplicação com a técnica MQL, com e sem partículas sólidas, os autores observaram que o fluido de corte com maior viscosidade proporcionou menor temperatura de pico no processo, resultado este semelhante ao observado neste trabalho (Figura 4.44). Os autores explicam que a temperatura de pico no processo de retificação está associada basicamente a três fatores: ao atrito na zona de contato, ao calor gerado durante o processo e à parcela de calor que é conduzido para a peça.

No caso de fluidos de corte com alta viscosidade, embora a capacidade de refrigeração seja menor devido aos menores valores de molhabilidade e condutividade térmica, a redução do coeficiente de atrito e calor gerado durante o processo, consequência da maior lubricidade, tem um efeito, a princípio, mais significativo que a dissipação de calor promovida pelo fluido com maior capacidade de refrigeração (menor viscosidade). No entanto, caso o processo de retificação envolva vários passes do rebolo sobre a peça, sem interrupção para dressagem, o acúmulo de calor passa a exercer influência na temperatura de pico, fazendo com que a capacidade de refrigeração do fluido de corte tenha cada vez mais importância. Este fato foi comprovado por Zhang et al. (2016b) nos ensaios de retificação com vários passes consecutivos, em que após o oitavo passe a temperatura de pico e principalmente o acúmulo de temperatura foi menor para o fluido de corte com maior capacidade de refrigeração (menor viscosidade e maior condutividade térmica).

Neste sentido, os resultados apresentados e discutidos por Zhang et al. (2016b) sugerem que o fato de aumentar a quantidade de passes do rebolo em uma mesma operação, a capacidade de refrigeração do fluido de corte exerceria maior influência nos resultados e, possivelmente, a retificação com o fluido de corte sintético resultaria em menor acúmulo de calor e, conseqüentemente, menor temperatura na região de corte nesta condição de usinagem.

Li et al. (2019) recentemente realizaram um trabalho experimental para medir a temperatura na região de corte durante a retificação da liga de titânio TC4 com rebolo de diamante e em seis diferentes condições de lubri-refrigeração: a seco, um mesmo fluido contendo quatro diferentes concentrações de grafeno (0,05%, 0,1%, 0,15% e 0,2%, em massa), e outro de base vegetal, todos aplicados via a técnica MQL. Os autores observaram que a adição de grafeno reduziu a temperatura de pico durante a retificação em comparação à técnica MQL tradicional (sem adição de grafeno). Além disso, os autores observaram que a concentração de 0,1% proporcionou a menor temperatura máxima (183,612 °C). Diferente de Zhang et al. (2016b), que atribuíram a redução de temperatura à maior capacidade lubrificante do fluido com as partículas, Li et al. (2019) atribuíram esta redução na temperatura ao maior poder de refrigeração que o grafeno proporciona ao fluido de corte.

A fim de verificar qual propriedade dentre a viscosidade e condutividade térmica dos diferentes fluidos aplicados via a técnica MQL exerceu maior influência nos resultados de temperatura deste trabalho, o coeficiente de correlação de Pearson entre a temperatura e estas propriedades foi calculado. Para a viscosidade a 70 °C, este coeficiente foi de -0,88, enquanto para a condutividade térmica (a 25 °C), o coeficiente de correlação foi de 0,90.

Este resultado mostra que, para as condições utilizadas neste trabalho, a viscosidade do fluido de corte aplicado via a técnica MQL influenciou nos resultados de temperatura, de forma que maiores valores de viscosidade estão associados aos menores valores de temperatura durante o corte. Diferentemente da relação observada entre viscosidade e temperatura, a condutividade térmica apresentou relação direta com esta variável de saída, isto é, a retificação com fluidos de corte com maior condutividade térmica resultou em maiores valores de temperatura na região de corte.

Dessa forma, para as condições de lubri-refrigeração com aplicação de fluido de corte via técnica MQL, similar ao observado para a técnica convencional, o controle da temperatura na região de retificação foi mais eficaz por meio da redução na geração de calor pela diminuição de atrito com a utilização de fluido de corte com maior capacidade de lubrificação (maior viscosidade), e não pela maior dissipação de calor através de um fluido com maior capacidade refrigerante (maior condutividade térmica). E isto, inclusive, corrobora as discussões apresentadas nos resultados de microdureza e microestrutura abaixo da superfície retificada.

Na Figura 4.45 é mostrado um gráfico em que a viscosidade e condutividade térmica relativa entre os fluidos é plotada juntamente com os resultados de temperatura, em que é possível observar a forte correlação destas propriedades com a temperatura na região de corte conforme mencionado anteriormente.

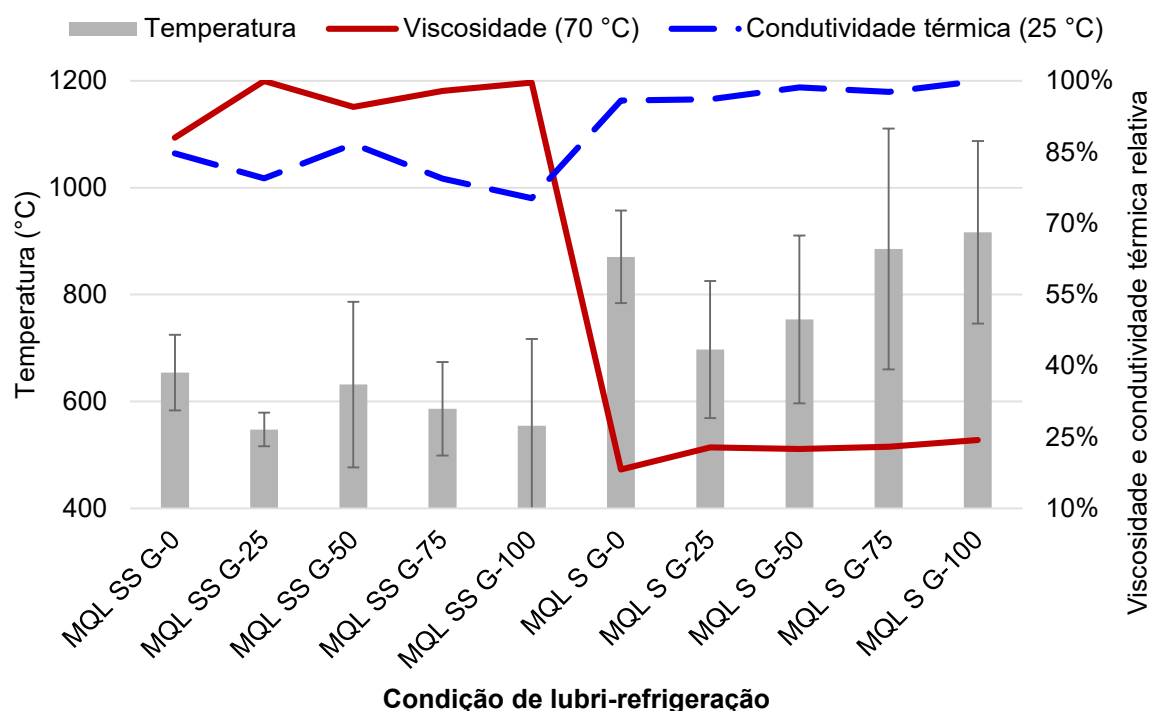


Figura 4.45: Correlação entre temperatura da região de retificação do aço SAE 52100 e as propriedades dos fluidos de corte (viscosidade e condutividade térmica) aplicados via a técnica MQL.

As correlações entre a temperatura na região de corte e viscosidade e condutividade térmica observadas neste trabalho (Figura 4.45) corroboram os resultados de Zhang et al. (2016b), indicando que, de fato, no que diz respeito à temperatura de pico durante a retificação com fluido de corte aplicado via a técnica MQL, a capacidade lubrificante do fluido de corte é mais importante para reduzir as temperaturas que a sua capacidade de refrigeração, considerando que o acúmulo de calor não seja significativo.

Dessa forma, pode-se inferir que as menores temperaturas observadas durante a retificação com a presença do grafeno, em comparação a aplicação da técnica MQL tradicional (sem adição de partículas sólidas), é consequência direta do aumento de viscosidade promovido pela presença das partículas de grafeno, que para as condições utilizadas neste trabalho, resultou em até 14% de aumento na viscosidade do fluido base conforme pode ser observado na Tabela 3.2.

Ainda em relação à condutividade térmica do fluido de corte, é importante ressaltar que o aumento desta propriedade diminui o número de Nusselt (Nu), reduzindo, portanto, a eficácia da troca de calor por convecção entre o fluido de corte (meio ou atmosfera de usinagem) e o sistema (zona de retificação, peça, rebolo e cavaco) (ÇENGEL et al., 2012). No entanto, o fluido de corte na interface entre os grãos abrasivos e a peça é estacionário. Dessa forma, na região de contato onde o fluxo de calor é gerado, a transferência de calor

para o fluido de corte se dá por condução, fenômeno este que depende, portanto, da condutividade térmica do mesmo.

Por fim, é importante salientar que, ao comparar os resultados de temperatura na região de corte (Figura 4.43) com os de microdureza abaixo da superfície retificada (Figura 4.39), embora a técnica MQL tenha proporcionado maiores temperaturas na região de corte quando comparada à técnica convencional, a redução de microdureza abaixo da superfície foi menor, principalmente nos ensaios em que se utilizou o fluido de corte do tipo sintético. Uma possível explicação para isto está associada ao fato de que a redução de dureza abaixo da superfície retificada ocorreu em função de transformação metalúrgica, neste caso devido ao revenimento localizado, e, portanto, consiste principalmente na difusão de carbono na região, o que depende não apenas da temperatura, mas também do seu tempo de ação (MALKIN; GUO, 2008). Além disso, sabe-se da teoria de transferência de calor que a velocidade com que o calor é conduzido para as demais regiões da peça, bem como a taxa de diminuição de temperatura, é diretamente proporcional ao gradiente de temperatura entre a zona de contato e o meio, que se encontra em temperatura ambiente (ÇENGEL et al., 2012).

Neste sentido, o maior gradiente de temperatura para a retificação com a técnica MQL, combinado a maior capacidade de penetração do fluido na zona de contato que esta técnica apresenta em comparação à técnica convencional (WANG et al., 2016b), possivelmente contribuiu para a troca de calor mais eficiente entre a região de contato e o fluido de corte. E este fenômeno pode ter resultado em uma taxa de redução de temperatura alta o bastante para minimizar e/ou prevenir o processo de revenimento abaixo da superfície retificada nas condições testadas.

Os resultados em termos de variação de dureza observados para as condições com grafeno multicamadas, mesmo apresentando temperaturas na região de corte mais altas que aquelas medidas na retificação com a técnica convencional, são evidências que corroboram a hipótese de que a taxa de redução de temperatura tenha sido alta o suficiente para minimizar e/ou prevenir o revenimento. A presença do grafeno na interface é, a priori, mais um meio para dissipar o calor gerado no processo a uma taxa mais elevada, resultando, consequentemente, em menor variação de dureza abaixo da superfície, o que pode ser traduzido em minimização de dano térmico, mesmo quando são desenvolvidas maiores temperaturas na região de corte.

No entanto, é importante salientar que o tempo de contato entre os grãos abrasivos e a superfície sendo retificada, bem como a condutividade térmica da peça, são fatores que também influenciam na condução e dissipação do calor gerado. Dessa forma, caso fossem utilizados vários passes com acréscimo de penetração de trabalho na retificação deste material, e/ou a dimensão da peça fosse maior, ou ainda se a condutividade térmica do material retificado fosse inferior ao do material testado neste trabalho, o acúmulo de calor na

zona de contato aumentaria, bem como o tempo necessário para este calor ser conduzido e dissipado. Isso poderia levar não apenas a maiores temperaturas na zona de contato, mas também maior tempo de ação destas temperaturas. Em casos como estes, possivelmente a retificação com a técnica MQL poderia implicar na geração de danos de origem térmica mais evidentes que a técnica convencional.

Portanto, os melhores resultados em termos de variação de microdureza observados na retificação com a técnica MQL, mesmo apresentando temperaturas na região de corte mais elevadas que as observadas quando utilizada a técnica convencional, podem estar associados ao curto tempo de contato entre o rebolo e a peça para as condições de corte avaliadas neste trabalho (0,14 – 0,32 segundos), consequência direta da pequena dimensão do corpo de prova e procedimento de corte, que contou com apenas uma passagem do rebolo sobre a peça, além da passagem única de centelhamento (*spark-out*), sem acréscimo de penetração de trabalho (Figura 3.7).

Dessa forma, seria interessante a realização de ensaios com medição de temperatura por meio de métodos que permitam analisar sua variação com o tempo, como é o caso do método do termopar embutido, a fim de verificar a taxa de diminuição de temperatura para as diferentes condições de lubri-refrigeração, bem como para analisar o efeito do acúmulo de calor nas alterações de natureza metalúrgicas, que podem levar as alterações de natureza mecânica (microdureza na superfície retificada e abaixo desta, trincas e tensões residuais de tração), que são considerados danos de origem térmica.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Com os ensaios experimentais de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com o rebolo de alumina branca e em diferentes condições de corte e lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho, pode-se concluir que:

- A metodologia proposta foi satisfatória para avaliar o desempenho da retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 sob diferentes condições de corte e lubri-refrigeração;
- A penetração de trabalho e velocidade da peça apresentaram elevada significância estatística nos resultados de rugosidade da superfície retificada para ambos os parâmetros R_a e R_z , independente da condição de lubri-refrigeração. O aumento de no valor destes parâmetros resultou, em geral, em um aumento nos valores de rugosidade;
- De modo geral o parâmetro R_a foi mais sensível à variação da velocidade da peça que o parâmetro R_z . No entanto, a variação da penetração de trabalho proporcionou, em geral, maior influência no parâmetro R_z ;
- A técnica de aplicação e tipo de fluido de corte se mostraram estatisticamente significativos para os resultados de rugosidade da superfície retificada. Considerando as condições sem grafeno multicamadas, a utilização de fluido de corte semissintético em relação ao sintético, bem como a utilização da técnica MQL em relação à técnica convencional, resultou, em geral, em melhores resultados em termos de acabamento da superfície retificada;
- Em termos de acabamento, o fluido de corte do tipo semissintético se mostrou mais adequado para aplicação via a técnica convencional, enquanto o fluido de corte do tipo sintético para a técnica MQL;

- A concentração de grafeno multicamadas exerceu influência estatisticamente significativa no acabamento da superfície retificada para ambos os tipos de fluido de corte testados;
- A combinação entre o fluido de corte do tipo semissintético e a adição de grafeno multicamadas com a menor concentração (G-25) contribuiu para reduzir os valores de rugosidade da superfície retificada em 12% e 7% para os parâmetros Ra e Rz, respectivamente, em comparação à aplicação do mesmo fluido sem adição de grafeno. Contudo, para as demais concentrações, os valores de rugosidade da superfície aumentaram quase que linearmente com a concentração de grafeno multicamadas;
- Com relação ao fluido de corte do tipo sintético, a adição de grafeno multicamadas em sua composição levou à deterioração do acabamento da superfície retificada em comparação à técnica MQL tradicional (mesmo fluido sem adição de grafeno) para todas as concentrações avaliadas. Na média geral, o aumento nos valores de rugosidade foi de, no mínimo, 56% e 30% para os parâmetros Ra e Rz. Portanto, em termos de acabamento da superfície retificada, o uso de grafeno multicamadas no fluido de corte do tipo sintético utilizado neste trabalho não se mostrou eficiente;
- As diferentes condições de lubri-refrigeração, incluindo a técnica de aplicação, tipo de fluido de corte e a concentração de grafeno multicamadas, não apresentaram influência estatisticamente significativa nos resultados de potência elétrica do motor responsável pela rotação do rebolo;
- Tanto a penetração de trabalho como a velocidade da peça exerceram grande influência nos resultados de potência elétrica, independente da condição de lubri-refrigeração, com destaque para a penetração de trabalho. Enquanto o aumento na velocidade da peça de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na faixa de 22-25%, a elevação na penetração de trabalho de 10 μ m para 30 μ m resultou em um aumento ainda mais expressivo entre 60-74% na potência elétrica;
- Diferente do observado para os resultados de rugosidade, a taxa de remoção de material específica (Q_w') exerceu grande influência nos resultados de potência elétrica, de uma forma direta e proporcional;
- A energia específica aumentou exponencialmente com a redução da taxa de remoção de material específica (Q_w'), independente da condição de lubri-refrigeração, fenômeno este que pode estar associado ao efeito escala;
- Diferente do observado para os resultados de potência elétrica, a técnica de aplicação e a interação entre este fator e o tipo de fluido de corte apresentaram influência estatisticamente significativa nos resultados de energia específica;

- De forma semelhante ao observado para os resultados de rugosidade, a utilização do fluido de corte do tipo semissintético contribuiu para reduzir a energia específica quando aplicado via a técnica convencional, enquanto o fluido do tipo sintético contribui para reduzir a energia específica quando aplicado via a técnica MQL;
- A adição de grafeno multicamadas no fluido de corte não exerceu influência nos resultados de energia específica, independentemente do tipo de fluido de corte utilizado para dispersão e da concentração de grafeno;
- A metodologia utilizada para o cálculo da energia específica utilizada neste trabalho, que foi a partir dos valores de potência elétrica máxima, não se mostrou eficiente para avaliar o efeito do grafeno disperso no fluido de corte aplicado pela técnica MQL;
- Nenhuma das superfícies retificadas com as diferentes condições de corte e de lubri-refrigeração utilizadas neste trabalho apresentaram queima visível de retificação;
- As imagens de topografia das superfícies retificadas com fluido de corte do tipo sintético aplicado via a técnica convencional indicaram que esta combinação é desfavorável para a retificação do aço SAE 52100 com rebolo de alumina branca, o que foi comprovado pelos altos valores de rugosidade e potência elétrica obtidos;
- A topografia das superfícies retificadas com a combinação entre presença de grafeno multicamadas na menor concentração G-25 e fluido de corte semissintético resultou na menor evidência de deformação plástica, indicando que as partículas de grafeno contribuíram, de fato, melhoraram as condições tribológicas na interface entre os grãos abrasivos e a peça, afetando positivamente o acabamento da superfície retificada;
- Sulcos maiores na topografia das superfícies retificadas com fluido de corte semissintético contendo grafeno multicamadas em maiores concentrações foram detectados, sugerindo que houve aglomeração das partículas de grafeno nestas condições. Ao realizar a usinagem com o grafeno disperso no fluido de corte do tipo sintético, os sulcos observados na topografia foram ainda maiores, o que refletiu no pior acabamento das superfícies retificadas. Estes resultados indicaram que a aglomeração das partículas no fluido do tipo sintético foi ainda mais intensa, em relação ao fluido semissintético;
- Nas peças usinadas nas condições de lubri-refrigeração sem grafeno multicamadas e com parâmetros de corte mais brandos, C1 ($v_w = 3$ m/min e $a_e = 10$ μ m) e C2 ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 10$ μ m) não foram observadas variações de dureza abaixo da superfície retificada, independente da técnica de aplicação e tipo de fluido de corte;
- A peça retificada com a condição de corte mais severa (C4) e fluido de corte do tipo sintético aplicado via a técnica convencional foi aquela que apresentou a maior

redução de dureza (14%) e maior zona afetada pelo calor, $ZAC = 80 \mu m$, o que correspondeu ao dano térmico mais severo;

- Em termos de variação de dureza abaixo da superfície retificada, a usinagem com a técnica MQL contendo fluido do tipo semissintético proporcionou resultado bem semelhante ao obtido pela técnica convencional, com o mesmo fluido. Mas para o fluido do tipo sintético, a técnica MQL proporcionou melhores resultados que a técnica convencional;
- A presença do grafeno multicamadas no fluido de corte aplicado via a técnica MQL contribuiu para reduzir a variação de microdureza abaixo da superfície retificada para ambos os tipos de fluido de corte, independentemente de sua concentração;
- A temperatura na região de corte aumentou com a velocidade da peça e penetração de trabalho. Além disso, foram registrados os menores valores de temperatura ao usar o fluido de corte do tipo semissintético, independente da técnica de aplicação, sugerindo que a capacidade de lubrificação do fluido de corte exerceu maior influência que a de refrigeração, no que diz respeito a reduzir a temperatura na região de corte;
- Em comparação com a aplicação de fluido de corte via a técnica convencional, usinagem com a técnica MQL resultou em aumento nas temperaturas da região de corte em 24% e 27% para os fluidos de corte semissintético e sintético, respectivamente;
- A adição de grafeno multicamadas no fluido de corte contribuiu para reduzir a temperatura na região de corte, principalmente ao empregar a menor concentração (G-25), independentemente do tipo de fluido base utilizado para dispersão das partículas. Na média geral, a adição de grafeno nesta concentração proporcionou uma queda na temperatura em 18% quando comparado à técnica MQL tradicional (sem adição de grafeno);
- Em relação aos diferentes fluidos de corte aplicados via a técnica MQL, a viscosidade do fluido apresentou maior efeito que a condutividade térmica no que diz respeito à redução de temperatura na região de corte;

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

A partir dos resultados obtidos na realização deste trabalho, os seguintes temas são sugeridos para trabalhos futuros:

- Realizar ensaios experimentais com medição de esforços de corte com auxílio de dinamômetro para comparar com os resultados de potência elétrica, além de calcular, ainda, a energia específica mecânica do processo. Com isso será possível estimar

os coeficientes de rendimento a serem considerados para medir a força de corte por meio dos sinais de potência elétrica;

- Avaliar a influência de diferentes abrasivos (alumina monocristalina e seeded gel) e de outras partículas sólidas dispersas em fluido de corte tais como nanotubos de carbono, Al_2O_3 e MoS_2 nas mesmas variáveis de saída estudadas para aço SAE 52100, e em outros parâmetros de rugosidade.
- Realizar a medição de temperatura por métodos que permitam medir a temperatura da região de corte em função do tempo, como é o caso do método do termopar embutido, para avaliar as taxas aumento e diminuição da temperatura na região de corte durante o processo de retificação, uma vez que não somente a temperatura em si interfere no processo, mas também o seu tempo de ação.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO, B. S., PEREIRA, M. F., MELLO, A. V., DA SILVA, R. B. INVESTIGAÇÃO DA RUGOSIDADE E DA MICRODUREZA DE AÇO SAE 52100 NA RETIFICAÇÃO PLANA TANGENCIAL COM A TÉCNICA DE MÍNIMA QUANTIDADE DE LUBRIFICANTE. In: **COBEF 2019 - 10º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, São Carlos, SP, Brasil, 2019. <https://doi.org/10.26678/ABCM.COBEF2019.COF2019-0337>

ABRÃO, Bruno Souza. **Retificação plana do aço SAE 52100 com fluido de corte contendo grafeno aplicado pela técnica MQL**. 2018. 129 p. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG. <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2019.30>

ADLER, D. P., HIL, W. W.-S., MICHALEK, D. J., SUTHERLAND, J. W. EXAMINING THE ROLE OF CUTTING FLUIDS IN MACHINING AND EFFORTS TO ADDRESS ASSOCIATED ENVIRONMENTAL/HEALTH CONCERNS. **Machining Science and Technology**, 10, 2006, 23-58. <https://doi.org/10.1080/10910340500534282>

ALBERTS, M., KALAITZIDOU, K., MELKOTE, S. An investigation of graphite nanoplatelets as lubricant in grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 49, 2009, 966-970. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.06.005>

ANAND, A., VOHRA, K., UL HAQ, M. I., RAINA, A., WANI, M. F. Tribological Considerations of Cutting fluids in Machining Environment: A Review. **Tribology in Industry**, 38, 4, 2016, 463-474.

ARIF, M., XINQUAN, Z., RAHMAN, M., KUMAR, S. A predictive model of the critical undeformed chip thickness for ductile-brittle transition in nano-machining of brittle materials. **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 64, 2013, 114-122. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.005>

ARSHAD, A., JABBAL, M., YAN, Y., REAY, D. A Review on Graphene based Nanofluids: Preparation, Characterization and Applications. **Journal of Molecular Liquids**, Vol. 279, 2019, 444-484. <https://doi.org/10.1016/j.molliq.2019.01.153>

ASHBY, M. F., JONES, D. R. H. **Engineering Materials I: An Introduction to Properties, Applications and Design**. 3rd edition, Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.

ASM HANDBOOK. **Volume 1 – Properties and Selection: Irons, Steels and High-Performance Alloys**. ASM International, 1990.

ASTM E92-16. Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials. **ASTM International**. West Conshohocken, PA, 2016.

AWALE, A., SRIVASTAVA, A., VASHISTA, M., YUSUFZAI, M. Z. K. Surface integrity characterization of ground hardened H13 hot die steel using different lubrication environments. **Materials Research Express**, 6, 2, 2018. <https://doi.org/10.1088/2053-1591/aaeae8>

AZMAN, S. S. N., ZULKIFLI, N. W. M., MASJUKI, H., GULZAR, M., ZAHID, R. Study of tribological properties of lubricating oil blend added with graphene nanoplatelets. **Journal of Materials Research**, 31(13), 2016, 1932-1938. <https://doi.org/10.1557/jmr.2016.24>

BARCZAK, L. M., BATAKO, A. D. L., MORGAN, M. N. A study of plane surface grinding under minimum quantity lubrication (MQL) conditions. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 50, 2010, 977-985. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.07.005>

BARRENETXEA, D., MANCISIDOR, I., BEUDAERT, X., MUNOA, J. Increased productivity in centerless grinding using inertial active dampers. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, 67, 2018, 337-340. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.04.093>

BATAKO, A. D. L., MORGAN, M. N., ROWE, B. W. High efficiency deep grinding with very high removal rates. **The international Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 66(9-12), 2013, 1367-1377. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4414-7>

BATTEZ, A. H., RICO, J. E., ARIAS, A. N., VIESCA RODRIGUEZ, J. L., CHOU RODRIGUEZ, R., DIAZ FERNANDEZ, J. M. The tribological behaviour of ZnO nanoparticles as na additive to PAO6. **Wear**, 261, 2006, 256-263. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2005.10.001>

BEWICK, V., CHEEK, L., BALL, J. Statistics review 9: One-way analysis of variance. **Critical Care**, 8(2), 2004, 130-136. <https://doi.org/10.1186/cc2836>

BIANCHI, E. C., FERNANDES, O. C., MOGAMI, O., DA SILVA JÚNIOR, C. E., VALARELLI, I. D., AGUIAR, P. R. Análise do Comportamento de Rebolos Convencionais na Retificação de Aços Frágeis e Dúcteis. RBCM – **Journal of Brazilian Society Mechanical Sciences**, Vol. XIX – No 3, 1997, 410-425.

BIANCHI, E. C., RODRIGUEZ, R. L., HILDEBRANDT, R. A., LOPES, J. C., DE MELLO, H. J., DA SILVA, R. B., DE AGUIAR, P. R. Plunge cylindrical grinding with the minimum quantity lubrication coolant technique assisted with wheel cleaning system. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 95, 2018, 2907-2916. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1396-5>

BLAZER SWISSLUBE. **GRINDEX 10**. 2011b. Disponível em: https://www.cuttingfluids.com.mx/wp/wp-content/uploads/2014/09/Grindex_10.pdf. Acesso em: junho de 2019.

BLAZER SWISSLUBE. **VASCO 7000**. 2011a. Disponível em: https://www.cuttingfluids.com.mx/wp/wp-content/uploads/2014/09/Vasco_7000.pdf. Acesso em: junho de 2019.

BOOTHROYD, G., KNIGHT, W. A. **Fundamentals of Machining and Machine Tools**. Third Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2006.

BOSWELL, B., ISLAM, M. N., DAVIES, I. J., GINTING, Y. R., ONG, A. K. A review identifying the effectiveness of minimum quantity lubrication (MQL) during conventional machining. **Int J Adv Manuf Technol**, 92, 2017, 321-340. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0142-3>

BRINKSMEIER, E., HEINZEL, C., WITTMANN, M. Friction, Cooling and Lubrication in Grinding. **CIRP Annals**, 48(2), 1999, 581-598. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63236-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63236-3)

CALLISTER, W. D. Jr., RETHWISCH, D. G. **MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING, AN INTRODUCTION**. 8th ed, John Wiley & Sons, 2010.

ÇENGEL, Y. A., GHAJAR, A. J., LINO, F. A. M., ISMAIL, K. A. R. **Transferência de Calor e Massa: Uma Abordagem Prática**. 4^a ed. McGrawHill, 2012.

CHEN, J., SHEN, J., HUANG, H., XU, X. Grinding characteristics in high speed grinding of engineering ceramics with brazed diamond wheels. **Journal of Materials Processing Technology**, 210, 2010, 899-906. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.02.002>

CHETAN, GHOSH, S., RAO, P. V. Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: a review. **Journal of Cleaner Production**, 100, 2015, 17-34. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.03.039>

CHOI, H. Z., LEE, S. W., JEONG, H. D. The cooling effects of compressed cold air in cylindrical grinding with alumina and CBN wheels. **Journal of Materials Processing Technology**, 127, 2002, 155-158. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00117-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00117-6)

COSTA, D. D., RIALTO, A. C., GUSSOLI, M. K., GUIMARÃES, W. M. Análise das perdas de energia no processo de torneamento convencional. In: **9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF 2017**, 2017, Joinville-SC.

DA SILVA, E. J., BIANCHI, E. C., DE OLIVEIRA, J. F. G., & DE AGUIAR, P. R, “Evaluation of grinding fluids in the grinding of a martensitic valve steel with CBN and alumina abrasives”. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 217(8), 2003, 1047–1055. <https://doi.org/10.1177/095440540321700802>

DA SILVA, L. R., BIANCHI, E. C., FUSSE, R. Y., CATAI, R. E., FRANÇA, T. V., AGUIAR, P. R. Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant – MQL in grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 47, 2007, 412-418. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.03.015>

DA SILVA, L. R., DA SILVA, D. A., DOS SANTOS, F. V., DUARTE, F. J. Study of 3D parameters and residual stress in grinding of AISI 4340 steel hardened using different cutting fluids. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 100(1-4), 2018, 895-905. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2763-6>

DA SILVA, W. M. **Simulação do Desgaste Abrasivo via Interações Múltiplas**. 2008. 177 f. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

DAI, C. W., DING, W. F., ZHU, Y. J., XU, Z. H., YU, H. W. Grinding temperature and power consumption in high speed grinding of Inconel 718 nickel-based superalloy with a vitrified CBN wheel. **Precision Engineering**, 52, 2018, 192-200. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.12.005>

DE MELLO, A. V. **Retificação da Liga Ti-6Al-4V, com Fluido de Corte contendo Partículas de Grafeno**. 2015, 94 f., Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

DE MELLO, A. V., DA SILVA, R. B., MACHADO, A. R., GELAMO, R. V., DINIZ, A. E., DE OLIVEIRA, R. F. M. Surface Grinding of Ti-6Al-4V Alloy with Sic Abrasive Wheel at Various Cutting Conditions. **Procedia Manufacturing**, 10, 2017, 590-600. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.057>

DE MORAES, D. L., GARCIA, M. V., LOPES, J. C., RIBEIRO, F. S. F., SANCHEZ, L. E. A., FOSCHINI, C. R., DE MELLO, H. J., AGUIAR, P. R., BIANCHI, E. C. Performance of SAE 52100 steel grinding using MQL technique with pure and diluted oil. **The International Journal**

of **Advanced Manufacturing Technology**, 105, 2019, 4211-4223.
<https://doi.org/10.1007/s00170-019-04582-5>

DE OLIVEIRA, D., DA SILVA, R. B., GELAMO, R. V. Influence of multilayer graphene platelet concentration dispersed in semi-synthetic oil on the grinding performance of Inconel 718 alloy under various machining conditions. **Wear**, 426-427, 2019, 1371-1383.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.114>

DE PAIVA, R. L. **Aplicação de fluido de corte a baixas temperaturas na retificação plana tangencial do aço SAE 52100**. 2016, 105 f., Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

DE PAIVA, R. L., DA SILVA, R. B. ANÁLISE DA INTEGRIDADE DE SUPERFÍCIE DO AÇO ENDURECIDO SAE 52100 APÓS RETIFICAÇÃO PLANA TANGENCIAL. In: **COBEF 2019 – 10º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, São Carlos, SP, Brasil, 2019. doi://10.26678/ABCM.COBEF2019.COF2019-0361.

DE PAIVA, R. L., DA SILVA, R. B., JACKSON, M. J., ABRÃO, A. M. The Influence of Cutting Fluid Concentration on Surface Integrity of VP80 Steel and the Influence of Cutting Fluid Flow Rate on Surface Roughness of VPATLAS Steel After Grinding. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 139(12), 2017, 121003.
<https://doi.org/10.1115/1.4038149>

DE PAIVA, R. L., RUZZI, R. S., DA SILVA, R. B., RUZZI, O. S. Análise da Potência Elétrica na Retificação do Aço Endurecido SAE 52100 em Diferentes Condições de Corte. In: **POSMEC 2019 – 29º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica**, Faculdade de Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil, 2019.

DEBNATH, S., REDDY, M. M., YI, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review. **Journal of Cleaner Production** 83, 2014, 33-47.
<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.07.071>

DEVENDIRAN, D. K., AMIRTHAM, V. A. A review on preparation, characterization, properties and applications of nanofluids. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 60, 2016, 21-40. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2016.01.055>

DIN 51385. **Material working fluids and related materials: terms**. German National Standard, Berlin, Beuth, 1981.

DIN 69090-1. **ML processing technology – Part 1: Terms and definitions**. German National Standard, Berlin, Beuth, 2011.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 7ª edição, São Paulo, Artliber Editora, 2010.

DONGKUN, Z., CHANGHE, L., DONGZHOU, J., YANBIN, Z., XIAOWEI, Z. Specific grinding energy and surface roughness of nanoparticle jet minimum quantity lubrication in grinding. **Chinese Journal of Aeronautics**, 2015, 28(2), 570-581. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2014.12.035>

ETTL, P., SCHMIDT, B., SCHENK, M., LASZLO, I., HÄUSLER, G. Roughness parameters and surface deformation measured by 'Coherence Radar'. **Proceeding of SPIE – The International Society for Optical Engineering**, 3407, 1998, 133-140. <https://doi.org/10.1117/12.323304>

FATHALLAH, B. B., FREDJ, N. B., SIDHOM, H., BRAHAM, C., ICHIDA, Y. Effects of abrasive type cooling mode and peripheral grinding wheel speed on the AISI D2 steel ground surface integrity. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 49, 2009, 261-272. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.10.005>

GADELMAWLA, E. S., KOURA, M. M., MAKSOUD, T. M. A., ELEWA, I. M., SOLIMAN, H. H. Roughness parameters. **Journal of Materials Processing Technology**, 123, 2002, 133-145. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00060-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00060-2)

GEIM, A. K., NOVOSELOV, K. S. The rise of graphene. **nature materials**, Vol. 6, 2007, 183-191. <https://doi.org/10.1038/nmat1849>

GOEPFERT, O., AMPUERO, J., PAHUD, P., BOVING, H. J. Surface Roughness Evolution of Ball Bearing Components. **Tribology Transaction**, 43:2, 2000, 275-280. <https://doi.org/10.1080/10402000008982340>

GOMES, M. O., GONÇALVES NETO, L. M., PEREIRA, R. B. D., LAURO, C. H., BRANDÃO, L. C. Influence of cutting parameters on surface hardening of 52100 steel in flat grinding process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 96, 2018, 751-764. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1656-z>

GONÇALVES NETO, L. M. **Aplicação de Fluido de corte em Quantidades Reduzidas para Usinagem do Aço SAE 52100 no Processo de Retificação Centerless de Passagem**. Tese de Doutorado, UNESP, Bauru, 2013.

GOSH, S., CHATTOPADHYAY, A. B., PAUL, S. Modelling of specific energy requirement during high-efficient deep grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 48, 2008, 1242-1253. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.03.008>

GUIMARÃES, C. **Retificação plana de aços para moldes e matrizes em várias condições de corte e diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte**. Tese (Doutorado em Materiais e Processos de Fabricação), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2016.

HADAD, M. An experimental investigation of the effects of machining parameters on environmentally friendly grinding process. **Journal of Cleaner Production**, 108, 2015, 217-231. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.05.092>

HADAD, M. J., TAWAKOLI, T., SADEGHI, M. H., SADEGHI, B. Temperature and energy partition in minimum quantity lubrication-MQL grinding process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 54-55, 2012, 10-17. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.11.010>

HADAD, M., HADI, M. An investigation on surface grinding of hardened stainless steel S34700 and aluminum alloy AA6061 using minimum quantity of lubrication (MQL) technique. **Int. J. Adv. Manuf. Technol**, 68, 9-12, 2013, 2145-2158. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-4830-3>

HADAD, M., SADEGHI, B. Thermal analysis of minimum quantity lubrication-MQL grinding process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 63, 2012, 1-15. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.07.003>

HALELFADL, S., MARÉ, T., ESTELLÉ, P. Efficiency of carbon nanotubes water based nanofluids as coolants. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 53, 2014, 104-110. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2013.11.010>

HE, B., WEI, C., DING, S., SHI, Z. A survey of methods for detecting metallic grinding burn. **Measurement**, 134, 2019, 426-439. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.10.093>

HEINZEL, C., KOLKWITZ, B. The impact of fluid supply on energy efficiency and process performance in grinding. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, 68, 2019, 337-340. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.03.023>

HORVÁTH, R., DRÉGELYI-KISS, A., MÁTYÁSI, G. The examination of surface roughness parameters in the fine turning of hypereutectic aluminium alloys. **U.P.B. Sci. Bull., Series D**, Vol. 77, Iss. 2, 2015.

HUANG, W. T., LIU, W. S., WU, D. H. Investigations into lubrication in grinding processes using MWCNTs nanofluids with ultrasonic-assisted dispersion. **Journal of Cleaner Production**, 137, 2016, 1553-1559. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.06.038>

IRANI, R. A., BAUER, R. J., WARKENTIN, A. A review of cutting fluid application in the grinding process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 45, 2005, 1696-1705. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.006>

ISO 4288 – INTERNATIONAL STANDARD – **Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface Texture: Profile Method - Rules and Procedures for the Assessment of Surface Texture**, 1997.

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

JACKSON, M. J., DAVIS, C. J., HITCHINER, M. P., MILLS, B. High-speed grinding with CBN grinding wheels – applications and future technology. **Journal of Materials Processing Technology**, 110, 2001, 78-88. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00869-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00869-4)

JACKSON, M. J., HITCHINER, M. P. **Chapter 1 – Abrasive Tools and Bonding Systems**. Machining with Abrasives, Springer Science Business Media, LLC, 2011. https://doi.org/10.1007/978-1-4419-7302-3_1

JAWAHIR, I. S., BRINKSMEIER, E., M' SAOUBI, R., ASPINWALL, D. K., OUTEIRO, J. C., MEYER, D., UMBRELLO, D., JAYAL, A. D. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, 60, 2011, 603-626. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.002>

JIA, D. LI, C., ZHANG, Y., YANG, M., WANG, Y., GUO, S., CAO, H. Specific energy and surface roughness of minimum quantity lubrication grinding Ni-based alloy with mixed vegetable oil-based nanofluids. **Precision Engineering**, 50, 2017, 248-262. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.05.012>

JOHN, V. **Introduction to Engineering Materials**. London: Palgrave Macmillan UK, 1992. <https://doi.org/10.1007/978-1-349-21976-6>

JUDONG, L., WEI, Y., SONGWEI, H., ZHILONG, X. Experimental study on grinding-hardening of 1060 steel. **Energy Procedia**, 16, 2012, 103-108. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2012.01.019>

KALITA, P., MALSHE, A. P., RAJURKAR, K. P. Study of tribo-chemical lubricant film formation during application of nanolubricants in minimum quantity lubrication (MQL) grinding. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, 61, 2012, 327-330. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.031>

KALPAKJIAN, S., SCHMID, S. R. **MANUFACTURA, INGENIERÍA Y TECNOLOGÍA**. 5^a ed., PEARSON EDUCACIÓN, México, 2008.

KHARE, K. S., AGARWAL, S. Predictive modeling of surface roughness in grinding. **Procedia CIRP**, 31, 2015, 375-380. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.04.092>

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 2 – Grinding, Honing, Lapping**. Ed. Springer, Berlin, 2009, 433 p.

KURIYAGAWA, T., SYOJI, K., OHSHITA, H. Grinding temperature within contact arc between wheel and workpiece in high-efficiency grinding of ultrahard cutting tool materials. **Journal of Materials Processing Technology**, 136, 2003, 39-47. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00842-7](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00842-7)

LEE, C., HWANG, Y., CHOI, Y., LEE, J., CHOI, C., OH, J. A Study on The Tribological Characteristics of Graphite Nano Lubricants. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, 10(1), 2009, 85-90. <https://doi.org/10.1007/s12541-009-0013-4>

LEE, K., HWANG, Y., CHEONG, S., CHOI, Y., KWON, L., LEE, J., KIM, S. H. Understanding the Role of Nanoparticles in Nano-oil Lubrification. **Tribol Lett**, 35, 2009, 127-131. <https://doi.org/10.1007/s11249-009-9441-7>

LEE, P., NAM, J. S., LI, C., LEE, S. W. An Experimental Study on Micro-Grinding Process with Nanofluid Minimum Quantity Lubrication (MQL). **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, Vol. 13, No. 3, 2012, 331-338. <https://doi.org/10.1007/s12541-012-0042-2>

LI, H. N., YU, T. B., WANG, Z. X., ZHU, L. D., WANG, W. S. Detailed modelling of cutting forces in grinding process considering variable stages of grain-workpiece micro interactions.

International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 126, 2017, 319-339.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.11.016>

LI, M., YU, T., ZHANG, R., YANG, L., MA, Z., LI, B., WANG, X., WANG, W., ZHAO, J. Experimental evaluation of an eco-friendly grinding process combining minimum quantity lubrication and graphene-enhanced plant-oil-based cutting fluid. **Journal of Cleaner Production**, 118747, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.118747>

LI, X., CHEN, Z., CHEN, W. Suppression of Surface Burn in Grinding of Titanium Alloy TC4 Using a Self-inhaling Internal Cooling Wheel. **Chinese Journal of Aeronautics**, 24, 2011, 96-101. [https://doi.org/10.1016/S1000-9361\(11\)60012-5](https://doi.org/10.1016/S1000-9361(11)60012-5)

LIU, J., WANG, F., ZHANG, L., FANG, X., ZHANG, Z. Thermodynamic properties and thermal stability of ionic liquid-based nanofluids containing graphene as advanced heat transfer fluids for medium-to-high-temperature applications. **Renewable Energy**, 63, 2014, 519-523. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2013.10.002>

MACHADO, A. R., ABRÃO, A. M., COELHO, R. T., DA SILVA, M. B. **TEORIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS**. 3^o ed., São Paulo, Blucher, 2015.

MADOPOTHULA, U., NIMMAGADDA, R. B., LAKSHMANAN, V. Assessment of white layer in hardened AISI 52100 steel and its prediction using grinding power. **Machining Science and Technology**, 22:2, 2018, 299-319. <https://doi.org/10.1080/10910344.2017.1365891>

MALKIN, S., GUO, C. **GRINDING TECHNOLOGY, Theory and Applications of Machining with Abrasives**. Second Edition, Industrial Press, New York, 2008, 372 p.

MALKIN, S., GUO, C. Thermal Analysis of Grinding. **Annals of the CIRP**, Vol. 56 (2), 2007, 760-782. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.10.005>

MANIMARAN, G., KUMAR, M. P., VENKATASAMY, R. Influence of cryogenic cooling on surface grinding. **Cryogenics**, 59, 2014, 76-83. <https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2013.11.005>

MARINESCU, I. D., HITCHINER, M., UHLMANN, E., ROWE, W. B., INASAKI, I. **Handbook of Machining with Grinding Wheels**. CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2007. <https://doi.org/10.1201/9781420017649>

MARINESCU, I. D., HITCHINER, M., UHLMANN, E., ROWE, W. B., INASAKI, I. **Handbook of Machining with Grinding Wheels**. Second Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016. <https://doi.org/10.1201/b19462>

MARINESCU, I. D., ROWE, W. B., DIMITROV, B., INASAKI, I. **TRIBOLOGY OF ABRASIVE MACHINING PROCESSES**. William Andrew, 2004. <https://doi.org/10.1016/B978-081551490-9.50003-7>

MOLAIE, M. M., AKBARI, J., MOVAHHEDY, M. R. Ultrasonic assisted grinding process with minimum quantity lubrication using oil-based nanofluids. **Journal of Cleaner Production**, 129, 2016, 212-222. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.04.080>

NBR ISO 4287. **Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Termos, definições e parâmetros da rugosidade**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002, 18 p.

NORTON – SAINT GOBAIN, **Norton Industrial Catalogue 2019 - ABRASIVE SOLUTIONS, INDUSTRIAL APPLICATIONS**, 2019. Acessado em Janeiro de 2020. Disponível em <<https://pdf.directindustry.com/pdf/norton-abrasives/norton-industrial-catalogue-2019/5612-830499.html>>.

NUSSBAUM, G. C. **Rebolos & abrasivos - Tecnologia básica**. 1. ed. SP: ÍCONE, 1988. 501p.

ORTEGA, N., BRAVO, H., POMBO, I., SÁNCHEZ, J. A., VIDAL, G. Thermal analysis of creep feed grinding. **Procedia Engineering**, 132, 2015, 1061-1068. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.596>

RABIEI, F., RAHIMI, A. R., HADAD, M. J., ASHRAFIJOU, M. Performance improvement of minimum quantity lubrication (MQL) technique in surface grinding by modeling and optimization. **Journal of Cleaner Production**, 86, 2015, 447-460. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.08.045>

RASHEED, A. K., KHALID, M., RASHMI, W., GUPTA, T. C. S. M., CHAN, A. Graphene based nanofluids and nanolubricants – Review of recent developments. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 63, 2016, 346-362. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2016.04.072>

REDDY, P. P., GHOSH, A. Some critical issues in cryo-grinding by a vitrified bonded alumina wheel using liquid nitrogen jet. **Journal of Materials Processing Technology**, 229, 2016, 329-337. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.09.040>

RODRIGUEZ, R. L., HILDEBRANDT, R. A., LOPES, J. C., MELLO, H. J., DA SILVA, R. B., AGUIAR, P. R., BIANCHI, E. C. Application viability evaluation of the Minimum Quantity Lubrication coolant technique under different flow rates in Plunge Cylindrical Grinding of the ABNT 4340 steel with aluminum oxide wheel. **REM – International Engineering Journal**, 70(4), 2017, 429-436. <https://doi.org/10.1590/0370-44672016700195>

ROWE, W. B. **Principles of Modern Grinding Technology**. William Andrew, 2nd Edition, 2014, 480 p. <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-24271-4.00016-6>

ROWE, W. B., CHEN, X. Characterization of the size effect in grinding and the sliced bread analogy. **International Journal of Production Research**, 35:3, 1997, 887-899. <https://doi.org/10.1080/002075497195768>

RUZZI, R. S., BELENTANI, R. M., MELLO, H. J., CANARIM, R. C., D'ADDONA, D. M., DINIZ, A. E., AGUIAR, P. R., BIANCHI, E. C. MQL with water in cylindrical plunge grinding of hardened steels using CBN wheels, with and without wheel cleaning by compressed air. **Int J Adv Manuf Technol**, 2017, 90, 329-338. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9396-4>

RUZZI, R. S., DA SILVA, L. R. R., DA SILVA, R. B., DA SILVA JUNIOR, W. M., BIANCHI, E. C. Topographical analysis of machined surfaces after grinding with different cooling-lubrication techniques. **Tribology International**, 141, 2020, 105962. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.105962>

RUZZI, R. S., DA SILVA, R. B., HASSURI, A., MACHADO, A. R. CONSIDERAÇÕES SOBRE O USO DA ESPESSURA DE CORTE EQUIVALENTE PARA AVALIAR FENÔMENOS DE RETIFICAÇÃO EM INCONEL 718. In: **COBEF 2019 – 10º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, São Carlos, SP, Brasil, 2019a. <https://doi.org/10.26678/ABCM.COBEF2019.COF2019-0470>

RUZZI, R. S., DE PAIVA, R. L., SIQUEIRA, P. H. C., DA SILVA, R. B., RUZZI, O. S., OLIVEIRA, R. THE INFLUENCE OF DRESSER TYPE ON GRINDING PROCESS OF INCONEL 718 WITH SILICON CARBIDE GRINDING WHEEL. In: **COBEM 2019 – 25th International Congress of Mechanical Engineering**, Uberlândia - MG, Brasil, 2019b. <https://doi.org/10.26678/ABCM.COBEM2019.COB2019-2403>

SADEGHI, M. H., HADAD, M. J., TAWAKOLI, T., VESALI, A., EMAMI, M. An investigation on surface grinding of AISI 4140 hardened steel using minimum quantity lubrication-MQL technique. **Int J Mater Form**, 3, 2010, 241-251. <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0678-3>

SALES, W. F., DINIZ, A. E., MACHADO, A. R. Application of Cutting fluids in Machining Processes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, 23(2), 2001, 227-240. <https://doi.org/10.1590/S0100-73862001000200009>

SALMON, S. C. **Modern Grinding Process Technology**. McGraw-Hill, New York, 1992.

SANCHEZ, J. A., POMBO, I., ALBERDI, R., IZQUIERDO, B., ORTEGA, N., PLAZA, S., MARTINEZ-TOLEDANO, J. Machining evaluation of a hybrid MQL-CO₂ grinding technology. **Journal of Cleaner Production**, 18, 2010, 1840-1849. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2010.07.002>

SANTOS, S. C., SALES, W. F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**. Artliber - São Paulo, 2007, 248 p.

SARAVANAKUMAR, A., DHANABAL, S., JAYANAND, E., LOGESHWARAN, P. Analysis of Process Parameters in Surface Grinding Process. **Materials Today: Proceedings**, 5, 2018, 8131-8137. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.11.500>

SEDLACEK, M., PODGORNIK, B., VIZINTIN, J. Influence of surface preparation on roughness parameters, friction and wear. **Wear**, 266, 2009, 482-487. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.04.017>

SEIDEL, M. W., ZÖSCH, A., HÄRTEL, K. Grinding burn inspection: Tools for supervising and objectifying of the testing process. **Forschung im Ingenieurwesen/Engineering Research**, 82(3), 2018, 253-259. <https://doi.org/10.1007/s10010-018-0270-4>

SEYEDZAVVAR, M., SHABGARD, M., MOHAMMADPOURFARD, M. Investigation into the performance of eco-friendly graphite nanofluid as lubricant in MQL grinding. **Machining Science and Technology**, 23(4), 2019, 569-594. <https://doi.org/10.1080/10910344.2019.1575403>

SHAHIL, K. M. F., BALANDIN, A. A. Thermal properties of graphene and multilayer graphene: Applications in thermal interface materials. **Solid State Communications**, 152, 2012, 1331-1340. <https://doi.org/10.1016/j.ssc.2012.04.034>

SHARMA, A. K., TIWARI, A. K., DIXIT, A. R. Effects of Minimum Quantity Lubrication (MQL) in machining processes using conventional and nanofluid based cutting fluids: A comprehensive review. **Journal of Cleaner Production**, 127, 2016, 1-18. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.03.146>

SHARMA, V. S., SING, G., SORBY, K. A review on Minimum Quantity Lubrication for Machining Processes. **Materials and Manufacturing Processes**, 30(8), 2015, 935-953. <https://doi.org/10.1080/10426914.2014.994759>

SHEN, B., XIAO, G., GUO, C., MALKIN, S., SHIH, A. Thermocouple Fixation Method for Grinding Temperature Measurement. **J. Manuf. Sci. Eng.** 130(5), 2008, 051014. <https://doi.org/10.1115/1.2976142>

SINGH V., RAO, P. V., GHOSH, S. Development of specific grinding energy model. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 60, 2012, 1-13. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.11.003>

SINGH, H., SHARMA, V. S., SINGH, S., DOGRA, M. Nanofluids assisted environmental friendly lubricating strategies for the surface grinding of titanium alloy: Ti6Al4V-ELI. **Journal of Manufacturing Processes**, 39, 2019, 241-249. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.02.004>

SINGH, R. K., SHARMA, A. K., BISHWAJEET, MANDAL, V., GAURAV, K., NAG, A., KUMAR, A., DIXIT, A. R., MANDAL, A., DAS, A. K. Influence of graphene-based nanofluid with minimum quantity lubrication on surface roughness and cutting temperature in turning operation. **Materials today: Proceeding**, 5, 2018, 24578-24586. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.10.255>

SINHA, M. K., MADARKAR, R., GHOSH, S., RAO, P. V. Application of eco-friendly nanofluids during grinding of Inconel 718 through small quantity lubrication. **Journal of Cleaner Production**, 141, 2017, 1359-1375. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.09.212>

SRIDHARAN, U., BEDEKAR, V., KOLARITS, F. M. A functional approach to integrating grinding temperature modeling and Barkhausen noise analysis for prediction of surface integrity in bearing steels. **CIRP Annals**, 66(1), 2017, 333-336. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.04.086>

STEPHENSON, D. A., AGAPIOU, J. S., **Metal Cutting Theory and Practice**, Third Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016. <https://doi.org/10.1201/b19559>

TAWAKOLI, T., HADAD, M. J., SADEGHI, M. H., DANESHI, A., STÖCKERT, S., RASIFARD, A. An experimental investigation of the effects of workpiece and grinding parameters on minimum quantity lubrication – MQL grinding. **Internal Journal of Machine Tools & Manufacture**, 49, 2009, 924-932. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.06.015>

TAWAKOLI, T., HADAD, M., SADEGHI, M. H., DANESHI, A., SADEGHI, B. Minimum quantity lubrication in grinding: effects of abrasive and coolant – lubricant types. **Journal of Cleaner Production**, 19, 2011, 2088-2099. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2011.06.020>

TIAN, L., FU, Y., XU, J., LI, H., DING, W. The influence of speed on material removal mechanism in high speed grinding with single grit. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 89, 2015, 192-201. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.11.010>

TIAN, Y. B., LIU, F., WANG, Y., WU, H. Development of portable power monitoring system and grinding analytical tool. **Journal of Manufacturing Processes**, 27, 2017, 188-197. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.05.002>

TODHUNTER, L. D., LEACH, R. K., LAWES, S. D. A., BLATEYRON, F. Industrial survey of ISO surface texture parameters. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, 19, 2017, 84-92. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2017.06.001>

TSCHÄTSCH, H. **Applied Machining Technology**. Springer, 2009. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-01007-1>

UYSAI, A. Investigation of flank wear in MQL milling of ferritic stainless steel by using nano graphene reinforced vegetable cutting fluid. **Industrial Lubrication and Tribology**, 68(4), 2016, 446-451. <https://doi.org/10.1108/ILT-10-2015-0141>

VIEIRA, J. M., MACHADO, A. R., EZUGWU, E. O. Performance of cutting fluids during face milling of steels. **Journal of Materials Processing Technology**, 116, 2001, 244-251. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01010-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01010-X)

WANG, Y., LI, C., ZHANG, Y., LI, B., YANG, M., ZHANG, X., GUO, S., LIU, G. Experimental evaluation of the lubrication properties of the wheel/workpiece interface in MQL grinding with different nanofluids. **Tribology International**, 99, 2016(a), 198-210. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.03.023>

WANG, Y., LI, C., ZHANG, Y., YANG, M., LI, B., JIA, D., HOU, Y., MAO, C. Experimental evaluation of the lubrication properties of the wheel/workpiece interface in minimum quantity lubrication (MQL) grinding using different types of vegetable oils. **Journal of Cleaner Production**, 127, 2016(b), 487-499. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.03.121>

WEBSTER, J., TRICARD, M. Innovations in Abrasive Products for Precision Grinding. **CIRP Annals**, 53(2), 2004, 597-617. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60031-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60031-6)

WHITEHOUSE, D. J. Beta functions for surface typology?. **CIRP Annals**, 27, 1978, 491-497.

WINTER, M., LI, W., KARA, S., HERRMANN, C. Determining optimal process parameters to increase eco-efficiency of grinding processes. **Journal of Cleaner Production**, 66, 2014, 644-654. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2013.10.031>

WONG, H. S., AKINWANDE, D. **Carbon Nanotube and Graphene Device Physics**. Cambridge University Press, New York – USA, 2011, 251 p.

YANG, L., FU, Y., XU, J., LIU, Y. Structural design of a carbon fiber-reinforced polymer wheel for ultra-high speed grinding. **Materials and Design**, 88, 2015, 827-836. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.09.066>

YAO, C. F., JIN, Q. C., HUANG, X. C., WU, D. X., REN, J. X., ZHANG, D. H. Research on surface integrity of grinding Inconel 718. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 65(5-8), 2013, 1019-1030. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4236-7>

YAO, C., WANG, T., XIAO, W., HUANG, X., REN, J. Experimental study on grinding force and grinding temperature of Aermet 100 steel in surface grinding. **Journal of Materials Processing Technology**, 214, 2014, 2191-2199. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.04.013>

YI, S., LI, G., DING, S., MO, J. Performance and mechanisms of graphene oxide suspended cutting fluid in the drilling of titanium alloy Ti-6Al-4V. **Journal of Manufacturing Processes**, 29, 2017, 182-193. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.07.027>

YOUSSEF, H. A., EL-HOFY, H. **MACHINING TECHNOLOGY, Machine Tools and Operations**. CRC Press, Taylor & Francis Group, USA, 2008, 633 p. <https://doi.org/10.1201/9781420043402>

ZARBIN, A. J. G., OLIVEIRA, M. M. NANOESTRUTURAS DE CARBONO (NANOTUBOS, GRAFENO): QUO VADIS?" **Quim. Nova**, Vol. 36, No. 10, 2013, 1533-1539. <https://doi.org/10.1590/S0100-40422013001000009>

ZHANG, Y., LI, C., JIA, D., LI, B., WANG, Y., YANG, M., HOU, Y., ZHANG, X. Experimental study on the effect of nanoparticle concentration on the lubricating property of nanofluids for MQL grinding of Ni-based alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, 232, 2016a, 100–115. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.01.031>

ZHANG, Y., LI, C., JIA, D., ZHANG, D., ZHANG, X. Experimental evaluation of MoS₂ nanoparticles in jet MQL grinding with different types of vegetable oil as base oil. **Journal of Cleaner Production**, 87, 2015, 930-940. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.10.027>

ZHANG, Y., LI, C., YANG, M., JIA, D., WANG, Y., LI, B., HOU, Y., ZHANG, N., WU, Q. Experimental evaluation of cooling performance by friction coefficient and specific friction energy in nanofluid minimum quantity lubrication grinding with different types of vegetable oil. **Journal of Cleaner Production**, 139, 2016b, 685-705. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.08.073>

ZUM GAHR, K. H. Microstructure and wear of materials. **Tribology Series**, 10, Elsevier, Amsterdam, Oxford, New York, Tokyo, 1987.