

ELHADJI CHEIKH TALIBOUYA BA

**FURAÇÃO DA LIGA DE ALUMÍNIO Al-Mg-Si 6351
T6 UTILIZANDO BROCAS HELICOIDAIS DE
AÇO-RÁPIDO REVESTIDAS COM DIAMOND-
LIKE CARBON**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2026

ELHADJI CHEIKH TALIBOUYA BA

**FURAÇÃO DA LIGA DE ALUMÍNIO Al-Mg-Si 6351 T6
UTILIZANDO BROCAS HELICOIDAIS DE AÇO-RÁPIDO
REVESTIDAS COM DIAMOND-LIKE CARBON**

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. Márcio Bacci da Silva

Coorientador: Prof. Dr. Paulo Sérgio Martins

UBERLÂNDIA - MG

2026

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

B111f
2026 Ba, Elhadji Cheikh Talibouya, 1991-
Furação da liga de alumínio Al-Mg-Si 6351 T6 utilizando brocas helicoidais
de aço-rápido revestidas com *Diamond-Like Carbon* [recurso eletrônico] /
Elhadji Cheikh Talibouya Ba. -- 2026.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.
Coorientador: Paulo Sérgio Martins.
Tese (Doutorado) -- Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-
graduação em Engenharia Mecânica.
Modo de acesso: Internet.
Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2026.11013>
Inclui bibliografia.
Inclui ilustrações.

1. Engenharia mecânica. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964-, (Orient.). II.
Martins, Paulo Sérgio, 1976-, (Coorient.). III. Universidade Federal de
Uberlândia. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

André Carlos Francisco
Bibliotecário(a)-Documentalista - CRB-6/3408



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica

Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902

Telefone: (34) 3239-4282 - www.posmecanicaufu.com.br - secposmec@mecanica.ufu.br



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 421, PPGEM				
Data:	14/07/2026	Hora de início:	13:30	Hora de encerramento:	17:30
Matrícula:	12223EMC002				
Nome do Discente:	Elhadji Cheikh Talibouya Bá				
Título do Trabalho:	Furação da liga de alumínio Al-Mg-Si 6351 T6 utilizando brocas helicoidais de aço-rápido revestidas com diamondlike carbon				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Não se aplica				

Reuniu-se por videoconferência a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Prof. Dr. Washington Martins da Silva Júnior - UFU; Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - UFU/PUCPR; Profa. Dra. Luciana Sgarbi Rossino - FATEC; Prof. Dr. Amauri Hassui - UNICAMP; Paulo Sérgio Martins - IBMEC/UNA (coorientador) e Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva - UFU; orientador do candidato.

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

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

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 **Washington Martins da Silva Junior, Professor(a) do Magistério Superior**, em 14/07/2026, às 17:46, 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 **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 14/07/2026, às 17:46, 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 **Amauri Hassui, Usuário Externo**, em 14/07/2026, às 17:47, 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 **Paulo Sérgio Martins, Usuário Externo**, em 14/07/2026, às 17:48, 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 **ALISSON ROCHA MACHADO, Usuário Externo**, em 14/07/2026, às 17:49, 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 **Luciana Sgarbi Rossino, Usuário Externo**, em 14/07/2026, às 17:49, 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 **7396114** e o código CRC **6C4199FF**.

Dedicatória às pessoas que me apoiaram durante a
realização deste trabalho, em especial:

Marta Eloiza Leão

Mamour Mamadou Elimane Ba

Djeinaba Kane Ba

Paulo Sérgio Martins

AGRADECIMENTOS

Os primeiros agradecimentos são dedicados àqueles que responsáveis pela base educacional, no âmbito pessoal e profissional, que permitiu a construção desse caminho que me direcionou à essa conquista: a minha família, composta por Marta Eloiza Leão, Mamour Mamadou Elimane Ba e Djeinaba Kane Ba.

Sou grato por ter o professor Paulo Sérgio Martins como coorientador e pai de coração, junto à sua bela família (Cláudia, Gabriela, Mariana e Manuela). Assim como meus pais de sangue, sua contribuição foi fundamental para a minha formação pessoal e profissional. Além disso, graças a ele, tive a oportunidade de conhecer o orientador desse projeto de doutorado.

Então, agradeço pelo acolhimento e orientação do professor Márcio Bacci da Silva: pessoa calma, sábia, de poucas palavras, que sempre esteve à disposição para proporcionar o pleno desenvolvimento do projeto proposto.

Agradecimentos à Universidade Federal de Uberlândia e ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica, por aceitar e promover a realização desse projeto de doutorado. Grato também ao fundamental apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001. Esse financiameto foi importante para a minha estadia na cidade de Uberlândia durante os 48 meses de realização desse projeto.

Junto aos orientadores, agradecimentos são dados às empresas parceiras Nipo-Tec Ferramentas Industriais, Oerlikon Balzers Revestimentos Metálicos e STELLANTIS LATAM. Essas parcerias foram fundamentais para a aquisição de insumos, desenvolvimento e execução de metodologia, aquisição e análise de resultados, e a produção de conteúdo científico. Somos gratos também pelo apoio fornecido pelo Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, nas pessoas Ernane Rodrigues da Silva, Jorge Wanderson Barbosa, Marcello Rosa Dumont e Victor Souza Esteves Lima. Citamos também a contribuição fundamental do professor Éder Silva Costa e da professora Mayara Fernanda Pereira e suas alunas Anna Beatriz Vaz Martins e Geovanna Lissa da Silva Prado, respectivamente nas fases de execução metodológica e aquisição de resultados metrológicos.

Sou grato pelo especial acolhimento o qual não me permitirá esquecer a cidade de Uberlândia, devido à boa convivência e experiência compartilhada com Marcus Vinícius de Oliveira e sua bela família (Eliane, Maristela, Maria Eduarda e Gustavo), professor Cláudio Gomes do Nascimento, professor Rosemar Batista, Gustavo Fernandes, Pedro Pires, Samuel

Freitas, Júlia Abrão, Letícia Amaral, Thaise Alonso, Tamires Botelho, Igor César, Lucas Mello, Leonardo Alves, Josenilton Lopes e Eustaquio Alves.

Agradecimentos à Villa JM, aonde me aloquei durante os 48 meses de realização desse trabalho e tive muitos bons momentos de convivência. Nesses momentos pude aprender e perceber, com pessoas mais novas e mais velhas do que eu, de que a vida não se trata apenas de ser um bom menino estudante... Cito, em especial, Marcelo Marques e família, Lyana Belém Marinho, Fernando Soares Gomes e Matheus Ribeiro Lacerda.

BA, E.C.T. FURAÇÃO DA LIGA DE ALUMÍNIO Al-Mg-Si 6351 T6 UTILIZANDO BROCAS HELICOIDAIS DE AÇO-RÁPIDO REVESTIDAS COM DIAMOND-LIKE CARBON. Tese (Doutorado). Universidade Federal de Uberlândia - MG, 2026.

RESUMO

A usinagem a seco de ligas de alumínio tem sido uma técnica abordada, em especial, naqueles estudos voltados para a contextualização da furação no conceito “Manufatura Verde”. Um dos desafios enfrentados nessa técnica é o mecanismo de adesão, que se intensifica com a usinagem de ligas de alumínio e com as complexidades da furação. Adicionando-se o uso do aço-rápido, material de grande representatividade na produção total de ferramentas de corte, torna-se importante investigar meios que possibilitem melhorar o seu desempenho durante a usinagem. Nesse contexto, a família dos filmes de carbono amorfo semelhante ao diamante (DLC) apresenta características que podem ser vantajosas para a usinagem a seco, apesar de algumas inconsistências de aplicação ainda serem observadas e, então, incentivam o desenvolvimento de novas pesquisas. A partir disso, se propôs a investigação dos efeitos do avanço, da velocidade de corte, da geometria de cunha cortante e dos filmes finos de DLC durante a furação a seco da liga Al-Mg-Si 6351 T6, utilizando brocas helicoidais de aço-rápido AISI M35, avaliando-se a formação do cavaco, os mecanismos de desgaste predominante, os esforços de usinagem, os desvios de forma e de dimensão e a textura superficial. A metodologia foi composta por etapas de aquisição, preparação e caracterização dos materiais, de elaboração do planejamento experimental e de descrição das variáveis de resposta. Ao todo foram realizados 108 ensaios unitários. Resultados permitiram confirmar características químicas, estruturais e mecânicas da liga usinada e do material de fabricação das ferramentas de corte. Camadas similares de carbono amorfo hidrogenado foram identificadas em ambos os filmes, sendo classificados como lubrificantes sólidos predominantes em hibridizações sp^2 e com qualidades aceitáveis de adesão ao substrato. Nos ensaios de usinagem, verificou-se que a minimização do avanço e maximização da velocidade de corte proporcionam melhores resultados. Observou-se melhorias à usinagem a seco mediante utilização dos filmes finos, destacando-se aquele composto por uma camada de nitreto de cromo. Com o uso dos quebra-cavacos, notou-se uma ligeira melhoria da textura superficial dos furos que, no entanto, foi sobreposta pela alteração expressiva e não esperada da morfologia dos cavacos. Estudos futuros são necessários para aperfeiçoar essa geometria de cunha cortante.

Palavras-chave: Aço-rápido; *Diamond-Like Carbon*; Estatística; Furação; Ligas de alumínio.

BA, E.C.T. DRILLING OF THE AL-MG-SI 6351 T6 ALUMINUM ALLOY USING HIGH-SPEED STEEL TWIST DRILLS COATED WITH DIAMOND-LIKE CARBON.

Dissertation (Doctorate). Federal University of Uberlândia - MG, 2026.

ABSTRACT

Dry machining of aluminum alloys is a technique that has been widely addressed, especially in studies focused on contextualizing drilling within the "Green Manufacturing" concept. One of the challenges faced in this technique is the adhesion mechanism, which intensifies during the machining of aluminum alloys and the inherent complexities of drilling. In addition, given the use of high-speed steel—a material with significant representation in the total production of cutting tools—it becomes vital to investigate ways to improve its performance during machining. In this context, the family of diamond-like carbon (DLC) coatings presents characteristics that can be advantageous for dry machining, although some inconsistencies in application are still observed, thus encouraging the development of new research. Based on this, the investigation of the effects of feed rate, cutting speed, cutting wedge geometry, and DLC coatings during dry drilling of Al-Mg-Si 6351 T6 alloy was proposed, using AISI M35 high-speed steel twist drills, while evaluating chip formation, predominant wear mechanisms, machining forces, form and dimensional deviations, and surface texture. The methodology consisted of stages of material acquisition, preparation and characterization, experimental design, and description of response variables. A total of 108 unit tests were performed. Results confirmed the chemical, structural, and mechanical characteristics of the machined alloy and the material used to manufacture the cutting tools. Similar layers of hydrogenated amorphous carbon were identified in both coatings, classified as predominantly solid lubricants with sp^2 hybridization and satisfactory adhesion to the substrate. In machining tests, it was found that minimizing the feed rate and maximizing the cutting speed provided better results. Improvements in dry machining were observed through the use of coatings, particularly the one composed of a chromium nitride layer. With the use of chip breakers, a slight improvement in the surface texture of the holes was noted, which, however, was offset by a significant and unexpected alteration in chip morphology. Future studies are needed to refine this cutting wedge geometry.

Keywords: High-Speed Steel; Diamond-Like Carbon; Statistic; Drilling; Aluminum alloys.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 Micrografia da liga Al-Mg-Si 6351 T6 obtida em microscopia óptica.....	40
Figura 2 Esquema ilustrativo dos estágios presentes no tratamento térmico T6 aplicado na liga Al-Mg-Si 6351 T6	41
Figura 3 Indicação do mecanismo de adesão observado na superfície de saída das ferramentas de corte, sem (a) e com filme fino de DLC (b).....	45
Figura 4 Ilustração da simulação da usinagem da liga Al-Mg-Si 6061 T6 no plano ortogonal	46
Figura 5 Ilustração simplificada da cinemática do processo de furação	48
Figura 6 Ilustração da vista frontal de uma broca convencional, com identificação das grandezas relativas ao cavaco e os ângulos de geometria observados no plano de referência.....	49
Figura 7 Ilustração dos seis possíveis estágios presentes no sinal de F_f durante a furação cega	55
Figura 8 Demonstração real da deformação plástica localizada em um corpo de prova durante o ensaio de furação a seco com broca helicoidal de aço-rápido.....	57
Figura 9 Modelo ilustrativo das geometrias de afiação de brocas helicoidais: multi-pontas (a), escalonada (b) e cone duplo (c)	60
Figura 10 Ilustração das etapas presentes no tratamento modificado de têmpera e revenido no diagrama de Temperatura versus Tempo, aplicado em um aço-ferramenta.....	65
Figura 11 Micrografia obtida em microscopia óptica da seção transversal de uma amostra de aço-rápido AISI M35.....	67
Figura 12 Ilustração do modelo atômico de Bohr para o estado fundamental do carbono	70
Figura 13 Ilustração do modelo atômico de Bohr para a configuração eletrônica do carbono na forma alotrópica de diamante	71
Figura 14 Ilustração do arranjo das hibridizações sp^3 (a), da estrutura cúbica (b) e do empilhamento de planos atômicos (c) presentes no diamante.....	72
Figura 15 Ilustração do modelo atômico de Bohr para a configuração eletrônica do carbono na forma alotrópica de grafite	73
Figura 16 Ilustração do arranjo das hibridizações sp^2 (a) e da estrutura hexagonal (b) do grafite	73
Figura 17 Diagrama ternário de fases e ligações do carbono	75
Figura 18 Classificação expandida de filmes finos de DLC	75

Figura 19 Fluxograma das principais etapas seguidas para a execução do procedimento experimental	82
Figura 20 Ilustração da etapa de corte das barras de alumínio (liga Al-Mg-Si 6351 T6) realizada para a obtenção da geometria inicial do corpo de prova	83
Figura 21 Ilustração da vista tridimensional e das vistas bidimensionais da ferramenta de corte utilizada nos ensaios de furação	85
Figura 22 Ilustração tridimensional e vistas bidimensionais técnicas do corpo de prova utilizado como amostra de caracterização	86
Figura 23 Ilustração do substrato de aço-rápido AISI M35 revestido com DLC: ferramenta de corte (a) e amostra de caracterização (b)	86
Figura 24 Ilustração da vista em perspectiva e das vistas bidimensionais da ferramenta de corte utilizada para a análise da deposição dos filmes	93
Figura 25 Ilustração do equipamento e dos principais componentes utilizados para a realização do ensaio de desgaste microabrasivo	94
Figura 26 Ilustração de alguns corpos de prova preparados e as principais vistas bidimensionais que os caracterizam	96
Figura 27 Ilustração do esquema de fixação do corpo de prova para os ensaios de furação ...	97
Figura 28 Esquema ilustrativo de análise dos produtos da usinagem, com ênfase no residual (amostras de cavaco), observando vistas superior, inferior e lateral	100
Figura 29 Ilustração do procedimento de decapagem das ferramentas de corte	101
Figura 30 Ilustração esquemática da sequência de aquisição de sinais de F_f e M_t durante a usinagem de um corpo de prova	104
Figura 31 Ilustração dos planos de referência estabelecidos nas faces do corpo de prova para medição dos desvios de forma e dimensional	105
Figura 32 Ilustração do corpo de prova usinado, com enumeração (em branco) dos furos e as indicações dos pontos (em vermelho) a serem mensurados	106
Figura 33 Ilustração das indentações realizadas sobre a amostra da liga Al-Mg-Si 6351 T6 para calcular a dureza Brinell	110
Figura 34 Ilustração da micrografia representativa da liga Al-Mg-Si 6351 T6 registrada por meio de microscopia óptica	111
Figura 35 Ilustração da micrografia representativa da liga Al-Mg-Si 6351 T6 registrada e analisada por meio de MEV e de EDS	113
Figura 36 Ilustração do procedimento utilizado para mensurar a dureza do aço-rápido AISI M35	118

Figura 37 Ilustração da micrografia representativa do aço-rápido AISI M35 registrada por meio de microscopia óptica	119
Figura 38 Ilustração da micrografia representativa do aço-rápido AISI M35 registrada por meio de MEV, com a seleção de área e de pontos a serem analisados por meio de EDS.....	120
Figura 39 Ilustração do espectro de EDS referente à área “a.1” da micrografia do aço-rápido AISI M35 (Figura 38).....	121
Figura 40 Ilustração do espectro de EDS referente aos pontos “pt.1”, “pt.2” e “pt.3” da micrografia do aço-rápido AISI M35 (Figura 38).....	122
Figura 41 Ilustração dos espectros Raman dos filmes finos BALINIT® DLC (a) e BALINIT® DLC STAR (b), identificando a sobreposição das bandas G, D e I no intervalo de 800 cm^{-1} a 2000 cm^{-1}	124
Figura 42 Ilustração da superfície da amostra de caracterização revestida com o BALINIT® DLC, observada e analisada em MEV e EDS	128
Figura 43 Ilustração da superfície da amostra de caracterização revestida com o BALINIT® DLC STAR, observada e analisada em MEV e EDS	129
Figura 44 Esquema ilustrativo da formação de filmes finos de DLC segundo o Modelo Balístico (<i>BD – Ballistic model</i>)	130
Figura 45 Apresentação gráfica (<i>box and whiskers plot</i>) da comparação dos parâmetros R_q (a), R_z (b), R_{sk} (c) e R_{ku} (d) obtidos nas amostras de caracterização, baseado no teste Kruskal-Wallis ANOVA.....	135
Figura 46 Ilustração das imagens preliminar (a) e focalizada (b), registradas em MEV, da superfície de saída da ferramenta de corte sem filme, com esquema ilustrativo das marcas de avanço impressas pelo processo de retificação (c)	137
Figura 47 Ilustração das imagens preliminar (a) e focalizada (b), registradas em MEV, da superfície de saída da ferramenta de corte revestida com o BALINIT® DLC	139
Figura 48 Ilustração das imagens preliminar (a) e focalizada (b), registradas em MEV, da superfície de saída da ferramenta de corte revestida com o BALINIT® DLC STAR.....	140
Figura 49 Ilustração das camadas constituintes do filme BALINIT® DLC, observadas e analisadas na seção transversal da amostra de caracterização por meio de MEV e EDS	142
Figura 50 Ilustração das camadas constituintes do filme BALINIT® DLC STAR, observadas e analisadas na seção transversal da amostra de caracterização por meio de MEV e EDS	144
Figura 51 Ilustração da imagem registrada e analisada por meio de MEV e EDS da indentação realizada sobre a amostras do aço-rápido AISI M35.....	147

Figura 52 Ilustração da imagem registrada e analisada por meio de MEV e EDS da indentação realizada sobre a amostras do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC	148
Figura 53 Ilustração da imagem registrada e analisada por meio de MEV e EDS da indentação realizada sobre a amostras do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC STAR	150
Figura 54 Ilustração da imagem da calota de desgaste produzida sobre a amostra do aço-rápido AISI M35, registrada e analisada por meio de MEV e EDS	152
Figura 55 Ilustração da imagem da calota de desgaste produzida sobre a amostra do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC, registrada e analisada por meio de MEV e EDS	154
Figura 56 Ilustração da imagem da calota de desgaste produzida sobre a amostra do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC STAR, registrada e analisada por meio de MEV e EDS.....	156
Figura 57 Ilustração comparativa do coeficiente de desgaste k obtido nos ensaios de desgaste microabrasivo para as amostras de aço-rápido AISI M35, revestida com o BALINIT® DLC e com o BALINIT® DLC STAR	158
Figura 58 Ilustração das amostras de cavacos representativas dos ensaios realizados com as ferramentas de corte sem quebra-cavaco – formato cônico-helicoidal fraturado (a), de passo longo e parcialmente fraturado (b), de passo intermediário (c) e de passo curto (d)	161
Figura 59 Esquema ilustrativo da formação do cavaco em uma ferramenta de corte helicoidal - variação da v_c ao longo da aresta principal de corte (a) responsável pela forma cônica-espiral do cavaco (b)	163
Figura 60 Vista superior da aresta principal de corte e da superfície de saída (a), indícios de adesão e de deslizamento do cavaco sobre uma área da superfície de saída (b) e indicações das linhas de curvatura inferior e superior presentes em um cavaco aderido (c)	164
Figura 61 Ilustração dos cavacos emaranhados na ferramenta de corte com o quebra-cavaco (a) e do detalhamento das cinco formas de cavacos identificadas em uma amostra (b).....	166
Figura 62 Ilustração de amostras de cavacos obtidas na usinagem utilizando ferramentas de corte com o quebra-cavaco - Cavaco 1 (a), Cavaco 2 (b) e Cavaco 3 (c)	167
Figura 63 Ilustração dos cavacos formados a partir da aresta principal de corte composta por dois quebra-cavacos - hipótese de disposição dos cavacos 1, 2 e 3 (a), e exemplo dos cavacos aderidos na ferramenta de corte após usinagem (b)	169
Figura 64 Ilustração de amostras de cavacos obtidas na usinagem utilizando ferramentas de corte com o quebra-cavaco - Cavaco 4 (a) e Cavaco 5 (b).....	170

Figura 65 Ilustração dos cavacos formados na aresta principal de corte composta por um quebra-cavaco: hipótese de disposição dos cavacos 4 e 5 (a), e exemplo dos cavacos aderidos na ferramenta de corte após usinagem (b).....	171
Figura 66 Demonstração do posicionamento do Cavaco 4 sobre a ferramenta de corte (a), com ênfase na característica geométrica de afiação observada no plano principal de corte (b)	172
Figura 67 Ilustração elaborada para compreensão da formação dos cavacos - perfil da superfície inferior do furo usinado (a), posição das arestas principais de corte após 180° de rotação (b) e demonstração dos cavacos 4 e 5 formados na aresta principal de corte (c)	174
Figura 68 Esquema ilustrativo da relação entre as dimensões do quebra-cavaco e os três níveis de avanço utilizados nos ensaios de usinagem – 1ª hipótese para formação dos multi-cavacos	175
Figura 69 Ilustração da sobreposição do quebra-cavaco por meio da adesão (a), esquema da variação das direções de escoamento do cavaco (b) e detalhamento de uma região de separação do cavaco (c) – 2ª hipótese para formação dos multi-cavacos	176
Figura 70 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída das ferramentas de corte, antes (a, b, c) e após (d, e, f) execução dos ensaios de usinagem e decapagem – Ferramentas N7-9,B1,1,1 (a, d), N34-36,B2,2,1 (b, e) e N100-102,RB3,2,-1 (c, f)	178
Figura 71 Ilustração do detalhamento da aresta principal de corte da ferramenta N43-45,B3,1,1, antes (a) e após (b) execução dos ensaios de usinagem e decapagem.....	179
Figura 72 Ilustração do detalhamento da superfície de saída da ferramenta N16-18,B1,2,1, após execução dos ensaios de usinagem e decapagem	180
Figura 73 Ilustração do detalhamento da ponta de corte das ferramentas N13-15,B1,2,0 (a) e N46-48,B3,2,-1 (b), após execução dos ensaios de usinagem e decapagem.....	181
Figura 74 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída com detalhamentos após execução dos ensaios de usinagem e sem decapagem – Ferramentas N7-9,B1,1,1 (a, c) e N25-27,B2,1,1 (b, d).....	183
Figura 75 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída com detalhamentos após execução dos ensaios de usinagem – Ferramentas N67-69,RB1,2,0 (a, c), N85-87,RB2,2,0 (b) e N103-105,RB3,2,0 (d)	184
Figura 76 Esquema ilustrativo dos comprimentos críticos (C_{vc1} , C_{vc2} e C_{vc3}) de formação de aresta postiça de corte baseados nas dimensões (A, B, C e X_r) da geometria da ferramenta de corte	185

Figura 77 Ilustração da superfície inferior das amostras de cavacos obtidas nos ensaios de usinagem realizados com as ferramentas N4-6,B1,1,0 (a), N7-9,B1,1,1 (b), N13-15,B1,2,0 (c) e N10-12,B1,2,-1 (d)	188
Figura 78 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída das ferramentas N4-6,B1,1,0 (a, b, c) e N43-45,B3,1,1 (d, e, f) após execução dos ensaios de usinagem com velocidades de corte de 192 m/min, 240 m/min e 300 m/min	190
Figura 79 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída das ferramentas N67-69,RB1,2,0 (a, b, c) e N100-102,RB3,2,-1 (d, e, f) após execução dos ensaios de usinagem com velocidades de corte de 192 m/min, 240 m/min e 300 m/min.....	191
Figura 80 Ilustração dos gráficos dos sinais de F_f e M_t obtidos nos ensaios 4 (a) e 13 (b), com a utilização de ferramentas sem filme e em condições constantes de f e v_c	193
Figura 81 Ilustração do detalhamento dos sinais de F_f e M_t obtidos no 1º furo do ensaio 4 (a) e no 4º furo do 13, com a utilização de ferramentas sem filme e em condições constantes de f e v_c	194
Figura 82 Ilustração comparativa da média aritmética de F_f obtida com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	196
Figura 83 Ilustração comparativa da média aritmética de M_t obtida com as ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	198
Figura 84 Ilustração comparativa da média aritmética de F_f obtida ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)	199
Figura 85 Ilustração do comportamento da F_f , observada na RMS, em função da variação do f e da v_c , utilizando ferramentas sem filme, sem (a) e com (b) quebra-cavaco	203
Figura 86 Ilustração do comportamento da F_f , observada na RMS, em função das condições de filme, do f (a) e da v_c (b), utilizando ferramentas sem quebra-cavaco	204
Figura 87 Ilustração do comportamento da M_t , observada na RMS, utilizando ferramentas sem quebra-cavaco – $v_c \times f$ (a), condição de filme $\times f$ (b) e condição de filme $\times v_c$ (c).....	206
Figura 88 Esquema ilustrativo elaborado para explicar as relações da F_f e do M_t com as variáveis de controle do processo, baseando-se nas espessuras de corte h produzidas sobre a superfície de saída	208
Figura 89 Ilustração comparativa da variação do diâmetro dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	213

Figura 90 Ilustração comparativa da variação do desvio de cilindridade dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	215
Figura 91 Ilustração comparativa da variação do diâmetro dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)	216
Figura 92 Ilustração comparativa da variação do desvio de cilindridade dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)	217
Figura 93 Ilustração do comportamento do diâmetro do furo usinado, observada na RSM – $v_c \times f$ utilizando ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), e condição de filme $\times v_c$ (c).....	220
Figura 94 Ilustração do comportamento do desvio de cilindridade do furo usinado, observada na RSM - $v_c \times f$ utilizando ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), e condição de filme $\times f$ (c).....	223
Figura 95 Ilustração esquemática do possível fluxo de material existente durante a furação, em função de grandezas físicas e das componentes da força de usinagem	225
Figura 96 Ilustração comparativa da variação dos parâmetros R_a (a) e R_z (b) dos furos usinados com ferramentas sem quebra-cavaco, em níveis constantes de f e v_c	232
Figura 97 Gráfico ilustrativo da correlação linear observada entre os parâmetros R_a e R_z na execução do planejamento experimental	233
Figura 98 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_z dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	234
Figura 99 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{sk} dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	235
Figura 100 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{ku} dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c	237
Figura 101 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_z dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)	238

Figura 102 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{sk} dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)	239
Figura 103 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{ku} dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)	241
Figura 104 Ilustração do comportamento dos parâmetros R_a (a e b) e R_z (c), observados na RSM – $v_c \times f$ utilizando ferramentas sem filme, sem (a e c) e com quebra-cavaco (b)	244
Figura 105 Ilustração do comportamento do parâmetro R_z , observada na RMS, em função das condições de filme, do f (a) e da v_c (b), utilizando ferramentas sem quebra-cavaco.....	247
Figura 106 Ilustração do comportamento do parâmetro R_{sk} , observada na RSM - $v_c \times f$ utilizando ferramenta sem (a) e com quebra-cavaco (b), e condição do filme $\times f$ utilizando ferramenta sem quebra-cavaco (c)	248
Figura 107 Ilustração do comportamento do parâmetro R_{ku} , observada na RSM - $v_c \times f$ (a) utilizando ferramenta sem quebra-cavaco, condição do filme $\times f$ (b) e condição do filme $\times v_c$ (c) utilizando ferramenta com quebra-cavaco	251
Figura 108 Ilustração para distinção das orientações dos planos de formação da APC (plano principal de corte) e de medição da rugosidade na superfície usinada (plano de trabalho) ...	254
Figura 109 Esquema ilustrativo de comparação das direções de saída dos cavacos quando utilizadas ferramentas sem (a) e com (b) quebra-cavaco, f de 0,20 mm/rot e v_c de 192 m/min	256

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 Classificação das ligas de alumínio trabalhadas por conformação mecânica.....	37
Tabela 2 Tratamentos térmicos aplicados nas ligas de alumínio trabalhadas por conformação mecânica	38
Tabela 3 Parâmetros utilizados nos ensaios de dureza da liga Al-Mg-Si 6351 T6 e e do aço-rápido AISI M35.....	89
Tabela 4 Variáveis de controle e seus respectivos níveis estabelecidos no planejamento experimental	98
Tabela 5 Resultado representativo da composição química da liga Al-Mg-Si 6351 T6	108
Tabela 6 Resultado representativo da composição química do aço-rápido AISI M35	114
Tabela 7 Resultados de parâmetros geométricos das bandas sobrepostas nos espectros Raman e das estimativas dos conteúdos percentuais de sp^3 e de hidrogênio.....	126
Tabela 8 Resultados da estatística descritiva dos parâmetros R_q , R_z , R_{sk} e R_{ku} mensurados nas superfícies das amostras de caracterização (AISI M35, ASI M35 + BALINIT® DLC e ASI M35 + BALINIT® DLC STAR).....	131
Tabela 9 Comparação dos resultados representativos obtidos por meio de MEV e do ensaio de desgaste microabrasivo para estimar a espessura das camadas constituintes dos filmes finos de DLC	157
Tabela 10 Resultados estatísticos obtidos na análise de variância das variáveis de resposta – modelo linear simples para F_f ($R^2 = 0,63$) e M_t ($R^2 = 0,73$)	201
Tabela 11 Coeficientes obtidos na análise de correlação linear de Pearson entre as variáveis de controle e de resposta (F_f e M_t).....	207
Tabela 12 Resultados estatísticos obtidos na análise de variância das variáveis de resposta – modelo linear simples para Diâmetro ($R^2 = 0,14$) e Desvio de cilindridade ($R^2 = 0,24$)	218
Tabela 13 Coeficientes obtidos na análise de correlação linear de Pearson entre as variáveis de controle e de resposta (diâmetro e desvio de cilindridade).....	224
Tabela 14 Tabela demonstrativa dos coeficientes de variação da F_f e do M_t , obtidos nos ensaios realizados com as ferramentas sem filme	230
Tabela 15 Resultados estatísticos obtidos na análise de variância das variáveis de resposta – modelo linear simples para R_a ($R^2 = 0,56$), R_z ($R^2 = 0,55$), R_{sk} ($R^2 = 0,02$) e R_{ku} ($R^2 = 0,03$).....	242
Tabela 16 Coeficientes obtidos na análise de correlação linear de Pearson entre as variáveis de controle e de resposta (R_a , R_z , R_{sk} e R_{ku}).....	252

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

a.	Área
AA	<i>Aluminum Association</i>
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AFM	Atomic Force Microscopy
AISI	American Institute of Steel and Iron
ANOVA	Analysis Of Variance
APC	Aresta Postiça de Corte
ASTM	American Society of Testing and Materials
BD	<i>Ballistic model</i>
BUE	<i>Built-Up Edge</i>
BUL	<i>Built-Up Layer</i>
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CEFET-MG	Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
CFC	Cúbica de Face Centrada
CV	Coeficiente de Variação
DLC	<i>Diamond-Like Carbon</i>
DOE	<i>Design Of Experiments</i>
DRX	Difração por Raios X
EDS	<i>X-ray Energy Dispersive Spectroscopy</i>
FEM	<i>Finite Element Method</i>
GL	Graus de Liberdade
GLC	<i>Grafite-Like Carbon</i>
GP	<i>Guinier Preston</i>
HK	<i>Hardness Knoop</i>
HRB	<i>Hardness Brinell</i>
HRC	<i>Hardness Rockwell C</i>
HSS	<i>High-Speed Steel</i>
HSS-E	<i>Especial High-Speed Steel</i>
HSS-L	<i>Low alloy High-Speed Steel</i>
IQR	<i>Interquartile Range</i>
ISO	<i>International Standard Organization</i>
LAMAT	Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais

M	Aço-rápido ao molibdênio
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MiCAT	<i>Mitutoyo Intelligent Computer Aided Technology</i>
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
MS	<i>Magnetron Sputtering</i>
NBR	Norma Brasileira
NCD	<i>Nanocrystalline Diamond</i>
PACVD	Plasma-Assisted Chemical Vapor Deposition
PL	<i>Photoluminescence</i>
PLC	<i>Polymer-Like Carbon</i>
pt.	Ponto
PVD	Physical Vapor Deposition
RSM	<i>Response Surface Methodology</i>
SENAI	Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial
SSS	Solução Sólida Supersaturada
T	Aço-rápido ao tungstênio
TTT	Tempo Temperatura Transformação
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
VDI	<i>Verband Deutscher Ingenieure</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

h'	Espessura do cavaco (mm)
D_{esfera}	Diâmetro da esfera do ensaio de desgaste microabrasivo (mm)
$D_{position}$	Posição da banda D no espectro Raman (cm^{-1})
$G_{position}$	Posição da banda G no espectro Raman (cm^{-1})
L_a	Tamanho de agrupamentos (<i>clusters</i>) atômicos de carbono (nm)
R_c	Grau de recalque (adimenssional)
X_r	Ângulo de posição principal da ferramenta de corte (graus)
$X_{r'}$	Ângulo de posição secundário da ferramenta de corte (graus)
a_1	Representação do fator “Quebra-cavaco” na equação de previsibilidade da RSM (adimenssional)
a_2	Representação do fator “Filme” na equação de previsibilidade da RSM (adimenssional)
a_3	Representação do fator “Avanço” na equação de previsibilidade da RSM (mm/rot)
a_4	Representação do fator “Velocidade de corte” na equação de previsibilidade da RSM (m/min)
a_5	Representação do fator “Avanço*Filme” na equação de previsibilidade da RSM (mm/rot*m/min)
d_{calota}	(μm)
d_{max}	Diâmetro máximo da calota de desgaste (μm)
d_{min}	Diâmetro mínimo da calota de desgaste (μm)
f_z	Avanço por unidade de aresta cortante em uma rotação da ferramenta de corte (mm)
t_{camada}	Espessura da camada constituinte do filme (μm)
γ_0	Ângulo de saída da ferramenta de corte (graus)
σ_{filme}	Tensão residual presente no filme fino de DLC (MPa)
A	Variável representativa da altura da ponta cônica de uma broca (mm)
a-C	Carbono amorfo
a-C:H	Carbono amorfo hidrogenado
Al	Alumínio

a_p	Profundidade de corte (mm)
AT	Pecentual atômico (%)
b	Largura de corte (mm)
B	Variável representativa do raio de uma broca (mm)
Bi	Bismuto
C	Carbono
C	Variável representativa do comprimento total da aresta principal de corte de uma broca (mm)
Co	Cobalto
Cr	Cromo
$C-sp^2$	Carbono na forma alotrópica de grafite: combinação de orbitais (hibridização) na configuração sp^2
$C-sp^3$	Carbono na forma alotrópica de diamante: combinação de orbitais (hibridização) na configuração sp^3
Cu	Cobre
C_{vc}	Comprimento crítico para formação de APC a uma dada velocidade de corte (mm)
D	Diâmetro da broca (mm)
f	Avanço por unidade de rotação da ferramenta de corte (mm/rot)
F_{ap}	Força de apoio (N)
F_c	Força de corte (N)
Fe	Ferro
F_f	Força de avanço (N)
$f_{ferramenta}$	Frequência de passagem da aresta de corte (Hz)
F_p	Força passiva (N)
f_s	Frequência de amostragem (Hz)
h	Espessura de corte (mm)
H	Hidrogênio
H	Índice estatístico do teste inferencial não-paramétrico Kruskal-Wallis ANOVA
H_0	Hipótese estatística nula
H_1	Hipótese estatística alternativa

$H_{calculado}$	Índice estatístico do teste inferencial não-paramétrico Kruskal-Wallis ANOVA calculado
HF	Classe de adesão do filme, conforme norma VDI 3198
$H_{tabelado}$	Índice estatístico do teste inferencial não-paramétrico Kruskal-Wallis ANOVA tabelado
I_D	Intensidade da banda D no espectro Raman (adimenssional)
I_G	Intensidade da banda G no espectro Raman (adimenssional)
K	Camada eletrônica primária de elétrons no modelo atômico de Bohr
L	Comprimento usinado, similar à l_m (mm)
L	Camada eletrônica secundária de elétrons no modelo atômico de Bohr
l_m	Comprimento de usinagem (mm)
L_x	Largura desgastada na direção X da calota (μm)
L_y	Largura desgastada na direção Y da calota (μm)
m	Coefficiente angular de inclinação da linha de base do espectro Raman (adimenssional)
M_2C	Carbonetos ricos em molibdênio
M_6C	Carbonetos ricos em tungstênio
MC	Carbonetos ricos em vanádio
M_{final}	Temperatura final de transformação martensítica ($^{\circ}\text{C}$)
Mg	Magnésio
$M_{início}$	Temperatura inicial de transformação martensítica ($^{\circ}\text{C}$)
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
M_t	Torque ou Momento torçor (Nm)
N	Nitrogênio
N	Número de dados presentes na amostragem ou população avaliada (adimenssional)
n	Rotação (rpm)
Na	Sódio
$n_{arestas}$	Quantidade de arestas de corte (adimenssional)
Nb	Nióbio

Ni	Níquel
O	Oxigênio
P	Fósforo
p	Subcamada eletrônica secundária de elétrons no modelo atômico de Bohr
Pb	Chumbo
p-valor _{calculado}	Índice estatístico padronizado a ser comparado com o índice p-valor _{referência}
p-valor _{referência}	Índice estatístico padronizado de referência, associado ao nível de confiabilidade estabelecido na análise inferencial
Q	Taxa de material removido (cm ³ /min)
R_a	Parâmetro bidimensional de amplitude da rugosidade: média aritmética (μm)
R_{ku}	Parâmetro bidimensional de probabilidade de distribuição da rugosidade: curtose (adimenssional)
R_{sk}	Parâmetro bidimensional de probabilidade de distribuição da rugosidade: assimetria (adimenssional)
R_z	Parâmetro bidimensional de amplitude da rugosidade: média aritmética da amplitude máxima (μm)
S	Enxofre
s	Subcamada eletrônica primária de elétrons no modelo atômico de Bohr
Si	Silício
Sn	Estanho
T6	Tratamento térmico de solubilização e envelhecimento artificial
ta-C	Carbono amorfo tetraédrico
ta-C:H	Carbono amorfo tetraédrico hidrogenado
t_c	Tempo de corte (minutos)
t_d	Intervalos temporais (segundos)
Ti	Titânio
V	Vanádio
v_c	Movimento e velocidade de corte (m/min)
v_e	Movimento e velocidade efetivo (m/min)
v_f	Movimento e velocidade de avanço (mm/min)

W	Tungstênio
Zn	Zinco
Zr	Zircônio
β	Precipitados de siliceto de magnésio grosseiros e incoerentes com a matriz de alumínio
β'	Precipitados de siliceto de magnésio com morfologia de bastonetes semicoerentes com a matriz de alumínio
β''	Precipitados de siliceto de magnésio com morfologia acicular e coerentes com a matriz de alumínio
W	Força peso da esfera atuante sobre o corpo de prova no ensaio de desgaste microabrasivo (N)
k	Coeficiente de desgaste obtido no ensaio de desgaste microabrasivo (m^3/Nm)
t	Tempo de deslizamento decorrido no ensaio de desgaste microabrasivo (min)

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	28
1.1. Considerações iniciais	28
1.2. Objetivo geral.....	32
1.2.1. Objetivos específicos.....	32
1.3. Justificativa	33
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	36
2.1. Alumínio e suas ligas: um breve contexto, classificações e a abordagem nos estudos de usinagem.....	36
2.1.1. A série 6XXX e a liga Al-Mg-Si 6351	38
2.1.2. Abordagem das ligas de alumínio nos processos de usinagem por remoção de cavaco.....	43
2.2. Processo de furação	47
2.2.1. Contexto e fundamento	47
2.2.2. Variáveis comumente abordadas no processo	51
2.2.3. A furação na “manufatura verde”	56
2.3. Aço-rápido.....	62
2.3.1. Aplicação em ferramentas de corte.....	62
2.3.2. Aço-rápido AISI M35.....	66
2.4. Filme fino de carbono semelhante ao diamante – DLC	67
2.4.1. Tecnologia de filmes finos para ferramentas de corte.....	67
2.4.2. Hibridizações sp^2 e sp^3 do carbono	69
2.4.3. Aplicações do DLC: em busca por melhor desempenho tribológico	76
3. METODOLOGIA.....	81
3.1. Aquisição dos materiais e das ferramentas de corte utilizados no estudo.....	83
3.2. Métodos de caracterização dos materiais.....	88
3.2.1. Liga Al-Mg-Si 6351 T6 e aço-rápido AISI M35.....	88
3.2.2. Carbono amorfo semelhante ao diamante – DLC	89
3.3. Elaboração da geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios de usinagem	95
3.4. Elaboração do planejamento experimental dos ensaios de usinagem - DOE	97
3.5. Variáveis de resposta.....	100
3.5.1. Avaliação qualitativa da formação do cavaco – morfologia	100

3.5.2. Avaliação qualitativa de mecanismos de desgaste	101
3.5.3. Esforços de usinagem – força de avanço e torque	102
3.5.4. Desvios de forma e de dimensão	104
3.5.5. Textura superficial	105
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	108
4.1. Caracterização dos materiais utilizados no estudo.....	108
4.1.1. Liga Al-Mg-Si 6351 T6	108
4.1.2. Aço-rápido AISI M35.....	114
4.1.3. Caracterização dos filmes finos BALINIT® DLC e BALINIT® DLC STAR....	123
4.2. Ensaio de furação da liga Al-Mg-Si 6351 T6	160
4.2.1. Formação do cavaco	160
4.2.2. Acompanhamento qualitativo de mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas de corte.....	177
4.2.3. Esforços de usinagem	192
4.2.4. Desvios de forma e de dimensão	211
4.2.5. Textura superficial – Avaliação de parâmetros de rugosidade.....	231
5. CONCLUSÃO	258
6. TRABALHOS FUTUROS	261
REFERÊNCIAS.....	263
APÊNDICE A. Detalhes do planejamento experimental.....	289
APÊNDICE B. Resultados estatísticos da etapa de caracterização dos materiais	295

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações iniciais

O alumínio é atualmente um dos materiais metálicos mais consumidos na sociedade (DANESH NAROOEI e RAMLI, 2022). Considerado como o “metal da vida moderna” (GONÇALVES et al., 2018) e possuindo um índice próximo a 95% de reciclagem (BLANCO et al., 2020), o consumo foi impulsionado pela combinação desse material com outros, formando então as denominadas “ligas de alumínio”. Essas ligas apresentam razão peso/resistência, resistência à corrosão e usinabilidade atraentes para aplicações variadas (MOHANAVEL et al., 2018; LIANG et al., 2018; DANIYAN et al., 2021). Dentre elas, pode-se destacar as ligas da série 6XXX, que possuem o magnésio e silício como principais elementos ligantes, denominando-se então por ligas Al-Mg-Si. Muitos estudos têm focado na utilização desses materiais para produções automotivas e aeronáuticas (MARTINS et al., 2021; ARNOLDT et al., 2022). Nos processos de usinagem desses materiais por remoção de cavaco, por exemplo, embora os esforços de corte sejam relativamente mais baixos em comparação aos metais ferrosos, a alta capacidade de ser deformável (plasticidade) é refletida na aparição do mecanismo de desgaste adesivo, o qual exige a utilização de fluidos de corte (KELLY e COTTERELL, 2002; SAFIEI et al., 2021).

A furação é um dos processos convencionais de usinagem por remoção de cavaco muito utilizado na manufatura de materiais metálicos (PRAMANIK et al., 2022), especialmente nos setores automotivo, aeronáutico e aeroespacial (MARTINS et al., 2022a; SHARIF et al., 2023). Nesses setores, a qualidade dos furos pode ser mensurada por um conjunto de variáveis de resposta, que podem ser diretas ou indiretas em relação ao produto usinado. As variáveis diretas podem ser desvios de diâmetro, de circularidade, de cilindridade, de perpendicularidade e parâmetros de rugosidade (MARTINS et al., 2021; CHANG et al., 2023). Vibrações mecânicas, a emissão acústica, os esforços de usinagem, a energia consumida pelo(s) motor(es) acionador(es) da máquina-ferramenta, a temperatura de usinagem, a formação do cavaco e a formação de rebarba são exemplos de variáveis indiretas (BOLAR et al., 2022; CHANG et al., 2023).

Quando comparado ao torneamento e ao fresamento, por exemplo, a furação apresenta algumas peculiaridades (ou complexidades): dificuldades de se analisar a zona de corte, a qual é confinada no interior do furo e também é geometricamente complexa

(1); o cavaco se forma em uma superfície de cujo ângulo de saída é variável ao longo da aresta principal de corte (2); a velocidade de corte também varia ao longo da aresta principal de corte (3) e; aumento do atrito por conta da área de contato ferramenta-peça, da temperatura de usinagem, dificuldade de atuação do fluido de corte e maior dificuldade para remoção do cavaco quanto maior for comprimento usinado (4) (ZHU et al., 2018; CHENEGRIN et al., 2021; AKDULUM e KAYIR, 2023). Essas peculiaridades praticamente obrigam (KELLY e COTTERELL, 2002) a utilização dos fluidos de corte. Nesse contexto, estima-se que mais de 68 % dos processos de furação sejam realizados com a aplicação de fluidos de corte (PRAMANIK et al., 2022). Além de representar aproximadamente 20 % dos custos totais de produção (PRAMANIK et al., 2022), os fluidos de corte podem oferecer malefícios à saúde humana, animal e ambiental, em especial, aos recursos hídricos (ZHU et al., 2020).

Esse foi um dos motivos para o surgimento do conceito “Manufatura Verde”: todo aquele processo capaz de ser sustentável por um longo tempo mantendo a mesma eficiência, pensando também na redução de consumo energético, de recursos hídricos, de emissão de poluentes, de custos de produção e na maximização da segurança (KUMAR, P. et al., (2022). A usinagem a seco é uma das técnicas das quais se pode praticar a manufatura verde e tem sido amplamente abordada para o processamento de ligas de alumínio, de titânio e/ou materiais compósitos (PELIKÁN et al., 2023). Alguns benefícios são: não há exposição dos operadores e do ambiente aos efeitos nocivos dos fluidos de corte (1), os custos de produção são reduzidos pela eliminação de sistemas de armazenamento, transporte, filtração e limpeza (2) e proporciona um ambiente de trabalho mais limpo (3). Por outro lado, os autores mencionam que essa técnica proporciona maior energia na forma de calor, por conta do atrito e do mecanismo de desgaste adesivo na interface cavaco-ferramenta, e sua dissipação é reduzida pela ausência de um dos principais meios condutores: o fluido de corte. Como resultado, a vida útil da ferramenta de corte é reduzida (GUPTA et al., 2023a).

O aço-rápido (*High-Speed Steel* - HSS) se destaca como um dos materiais amplamente utilizado na fabricação de ferramentas de corte rotativas, principalmente aquelas de menores dimensões, devido a associação de boa produtividade com baixo custo de aquisição (JOVIČEVIĆ-KLUG et al., 2022). Suas propriedades mecânicas são satisfatórias para processos de usinagem que demandam maior tenacidade e o corte de materiais convencionais (excluindo-se principalmente os ultraduros, as ligas de titânio

entre outros) em baixas velocidades de corte (SHARIF et al., 2023). Também é recomendado para a fabricação de ferramentas que possuem geometria complexa, como e as brocas helicoidais (BA, 2022). Apesar do HSS ser muito utilizado na fabricação de brocas helicoidais (HYNES et al., 2022), representando aproximadamente 80 % da produção total (CASTILLO, 2005), provavelmente incluindo a linha *hobby*, a limitação da velocidade de corte (efeito da temperatura de usinagem) restringe a taxa de remoção de material. Na prática da usinagem a seco, e também na usinagem de ligas de alumínio, dentro do conceito “manufatura verde”, maior atenção foi dada aos estudos de aperfeiçoamento de ferramentas de corte, com ênfase em coeficiente de atrito e resistência ao desgaste. Diante disso, uma possibilidade de melhorar o desempenho desse material é aplicar a tecnologia dos filmes finos (GUPTA et al., 2023b; ASSURIN et al., 2023). Nesse contexto, o *Diamond-Like Carbon* (DLC) é um filme fino adequado para essa condição de usinagem (WANG, L. et al., 2022).

O DLC reúne as características do diamante e do grafite, combinando inércia química, dureza, baixo coeficiente de atrito, resistência ao desgaste abrasivo e ao mecanismo de desgaste adesivo (WANG, L. et al., 2022). Esse conjunto de fatores justificam a ampla utilização do DLC em vários pólos industriais (LI, W. et al., 2022), destacando-se em diversas aplicações: biomédicas, aeronáuticas, aeroespaciais, automotivas e metalúrgicas (BA, 2022; WANG, X. et al., 2022a). Durante a usinagem a seco de ligas de alumínio, a falha da ferramenta de corte pode ocorrer rapidamente devido às contribuições da pressão de contato na interface de corte, da temperatura de usinagem e da ductilidade do material usinado. O mecanismo de desgaste adesivo pode ser favorecido nessas condições, levando a formação de aresta postiça de corte (APC) e a dificuldade de deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída e sobre os canais helicoidais (WANG, L. et al., 2022). Nessa condição de usinagem, a utilização do DLC pode melhorar o desempenho da ferramenta de corte devido, principalmente, à redução do mecanismo de adesão (BHOWMICK et al., 2022).

Muitos estudos têm comprovado esses benefícios do DLC. Drumond et al. (2020) estudaram as alterações no comportamento tribológico do aço-rápido AISI M35 revestido com DLC. Os resultados demonstraram o aumento da resistência ao desgaste em comparação ao material não revestido. Durante o torneamento a seco de uma liga Al-Si, Hao et al. (2020) observaram que a vida útil do inserto revestido com DLC foi 1,17 vezes maior em comparação ao inserto convencional. Além disso, o filme proporcionou uma

redução aproximada de 50 % na rugosidade. No microfresamento a seco da liga Al-Zn 7075 T6, Aslantas et al. (2022) observaram uma redução de 20 % nos esforços de corte quando a ferramenta de corte foi revestida com DLC. Testando ferramentas com três filmes distintos para o microfresamento do aço P-20, os resultados obtidos por Sahoo et al. (2022) indicaram um desempenho expressivo do DLC, com reduções significativas na força de corte, na rugosidade e na altura da rebarba, em comparação à ferramenta sem filme. Estudando o rosqueamento de uma liga Al-12Si utilizando machos de corte com diferentes filmes, Barooah et al. (2021) verificaram que o DLC proporcionou o menor torque durante o rosqueamento, porém, verificou-se severa delaminação e, portanto, falha crítica de adesão ao substrato.

Embora o DLC tenha proporcionado um aumento significativo do desempenho de ferramentas fabricadas em aço-rápido, o problema de adesão ainda é frequente (PENG, J. et al., 2022). Nos estudos de Martins et al. (2021) e de Ba et al. (2024), o DLC não proporcionou melhorias significativas no desempenho da ferramenta de corte. Os autores também mencionaram o problema de adesão do filme ao substrato. Sahoo et al. (2022) verificaram grande delaminação do DLC. Martins et al. (2024) citaram um aumento da vida útil da ferramenta de corte revestida com DLC durante a furação da liga Al-Mg-Si 6061 T6, mas também identificaram a exposição do substrato após a usinagem a seco de 1000 furos. As vantagens deste filme são limitadas pela resistência à temperatura (estabilidade térmica) e pelos níveis de tensões residuais, o que pode justificar a principal área de aplicação nos processos de usinagem: na remoção de cavacos não ferrosos (principalmente a ligas de alumínio), em que os esforços de corte são relativamente baixos (em comparação aos materiais ferrosos, por exemplo) e as temperaturas na área de corte não excedem os 480 °C (GRIGORIEV et al., 2022).

Dopar o DLC com elementos de ligas ou inserir uma camada intermediária (*interlayer*) na interface substrato-DLC são duas possibilidades para melhorar o seu desempenho tribológico (PENG, J. et al., 2022; BHOWMICK et al., 2022; WANG, X. et al., 2022b). Alguns estudos já comprovaram essas melhorias. Com a dopagem de silício e de nitrogênio, Wang, X. et al. (2022a) verificaram uma mudança estrutural, uma inibição do mecanismo de grafitação e o aumento da estabilidade térmica do DLC durante o ensaio tribológico do tipo esfera sobre disco. No fresamento de um material similar ao Inconel 718, os resultados obtidos por Grigoriev et al. (2022) indicaram que o DLC, somado à dopagem e à camada interfacial, poderia melhorar o desempenho da

ferramenta de corte, em termos de textura superficial da peça usinada e da redução do mecanismo de adesão.

É nesse contexto geral que este estudo propôs a investigação dos efeitos de alguns parâmetros de usinagem durante a furação a seco de uma liga Al-Mg-Si (série 6XXX), utilizando brocas helicoidais de aço-rápido revestidas com DLC, avaliando-se como variáveis de resposta a textura superficial, os desvios de forma e de dimensão, a formação do cavaco e os esforços de usinagem.

Baseado nos possíveis efeitos benéficos da camada intermediária na interface substrato-DLC, foram testados dois filmes: com e sem a camada de nitreto de cromo. Pensando na importância da geometria de corte na formação do cavaco durante a usinagem a seco, algumas ferramentas de corte foram afiadas de tal forma (aresta multi-pontas) que se esperava facilitar a quebra do cavaco. A metodologia foi composta por etapas de aquisição e de caracterização dos materiais (liga de alumínio, aço-rápido e DLC), de elaboração e de preparação de corpos de prova e de amostras de caracterização, de elaboração do planejamento experimental e de descrição das variáveis de resposta. Ao todo foram realizados, de forma sistemática, 108 ensaios unitários, avaliando-se parâmetros de rugosidade, desvios de cilindridade e de diâmetro, grau de recalque, força de avanço e torque. Em cada etapa estabelecida para execução dos ensaios de usinagem, as ferramentas de corte foram submetidas a uma avaliação qualitativa de desgaste, focando nas possíveis alterações dos filmes.

1.2. Objetivo geral

Estudar os efeitos do avanço, da velocidade de corte, da geometria de cunha cortante e dos filmes finos de DLC durante a furação a seco da liga Al-Mg-Si 6351 T6, utilizando brocas helicoidais de aço-rápido AISI M35, avaliando-se como variáveis de resposta a formação do cavaco, o mecanismo de desgaste predominante, os esforços de usinagem (força de avanço e torque), os desvios de cilindridade e de diâmetro e a textura superficial (parâmetros R_a , R_z , R_{sk} e R_{ku}).

1.2.1. Objetivos específicos

- Caracterizar a liga Al-Mg-Si 6351 T6 e o aço-rápido AISI M35 por meio de análise química por espectrometria de emissão óptica, dureza respectivamente em

ensaios Rockwell e Brinell, e análise microestrutural por meio de microscopias óptica e eletrônica de varredura;

- Caracterizar os filmes finos de DLC por meio da espectroscopia Raman (nível de desordem estrutural e estimativa dos conteúdos de C-sp², de C-sp³ e de hidrogênio), da textura superficial (avaliação de parâmetros bidimensionais de rugosidade), da microscopia eletrônica de varredura (estimativa da espessura média aritmética depositada sobre o substrato), do ensaio de indentação Rockwell C (avaliação qualitativa da qualidade de adesão ao substrato) e por meio do ensaio *Calotest* (resistência ao desgaste microabrasivo);
- Elaborar um planejamento experimental para estruturar variáveis em um conjunto organizado (sistemático ou aleatório) de ensaios unitários (incluindo réplicas), possibilitando a análise de efeito das variáveis de controle sobre as variáveis de resposta;

1.3. Justificativa

A realização desta tese se justifica pela continuidade dos estudos que buscam entender e melhorar o desempenho do filme fino de DLC aplicados em ferramentas de corte, particularmente, fabricadas em aço-rápido. Dos vários estudos encontrados na literatura, podem ser citados, por exemplo, os seguintes: Drumond et al. (2020), Martins et al. (2021), Ba et al. (2022), Martins et al. (2022a), Martins et al. (2022b), Martins et al. (2022c), Martins et al. (2024), Ba et al. (2024), Ba et al. (2025), Barbosa et al. (2025), Vieira et al. (2025) e De Melo Pereira et al. (2026). Esses estudos foram realizados com a parceria formada entre instituições de ensino (PUC-MG, UFMG, CEFET-MG, INPE, UNESP e FATEC-SP) e empresas do ramo industrial de manufatura (STELLANTIS LATAM, Nipo-Tec Ferramentas Industriais, Oerlikon Balzers Revestimentos Metálicos, Mapal Tools e Walter tools), proporcionando desenvolvimento tecnológico, formação de profissionais pesquisadores e engajamento no ambiente literário científico.

O prosseguimento dessa parceria inclui, agora, a Universidade Federal de Uberlândia. Por meio das condições oferecidas pela instituição, a pesquisa em filmes finos de DLC pôde ser melhor aprofundada, com a adição de recursos (técnicos, financeiros e intelectuais), métodos de caracterização de materiais e de avaliação das variáveis de resposta, e a possibilidade de executar um maior número de experimentos de usinagem.

Baseado no trabalho realizado por Ba (2022), esta tese deu continuidade na investigação dos parâmetros de assimetria e de curtose da rugosidade obtida no processo de furação, os quais são frequentemente abordados no desenvolvimento de superfícies tribológicas (SEDLAČEK et al., 2017; DZIERWA, 2017; BA et al., 2021; TALIBOUYA BA et al., 2022). Quanto ao processo de usinagem, Chenegrin et al. (2021) afirmam que a furação não foi tão estudada como os processos de torneamento e de fresamento, devido às dificuldades de se analisar a zona de corte, a qual é confinada no interior do furo e também é geometricamente complexa.

O método de usinagem a seco também foi mantido conforme Ba (2022), uma vez que as práticas que colaboram com a “manufatura verde” são bem-vistas para o aprimoramento dos processos convencionais de usinagem. Segundo Pramanik et al. (2022), estima-se que mais de 68 % dos processos de furação sejam executados com a aplicação de fluidos de corte. Nesse sentido, o avanço nos estudos sobre a furação, a qual representa um grande percentual das operações de manufatura, pode oferecer muitos benefícios para amenizar os impactos financeiros, ambientais e insalubres resultantes da utilização dos fluidos de corte (HYNES et al., 2022; PRAMANIK et al., 2022).

Alinhado à prática da “manufatura verde”, ainda se mantém o foco na usinagem de ligas de alumínio da série 6XXX, que representam aproximadamente 90 % do volume total de alumínio consumido nos países ocidentais (CABIBBO et al., 2018), e em particular, a liga Al-Mg-Si 6351 T6, a qual tem ganhado espaço na indústria aeroespacial e automotiva (SREEHARAN e KANNAN, 2019; ARNOLDT et al., 2022). Além disso, como material base, o alumínio possui alto índice de reciclagem (BLANCO et al., 2020).

De acordo com Souza et al. (2020), a utilização da tecnologia de filmes finos e duros tem aumentado nas últimas décadas, com o objetivo de ampliar a faixa de aplicação dos materiais de ferramentas, especialmente, o aço-rápido e o metal duro. O DLC tem proporcionado um aumento significativo do desempenho de ferramentas de corte fabricadas em aço-rápido, embora o problema de adesão ao substrato ainda seja frequente (PENG et al., 2022). Na usinagem a seco, por exemplo, há muitos estudos que buscam o aperfeiçoamento desse desempenho com ênfase em coeficiente de atrito e resistência ao desgaste. Nesse contexto, o filme fino de DLC pode ser adequado para essa condição de usinagem (WANG, L. et al., 2022), principalmente, devido à redução do mecanismo de desgaste adesivo (BHOWMICK et al., 2022).

Os efeitos do avanço (f) e da velocidade de corte (v_c) também foram investigados, uma vez que são abordados com frequência nos estudos de usinagem convencional, proporcionando maior possibilidade de discussão e de confronto de resultados. Além disso, alinhado ao maior número de experimentos de usinagem que foram realizados, foi esperado resultados mais assertivos em comparação aos obtidos por Ba (2022), principalmente buscando observar a possibilidade de correlações entre os parâmetros de corte e os parâmetros de assimetria e curtose, semelhante ao observado por Talibouya Ba et al. (2022).

Como novidade, foram mensurados os desvios de forma e de dimensão e os esforços de usinagem. Uma vez que somente os parâmetros de rugosidade não mostraram respostas suficientes no processo de furação (BA, 2022), a inserção dessas novas variáveis pode indicar os benefícios que o DLC tem a oferecer ao desempenho das ferramentas de corte (MARTINS et al., 2021), embora Martins et al. (2022a), por exemplo, não tenham observado alterações significativas dos desvios de diâmetro, de cilindricidade e de circularidade nos furos usinados com ferramenta revestidas com DLC. Estudo similar foi realizado por Zhu et al. (2018). Quanto ao monitoramento dos esforços de usinagem, a força de avanço (F_f) e o torque (M_t) foram utilizados para verificar possíveis resultados favoráveis quando se aplica o filme, em se tratando de DLC, relacionados à redução do mecanismo de adesão, seja por lubrificação sólida, inércia química e/ou característica da textura superficial. Essas variáveis de resposta são abordadas frequentemente em pesquisas desenvolvidas na Universidade Federal de Uberlândia, por exemplo, Da Mota (2009), Pereira (2010), Da Silva et al. (2011), Da Silva (2016) e Gomes (2022).

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Alumínio e suas ligas: um breve contexto, classificações e a abordagem nos estudos de usinagem

O alumínio é um metal não ferroso extraído da bauxita, caulinita ou da nefelina. Possui estrutura cúbica de face centrada (CFC), temperatura de fusão de aproximadamente 660 °C e é particularmente dúctil (SANTOS JR. et al., 2016; ANNIGERI et al., 2016). De acordo com Danesh Narooei e Ramli (2022), é o terceiro elemento químico mais abundante na crosta terrestre e o segundo mais consumido em peso, ficando atrás somente do ferro e suas ligas. É considerado como o “metal da vida moderna” (GONÇALVES et al., 2018), possuindo um índice de reciclagem relevante: aproximadamente 95 % (BLANCO et al., 2020). Durante a sua produção, em média 39 % da composição é de alumínio reciclado (BLANCO et al., 2020). Liang et al. (2018) citam que os cavacos oriundos do torneamento, da furação e de outros processos são frequentemente reciclados por meio do processo de fundição.

Nos estudos da Engenharia de Materiais, a utilização do alumínio como elemento matriz em combinação com elementos de liga (silício, magnésio, zinco, cobre, ...) permitiu a produção das ligas de alumínio que apresentam razão peso/resistência, resistência à corrosão e usinabilidade atraentes para aplicações domésticas, automotivas, aeroespaciais e de bioengenharia. Essas vantagens permitem, por exemplo, a produção de geometrias complexas com menor custo energético (MOHANAVEL et al., 2018; LIANG et al., 2018; DANIYAN et al., 2021).

A nomenclatura e a classificação das ligas de alumínio são regidas pela *Aluminum Association* (AA). Podem ser classificadas quanto ao processo de fabricação, a composição química e o tratamento térmico que recebem (ASM, 1990). Quanto ao processo de fabricação, dois grupos são formados (ASM, 1990; SANTOS JR. et al., 2016):

1. Ligas trabalhadas: destinadas à fabricação de produtos semiacabados, como laminados planos (placas, chapas e folhas), laminados não planos (tarugos, barras e arames), perfis extrudados e componentes forjados. A nomenclatura dessas ligas é representada por quatro dígitos. O primeiro representa o principal elemento ligante (Tabela 1), o segundo dígito, se for diferente de zero, representa uma modificação da liga, e os dois últimos são utilizados para identificação da liga.

2. Ligas fundidas: destinadas à fabricação de componentes fundidos. A nomenclatura é representada por três dígitos. O primeiro representa o principal elemento de liga, o segundo e o terceiro dígito representam uma modificação do material, e o último indica se a liga é fundida (0) ou se é um lingote (1 e 2).

Tabela 1 Classificação das ligas de alumínio trabalhadas por conformação mecânica

Nomenclatura	Elementos de liga majoritários
1XXX	Alumínio puro sem elementos de liga
2XXX	Cobre, porém o magnésio pode ser especificado
3XXX	Manganês
4XXX	Silício
5XXX	Magnésio
6XXX	Magnésio e silício
7XXX	Liga em que o zinco é o elemento principal, porém outros elementos, tais como cobre, magnésio, cromo e o zircônio podem ser especificados.
8XXX	Ligas que incluem estanho e algumas composições de lítio que caracterizam composições variadas.

Fonte: adaptada de ASM (1990).

Quanto ao tratamento térmico, as ligas trabalhadas se dividem em não tratáveis (1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX) e tratáveis termicamente (2XXX, 6XXX e 7XXX). As ligas não tratáveis são endurecidas por processos de conformação. As designações dos tratamentos térmicos (Tabela 2) são especificadas pela norma ABNT NBR ISO 2107:2008.

As ligas da série 6XXX são utilizadas com frequência nas indústrias de construção, transporte e de eletrônicos, devido a combinação de razão peso/resistência, conformabilidade, usinabilidade, soldabilidade e resistência à corrosão (RADETIĆ et al., 2022). Em comparação às séries 2XXX e 7XXX, a 6XXX ainda apresenta menor tendência de nucleação de trincas pelo processo de corrosão. Além disso, essa série apresenta como vantagem o menor custo de aquisição (LIN et al., 2022). De acordo com Arnoldt et al. (2022), estudos têm focado no desenvolvimento de ligas de alumínio das séries 6XXX e 7XXX para produções automotivas e aeronáuticas, em forma de componentes forjados. Nesse contexto, etapas de processamento, como os tratamentos térmicos, têm grande influência nas propriedades do produto final.

Tabela 2 Tratamentos térmicos aplicados nas ligas de alumínio trabalhadas por conformação mecânica

Designação do tratamento	Característica
W	Tratado termicamente por solubilização seguido de envelhecimento natural.
T1	Resfriado após processamento à alta temperatura e envelhecido naturalmente em condição estável.
T2	Resfriado após processamento à alta temperatura, trabalhado a frio e naturalmente envelhecido em condição estável.
T3	Tratado termicamente por solubilização, trabalhado a frio e envelhecido naturalmente em condição estável.
T4	Tratado termicamente por solubilização e envelhecido naturalmente em condição estável.
T5	Resfriado após processamento à alta temperatura e envelhecido artificialmente.
T6	Tratado termicamente por solubilização e envelhecido artificialmente, normalmente até a máxima resistência mecânica.
T7	Tratado termicamente por solubilização e estabilizado ou superenvelhecido.
T8	Tratado termicamente por solubilização, trabalhado a frio e envelhecido artificialmente.
T9	Tratado termicamente por solubilização, envelhecido artificialmente e trabalhado a frio.
T10	Resfriado após processamento à alta temperatura, trabalhado a frio e envelhecido artificialmente.

Fonte: adaptada de ABNT NBR ISO 2107 (2008) e de ASM (1990).

2.1.1. A série 6XXX e a liga Al-Mg-Si 6351

Além dos principais elementos de liga (Mg e Si), a composição química das ligas da série 6XXX possui elementos secundários como o manganês, o cromo, o cobre e o zinco, além do ferro que é considerado uma das principais impurezas (RADETIĆ et al., 2022). De acordo com Gonçalves et al. (2018), o silício é responsável pelo aumento da dureza, e o magnésio, pelo aumento significativo da resistência mecânica. Chumbo (Pb), bismuto (Bi) e estanho (Sn) devem representar a mínima quantidade possível da composição, pois esses elementos, de baixo ponto de fusão, tendem a se segregar nos contornos de grãos da microestrutura, o que contribui para a fragilização do material (RADETIĆ et al., 2022). O silício também pode reduzir a ductilidade e causar fragilidade intergranular, a qual é atribuída, em parte, pela tendência de segregar-se nos contornos de grão (GONÇALVES e SILVA, 2015).

O magnésio e o silício são adicionados em quantidades balanceadas para formar ligas binárias do tipo Al-Mg₂Si. Um excesso de silício melhora a cinética do processo de formação dos precipitados. O manganês também é adicionado na composição para promover o refinamento de grãos e restringir a recristalização da microestrutura (LI et al., 2013).

Jinan e Padilha (2019) citaram que a liga Al-Mg-Si 6351 possui grande aplicação na construção de navios, caminhões, ônibus, oleodutos e de gasodutos. Tem sido utilizada em vários estudos, em diferentes áreas, como na usinagem, na soldagem e na corrosão. São exemplos, os estudos de Monticelli et al. (1991), Palanivel et al. (2014), Gonçalves e Silva (2015), Annigeri et al. (2016), Tavares e Bracarense (2017), Gonçalves et al. (2018), Jinan e Padilha (2019), Fageehi e Saminathan (2020), Antunes et al. (2021) e Krishna e Mohammed Ajmal Sheriff (2022).

Segundo Jinan e Padilha (2019), essa liga é endurecida por precipitação, contendo não mais que 2,5 % de soluto (siliceto de magnésio - Mg₂Si), em massa. O siliceto de magnésio é uma fase intermetálica utilizada como reforço microestrutural. Possui ponto de fusão em 1085 °C, massa específica de $1,99 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, 4,5 GPa de dureza e módulo de elasticidade de 120 GPa (KHORSHIDI et al., 2017; WANG et al., 2017).

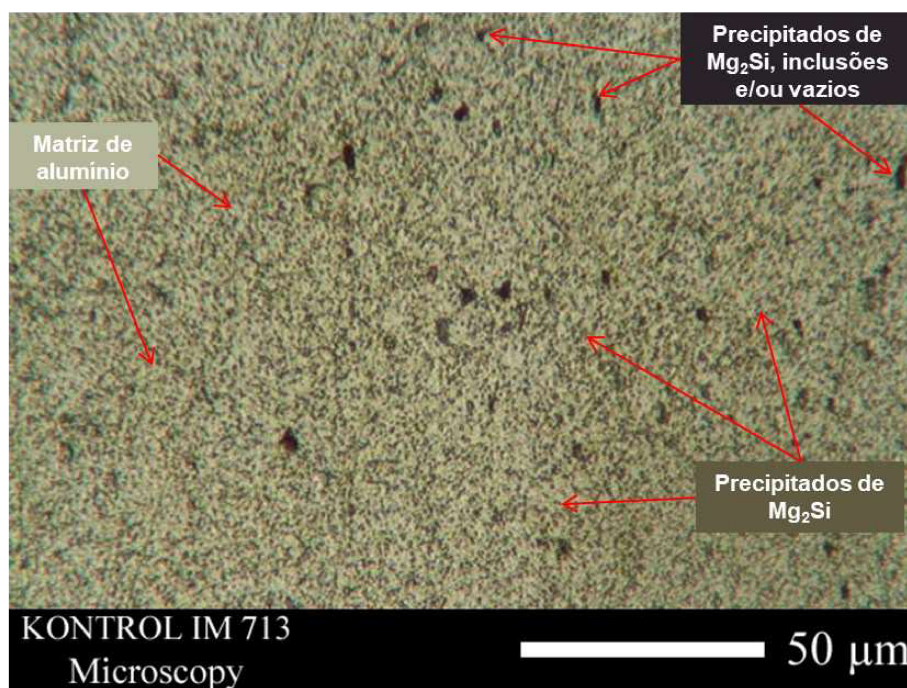
A composição química da liga Al-Mg-Si 6351 apresenta, em geral, 0,7 % a 1,3 % de silício e 0,4 % a 0,8 % de magnésio e de manganês. Entre outros elementos, o ferro também aparece frequentemente na composição, com no máximo 0,5 % em peso (JINAN e PADILHA, 2019). Na análise química realizada por espectrometria de emissão óptica, Ba (2022) observou a presença desses elementos, os quais representaram respectivamente $1,027 \pm 0,005 \%$, $0,63 \pm 0,01 \%$, $0,539 \pm 0,002 \%$ e $0,11 \pm 0,01 \%$ da composição química. De acordo com o autor, os resultados obtidos foram coerentes com as especificações apresentadas na norma ABNT NBR ISO 209:2010 que descreve a composição química básica das ligas de alumínio.

Quando submetida ao tratamento T6, essa liga adquire resistência mecânica moderada, com um limite próximo a 285 MPa. Esse valor é duas vezes superior ao apresentado pelas ligas AA 3003 e AA 5052 e representa aproximadamente 60 % do valor obtido nas ligas AA 2024 e AA 7075 envelhecidas (JINAN e PADILHA, 2019). No estudo realizado por Ba (2022), a dureza da liga Al-Mg-Si 6351 T6 foi quantificada em $93 \pm 5 \text{ HRB}$, resultado esse que apresentou uma diferença de 3 % em relação ao valor estabelecido como “base de dados” ($96 \pm 2 \text{ HRB}$). Comparada às ligas 2024 e 7075, a

ductilidade dessa liga é significativamente superior, o que a torna atraente para a produção de barras, perfis e tubos extrudados (JINAN e PADILHA, 2019).

Na Figura 1 é apresentada uma micrografia da liga Al-Mg-Si 6351 T6 observada em microscopia óptica no estudo realizado por Ba (2022), cuja a amostra metalográfica foi atacada quimicamente com solução de ácido fluorídrico durante 20 segundos. De acordo com o autor, a microestrutura é constituída pela matriz de alumínio (em tonalidade mais clara) e pela fase secundária Mg_2Si (em tonalidade mais escura) com morfologia acicular (provavelmente do tipo β''), refinada e com grande dispersão. Foi identificado também, em tonalidade mais escura, porém com uma dispersão menos homogênea, a presença do que poderiam ser vazios, inclusões, ou até mesmo precipitados grosseiros de Mg_2Si (provavelmente tipo β).

Figura 1 Micrografia da liga Al-Mg-Si 6351 T6 obtida em microscopia óptica

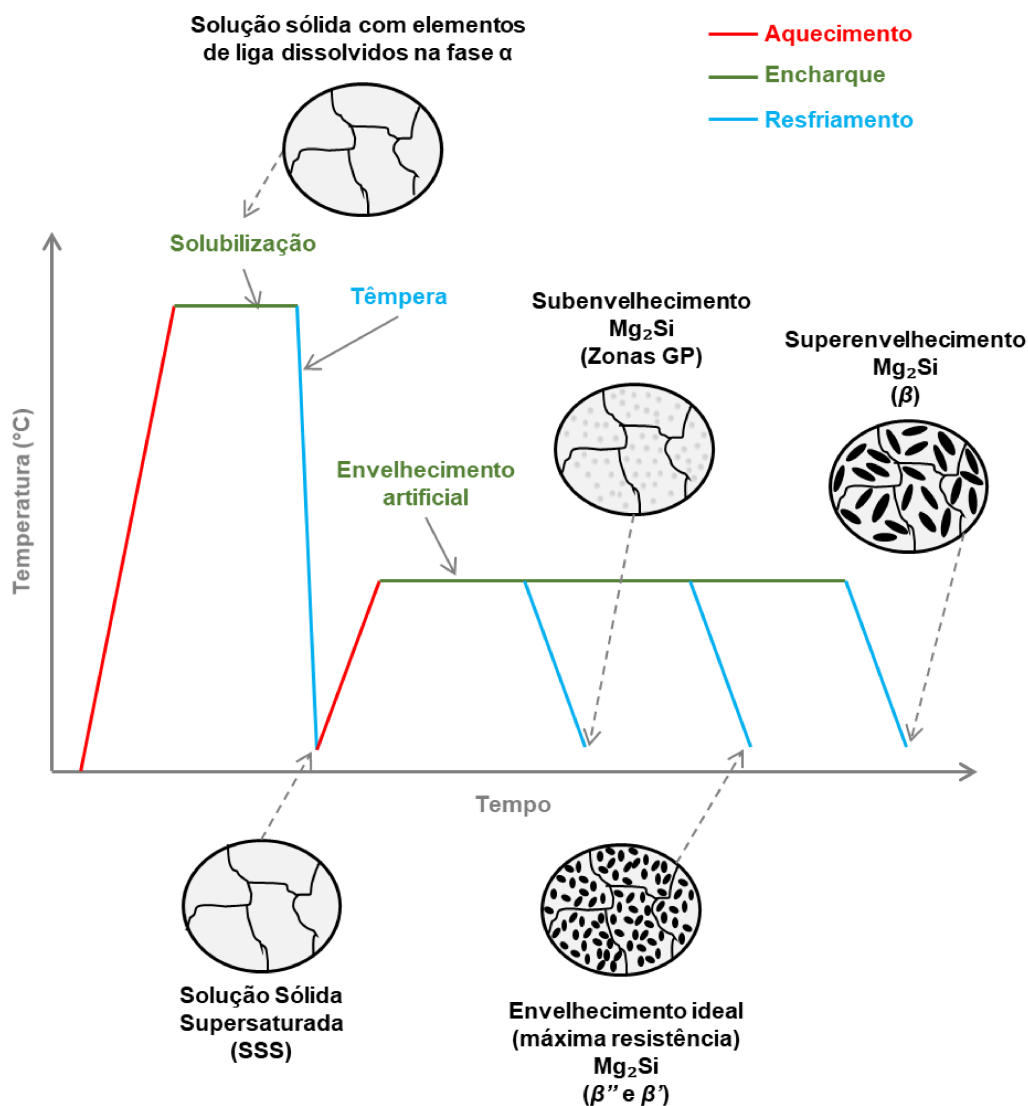


Fonte: adaptada de Ba (2022).

A nomenclatura “T6” se refere a um dos dez tratamentos térmicos (ver Tabela 2) aplicados nas ligas de alumínio (Figura 2), o qual envolve três estágios: (1) solubilização, (2) têmpera e (3) envelhecimento artificial (RAHMAN et al., 2019). É comumente aplicado nas ligas que possuem magnésio e silício, proporcionando média resistência

mecânica e satisfatória usinabilidade, soldabilidade e resistência à corrosão (DANESH NAROOEI e RAMLI, 2022).

Figura 2 Esquema ilustrativo dos estágios presentes no tratamento térmico T6 aplicado na liga Al-Mg-Si 6351 T6



Fonte: adaptada de Ba (2022).

Na Figura 2, o material é aquecido até atingir a temperatura de solubilização, que depende do teor de Mg_2Si presente na composição. Essa temperatura pode ser de 530 °C (FAGEEHI e SAMINATHAN, 2020) ou 580 °C (ANTUNES et al., 2021), por exemplo. Em encharque, a solubilização ocorre por um determinado tempo. A liga se mantém no

estado sólido e a microestrutura se caracteriza por uma solução sólida (fase α) com elementos de liga dissolvidos.

Após a solubilização, a têmpera é realizada em água, por exemplo (FAGEEHI e SAMINATHAN, 2020), em que a microestrutura é caracterizada por uma Solução Sólida Supersaturada (SSS) de Al-Mg₂Si (Figura 2). Em seguida, o material é reaquecido e mantido em encharque em aproximadamente 180 °C (FAGEEHI e SAMINATHAN, 2020; ANTUNES et al., 2021), dando início ao último estágio do tratamento T6: o envelhecimento artificial. Primeiramente, a nucleação dos precipitados ocorre na forma de agrupamentos atômicos do soluto Mg₂Si denominados por zonas de *Guinier Preston* (Zonas GP) que possuem a mesma estrutura cristalina da matriz, ou seja, são coerentes com a matriz. Caso seja resfriado nesse estágio (subenvelhecimento), um endurecimento da liga já pode ser obtido, porém, não é o máximo. Prosseguindo o envelhecimento, os precipitados coalescem mais, obtendo uma morfologia acicular (tipo β'') e de bastonetes (tipo β'), coerentes e semicoerentes com a matriz, respectivamente. Caso o tempo de envelhecimento seja prolongado (superenvelhecimento), os precipitados coalescem ainda mais, tornando-se grosseiros e incoerentes (β) com a matriz (POGATSCHER et al., 2013; CABIBBO et al., 2018).

De acordo com Deepak et al. (2022), o envelhecimento é uma etapa fundamental do tratamento, cujo objetivo é obter o crescimento sistematizado de uma fase secundária na forma de precipitados refinados e distribuídos uniformemente na matriz de alumínio (conforme apresentado na Figura 1). A máxima resistência mecânica das ligas Al-Mg-Si são obtidas quando o envelhecimento artificial é finalizado ao ponto do precipitado ser do tipo β'' e/ou β' . Nesse estágio, esses precipitados (principalmente o tipo β'') oferecem maior restrição ao movimento das discordâncias presentes na microestrutura (LI et al., 2013). Se o encharque do envelhecimento artificial prosseguir, os precipitados coalescem e se predominam no tipo β' e, depois, no tipo β . A tendência é que a resistência mecânica do material diminua, principalmente com o último estágio do Mg₂Si (tipo β), que perde coerência com a matriz e pode ser facilmente contornado pelas discordâncias por meio do mecanismo denominado por “Orowan” (LI et al., 2013).

De acordo com Zhang et al. (2023), e de forma análoga às ligas Al-Mg-Si, a sequência de formação dos precipitados na microestrutura das ligas Al-Zn-Mg-Cu é: solução α supersaturada $\rightarrow$ formação de agrupamentos atômicos (zonas de Guinier-Preston) coerentes com a matriz $\alpha \rightarrow$ precipitados MgZn₂ tipo η' semicoerentes com a

matriz $\alpha \rightarrow$ precipitados MgZn_2 tipo η não coerentes com a matriz α . Em análise de Difração por Raios X (DRX), os autores verificaram dois picos intensos centralizados em 2θ iguais a 38° e 45° , os quais correspondiam à presença de alumínio na matriz do material. Centralizado em 2θ igual a 22° , surge o pico que indica a presença das zonas GP. Por último, um pico menos intenso, centralizado em 2θ igual a 83° corresponde à modificação (coalescimento) das zonas GP para os precipitados MgZn_2 .

2.1.2. Abordagem das ligas de alumínio nos processos de usinagem por remoção de cavaco

Muitos estudos de usinagem são realizados com ligas de alumínio, em que se buscam melhorar o desempenho das ferramentas de corte, a usinabilidade dos materiais e/ou compreender as influências dos parâmetros de corte (DANIYAN et al., 2021). A usinabilidade dos materiais pode ser definida em termos da integridade da superfície usinada, da vida útil da ferramenta de corte, dos esforços de usinagem e do controle/formação do cavaco. Nesse contexto, a seleção de parâmetros como a v_c e o avanço, e a seleção ideal de ferramentas de corte (geometria, material e filme) possui um efeito relevante na usinabilidade (CHANG et al., 2023). Em geral, os resultados são obtidos com a utilização de técnicas analíticas, numéricas e de experimentação, incluindo planejamentos experimentais (Design Of Experiments - DOE), com a Análise de Variância (*Analysis Of Variance* - ANOVA), a Metodologia de Superfície de Resposta (*Response Surface Methodology* - RSM) e a técnica de Taguchi (DANIYAN et al., 2021).

No contexto da usinagem, a ductilidade do alumínio é favorável para o surgimento da APC, que de acordo com Daniyan et al. (2021), é um fenômeno em que parte do material cisalhado durante a formação do cavaco se adere sobre a superfície de saída da ferramenta, a partir da aresta principal de corte, formando um novo gume de corte que não possui uma geometria definida como o gume real da ferramenta. Os autores afirmam que essa modificação proporciona redução da qualidade do produto usinado (desvios dimensionais e rugosidade). Gupta et al. (2023a) e Pang et al. (2023) mencionam que o principal problema relacionado à usinagem desses materiais é a geração de cavaco contínuo e a predominância do mecanismo de adesão. Esses fatores contribuem para a aceleração do desgaste das ferramentas de corte e para as alterações da integridade superficial.

Santos Jr (2012) realizou um extenso estudo no torneamento das ligas de alumínio 1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6, investigando o efeito de propriedades mecânicas e parâmetros de corte nos esforços de usinagem, temperatura de corte, textura superficial e na vibração do suporte da ferramenta de corte. Em relação aos materiais usinados, o autor observou que materiais mais dúcteis, apesar de apresentarem menor resistência ao cisalhamento (esforços de usinagem), podem implicar em aumento da área da zona secundária de cisalhamento e, assim, no aumento do mecanismo de adesão. Além disso, materiais dúcteis tendem a produzir cavacos longos e emaranhados, o que é mais desvantajoso para o processo. Em relação aos parâmetros de usinagem, notou-se que os esforços de usinagem são reduzidos quando se maximiza a v_c . Pelo fato da área de corte e a espessura de corte serem proporcionais ao f , observou-se correlação positiva entre os esforços de usinagem e esse parâmetro de usinagem. Mas em para a formação do cavaco, aumentar o f pode trazer benefícios para o processo, uma vez que cavacos longos se codificam para curtos, ou seja, aumenta-se a frequência de quebra dos cavacos.

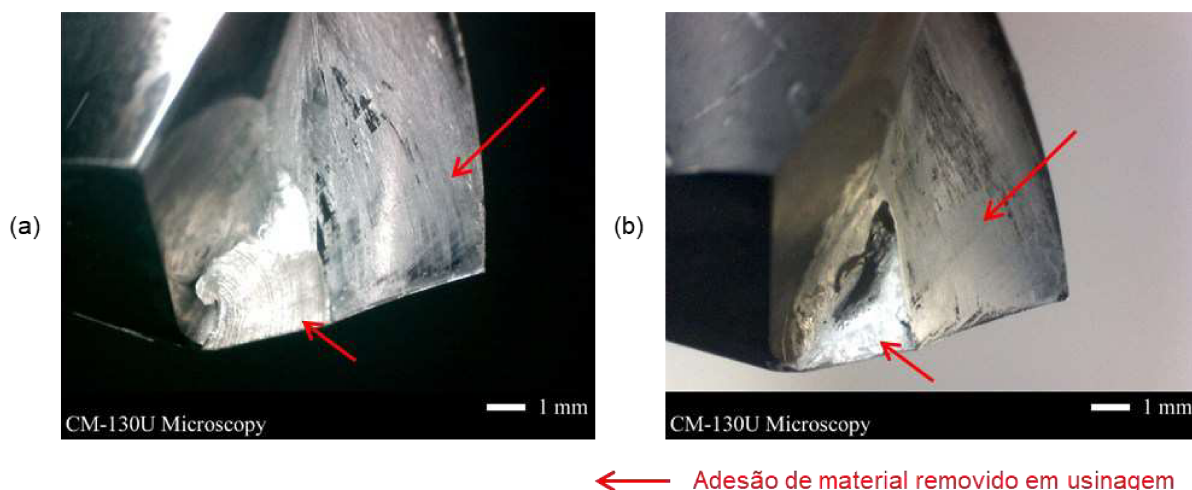
Similar à Santos Jr (2012), Sousa (2013) utilizou diferentes ligas de alumínio, incluindo a 6351 T4, para investigar os efeitos das propriedades mecânicas dos materiais e dos parâmetros de usinagem na furação, porém dando ênfase no grau de recalque, na dimensão da zona de fluxo e na microdureza dos cavacos. Resultados indicaram que a dureza dos materiais e o f foram as variáveis mais influentes no comportamento do grau de recalque. De acordo com o autor, o aumento da dureza proporciona maior resistência ao cisalhamento que, conseqüentemente, reduz o grau de deformação plástica do material. Verificou-se a redução do grau de recalque com o incremento do f , o que corrobora com a literatura: pois diminui as taxas de deformações na região da zona de cisalhamento. Na seção transversal do cavaco notou-se que a microdureza é máxima nas proximidades da interface cavaco-ferramenta (zona de cisalhamento) devido as maiores taxas de deformação plástica e, assim, maior encruamento. O autor também observou que cavacos curtos tendem a ser obtidos com a redução da v_c e o aumento do f .

A liga Al-Mg-Si 6061 T6, citada por Safiei et al. (2021), é um exemplo cuja utilização tem crescido mundialmente em várias aplicações de engenharia: aeroespacial, automotiva, construção e embalagem de alimentos. De acordo com os autores, esse crescimento é devido às propriedades de resistência à corrosão, baixo valor de razão peso/resistência e a capacidade de ser deformável em processos de conformação mecânica. No entanto, para os processos de usinagem por remoção de cavaco, essa

capacidade de ser deformável (plasticidade) é refletida na aparição do mecanismo de desgaste adesivo, o qual exige a utilização de fluidos de corte. Para Kelly e Cotterell (2002), executar a furação de ligas de alumínio sem fluido de corte é praticamente impossível.

Ba et al. (2024) observaram a predominância do mecanismo de desgaste adesivo durante a usinagem a seco da liga Al-Mg-Si 6351 T6. Conforme apresentado na Figura 3, verificou-se a adesão de material sobre as superfícies de saída das ferramentas de corte. Os autores concluíram que a usinagem a seco desses materiais ainda possui um grande desafio para se consolidar na prática da usinagem em larga escala.

Figura 3 Indicação do mecanismo de adesão observado na superfície de saída das ferramentas de corte, sem (a) e com filme fino de DLC (b)

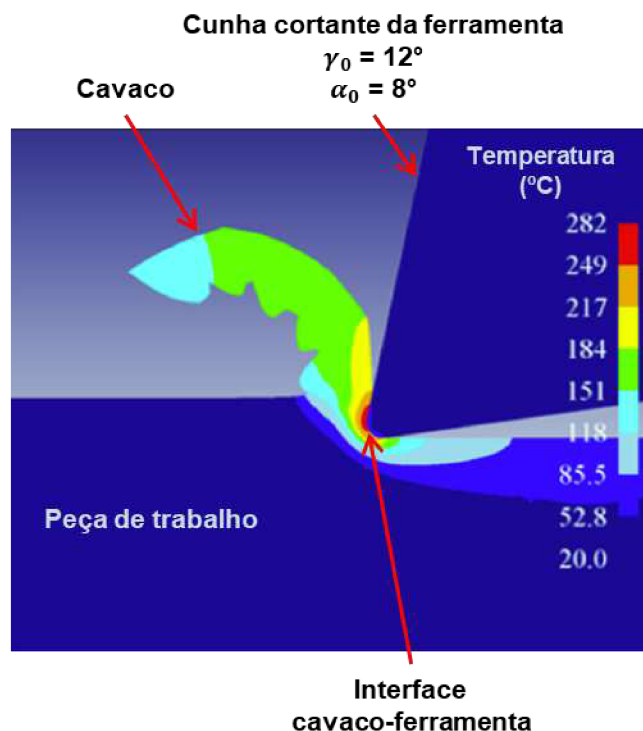


Fonte: adaptada de Ba et al. (2024).

Li, S. et al. (2021) utilizaram o Método de Elementos Finitos (Finite Element Method - FEM) para investigar a usinabilidade da liga AA 6061 T6 no processo de fresamento. Mantendo constante o avanço (0,1 mm/rot) e a profundidade de corte (0,5 mm), o resultado da simulação da formação do cavaco no plano ortogonal (Figura 4) indicou maior concentração de calor na zona secundária de cisalhamento, com uma temperatura máxima de 282 °C quando a velocidade de corte aumentou de 50 m/min para 150 m/min. Entre 150 m/min e 300 m/min, a temperatura máxima reduziu gradualmente, aproximando-se a 250 °C. De acordo com os autores, dentro de uma faixa de valores de v_c , o comportamento da temperatura é um reflexo proporcional do aumento do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta. Em seguida, quando a v_c ultrapassa um

determinado valor, a temperatura na interface pode apresentar uma redução, devido à mudança de distribuição de calor: nesse caso, maior calor passa a ser dissipado no cavaco e na peça de trabalho.

Figura 4 Ilustração da simulação da usinagem da liga Al-Mg-Si 6061 T6 no plano ortogonal



Fonte: adaptada de Li, S. et al. (2021).

No mesmo estudo, Li, S. et al. (2021) também avaliaram o efeito do avanço, mantendo a profundidade de corte e a velocidade de corte constantes (0,5 mm e 200 m/min, respectivamente). Diferentemente do observado em função da v_c , o aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta foi semelhante a uma tendência linear quando o f variou de 0,01 mm/rot a 0,20 mm/rot. Acima de 0,15 mm/rot, a temperatura máxima superou 300 °C, em que seria possível ocorrer a recristalização do material (0,5 x Temperatura de fusão) durante a usinagem. Diante disso, os autores complementaram a discussão dos resultados, mencionando que o efeito do avanço foi superior ao efeito da v_c .

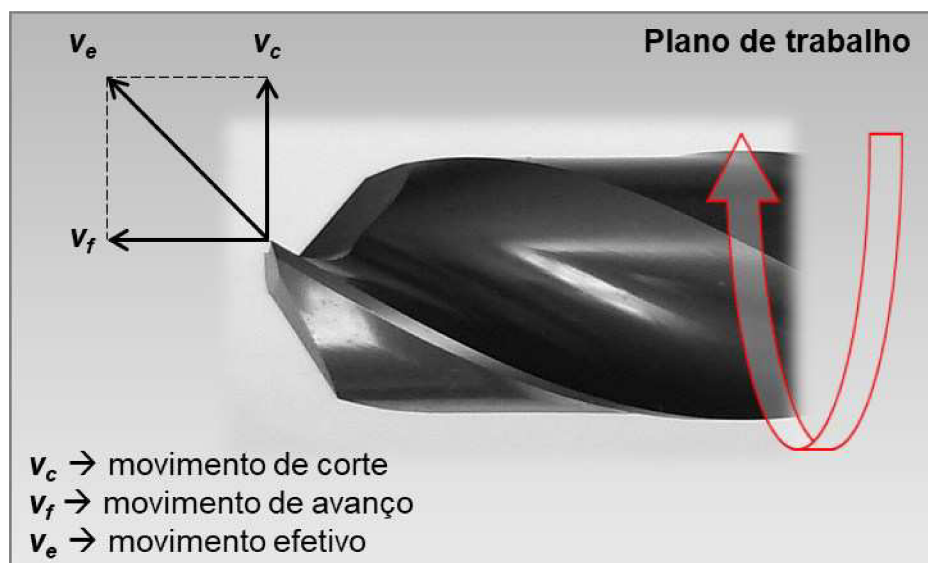
2.2. Processo de furação

2.2.1. Contexto e fundamento

A furação é um dos processos convencionais de usinagem mais utilizados na manufatura de materiais metálicos e não metálicos (PRAMANIK et al., 2022). Representa uma quantia significativa dos custos e do tempo total de processamento (SHARIF et al., 2023). É essencial para muitos setores industriais, como, automotivo, aeronáutico e aeroespacial (MARTINS et al., 2022a). Nesses setores, questões relacionadas à produtividade e à qualidade estão diretamente relacionadas com os milhões de furos que são usinados (SHARIF et al., 2023).

Pesquisas mostraram que a usinagem de furos com brocas helicoidais representa 30 % do total das atividades praticadas nas indústrias de manufatura. Desse percentual, a maioria se concentra na usinagem de furos em estruturas de automóveis e aeronaves, seja para uniões permanentes (rebites) ou não (parafusos e porcas) (SREENIVASULU e SRINIVASARAO, 2021). Para Zhu et al. (2018), essa quantia é de 40 %. Os autores ainda complementam: mais de 100 mil furos são usinados durante a fabricação de uma aeronave monomotor e mais de 1 milhão estão presentes na montagem de uma aeronave de transporte. Para Akdulum e Kayir (2023), estima-se que a furação corresponda a 36 % de todos o volume de material removido por processos de usinagem com formação de cavaco. Desse total, a distribuição ocorre predominantemente em centros de usinagem (40 %), seguidos pelas fresadoras (26%) e pelos tornos (25%). A furação tem como produto básico um furo cilíndrico com perfil redondo, que pode ser obtido em regimes de desbaste, semi-acabamento ou acabamento (MARTINS et al., 2021). Na cinemática do processo (ver Figura 5), a ferramenta de corte, no caso a broca helicoidal, rotaciona (movimento de corte - v_c) em torno de seu eixo de simetria e, ao mesmo tempo, desloca-se linearmente (movimento de avanço - v_f) ao longo desse eixo (ZHANG, Y. et al., 2022). A combinação desses movimentos resulta no movimento efetivo da ferramenta (v_e), que pode ser denominado como um “movimento helicoidal”, responsável pela formação contínua do cavaco.

Figura 5 Ilustração simplificada da cinemática do processo de furação



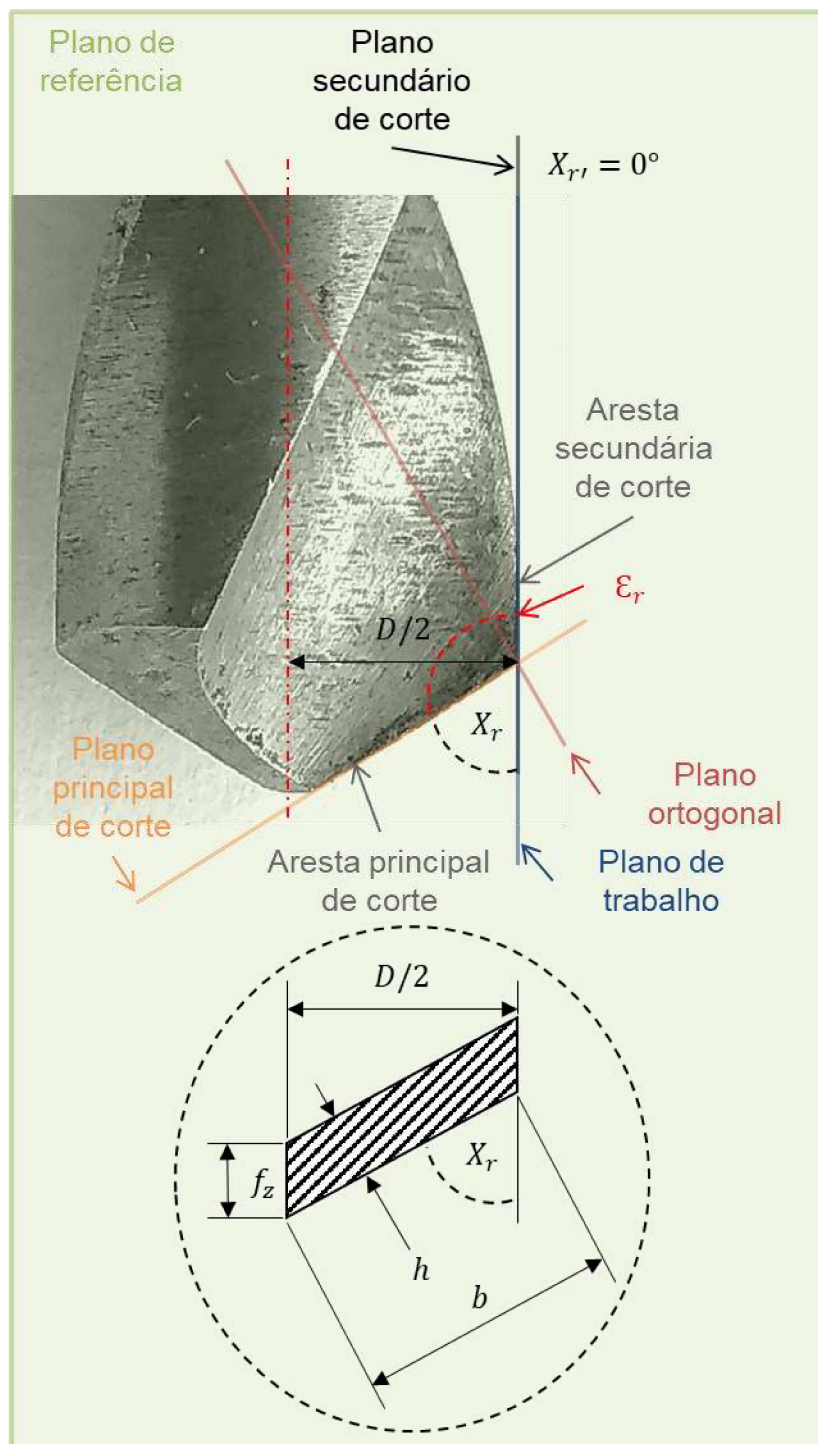
Fonte: inspirada em Trent e Wrigh (2000).

Na ação de corte da ferramenta, o cavaco é formado por meio de uma sequência de deformações elástica e plástica, e cisalhamento do material. No plano de referência de uma broca helicoidal (ver Figura 6), o cavaco é formado a partir de uma área de corte, em que a sua espessura (h) e a sua largura (b) são calculadas respectivamente pela Equação (1) e pela Equação (2) (WANG et al., 2021).

Por meio dessas grandezas relativas ao cavaco, é possível calcular o grau de recalque (Equação (3)), que determina o grau de deformação existente entre o plano de cisalhamento primário, ou seja, a razão entre a espessura real do cavaco formado (h') e a porção teórica de material removida ou espessura de corte (h) (WANG et al., 2021).

Em relação ao R_c , deve-se observar que a espessura do cavaco é sempre maior que a espessura de corte, e conforme a Equação (3) e desconsiderando a presença de erros de medição do cavaco, o valor calculado sempre será maior do que 1. Na prática, para metais dúcteis, por exemplo, a espessura do cavaco pode atingir valores 5 vezes acima, ou mais, em comparação à espessura de corte (TRENT e WRIGHT, 2000). Investigar a formação do cavaco no processo de furação é importante para compreender o mecanismo de corte (as etapas de formação do cavaco) no qual o material usinado é submetido para obter a sua forma e a sua superfície final (GIASIN e AYVAR-SOBERANIS, 2017).

Figura 6 Ilustração da vista frontal de uma broca convencional, com identificação das grandezas relativas ao cavaco e os ângulos de geometria observados no plano de referência



Fonte: inspirada em Trent e Wright (2000).

$$h \text{ (mm)} = f_z \times \sin X_r \quad (1)$$

$$b \text{ (mm)} = \frac{a_p}{\sin X_r} = \frac{(D/2)}{\sin X_r} \quad (2)$$

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (3)$$

No estudo realizado por Bolar et al. (2022), em que foram comparados furos usinados com broca e fresa de topo helicoidais, os maiores resultados de rugosidade obtidos com as brocas foram justificados pela complexidade de formação do cavaco, assim como a sua remoção do interior do furo. Observando o plano de referência (Figura 6), a partir do centro (ou núcleo) até a extremidade da broca, a velocidade de corte inicia-se tendendo ao valor nulo e aumenta gradualmente até atingir o seu valor máximo nas extremidades das arestas principais de corte. Esse aspecto geométrico faz com que o material, ao invés de ser cisalhado, seja extrudado nas proximidades do núcleo da ferramenta. Isso é um fator que contribui, em muito, na força de avanço (F_f) durante a furação.

De acordo com Chenegrin et al. (2021), a furação não foi tão estudada como os processos de torneamento e de fresamento devido as dificuldades de se analisar a zona de corte, a qual é confinada no interior do furo e é geometricamente complexa. Diferentemente do corte observado no plano ortogonal do processo de torneamento, por exemplo, observa-se uma peculiaridade na furação, em que o cavaco se forma em uma superfície de saída cujo valor do ângulo γ_0 é variável ao longo da aresta principal de corte (ZHU et al., 2018).

Outro aspecto a ser considerado é o comprimento usinado. Como uma parte da ferramenta de corte fica parcialmente confinada no interior do furo, alguns problemas podem ocorrer: aumento do atrito por conta da área de contato ferramenta-peça, aumento da temperatura de usinagem, dificuldade de atuação do fluido de corte e maior dificuldade para remoção do cavaco. Esses problemas afetam o processo de usinagem quanto ao aumento dos esforços de usinagem, à redução da vida útil das ferramentas de corte e da qualidade dos produtos usinados (AKDULUM e KAYIR, 2023). De acordo com Biermann et al. (2018), brocas helicoidais convencionais são aplicáveis até razões de

Comprimento Usinado/Diâmetro da Broca (L/D) iguais a 6, devido à complexidade de formação e de remoção do cavaco. Para razões acima desse valor, o processo passa a ser denominado como “furação profunda”, em que ferramentas especiais devem ser utilizadas.

2.2.2. Variáveis comumente abordadas no processo

Estudos científicos têm sido desenvolvidos para proporcionar melhorias no processo de furação, utilizando-se os conhecimentos sobre as propriedades dos materiais a serem usinados, as propriedades dos materiais de fabricação das ferramentas de corte, as geometrias de corte, os mecanismos de desgaste, os esforços de usinagem e a seleção de parâmetros de corte (SREENIVASULU e SRINIVASARAO, 2021; MARTINS et al., 2022a). Em muitos artigos científicos se encontram a utilização de métodos experimentais em que, por meio de ferramentas estatísticas, os níveis de influência das variáveis de controle sobre as variáveis de resposta podem ser quantificados com confiabilidade satisfatória, além de se utilizar menos insumos experimentais (SREENIVASULU e SRINIVASARAO, 2021).

A velocidade de corte, o avanço (MARTINS et al., 2021), a geometria da ferramenta de corte (ZHU et al., 2018) e o fluido de corte (PRAMANIK et al., 2022) são parâmetros de controle (fatores, no termo estatístico) frequentemente controlados durante a furação. A seleção indevida desses parâmetros pode proporcionar a falha prematura da ferramenta de corte, elevado consumo de energia e/ou baixa qualidade do produto usinado (PRAMANIK et al., 2022).

O equilíbrio entre a produtividade (quantidade) e a qualidade do produto é um fator importante para manter a competitividade entre as indústrias no mercado. Nesse contexto, Pang et al. (2023) citaram a “usinagem em altas velocidades de corte” como uma tecnologia que oferece vantagens produtivas em comparação à usinagem convencional: maior taxa de remoção de material, precisão dimensional durante a usinagem e acabamento superficial. Tem sido aplicada, principalmente, na usinagem de ligas de alumínio (LI, S. et al., 2021). Pang et al. (2023), por exemplo, utilizaram v_c de 471 m/min para investigar o efeito da aplicação de fluidos de corte durante o fresamento da liga Al-Zn 7075. Os autores relataram que durante a usinagem de componentes e estruturas de parede fina para aeronaves de grande porte, a taxa de remoção de material pode atingir 85 cm³/min. No entanto, é necessário considerar, também, que a usinagem

em elevadas velocidades de corte pode apresentar problemas relacionados à alta dissipação de energia em forma de calor, como: alterações microestruturais subsuperficiais e tensões residuais de tração na peça usinada, a aceleração do desgaste das ferramentas de corte pelo mecanismo difusivo (VARGHESE et al., 2018; LI, S. et al., 2021). Em se tratando de temperatura de usinagem, a v_c é um fator limitante da taxa de remoção de cavaco (MARTINS et al., 2021).

Produzir furos com qualidade satisfatória é uma tarefa complexa, pois existem diferentes metodologias utilizadas na ciência (SREENIVASULU e SRINIVASARAO, 2021). O termo “qualidade do furo” diz respeito ao conjunto de variáveis de resposta que pode ser atribuído durante a avaliação de um furo usinado. Essas variáveis geralmente são: desvios de diâmetro, de circularidade, de cilindridade, de perpendicularidade, e parâmetros bidimensionais (R) ou tridimensionais (S) de rugosidade (MARTINS et al., 2021; CHANG et al., 2023). Além dessas, Bolar et al. (2022) e Chang et al. (2023) citaram outras variáveis: vibrações mecânicas, a emissão acústica, os esforços de usinagem, a potência consumida pelo(s) motor(es) acionador(es) da máquina-ferramenta, a temperatura de usinagem, a formação do cavaco (morfologia e grau de recalque) e a formação de rebarba. De acordo com Pramanik et al. (2022), por exemplo, aproximadamente 30 % dos custos totais de fabricação são atribuídos ao processo de rebarbação.

No estudo realizado por Martins et al. (2022a), os resultados indicaram uma redução gradual do diâmetro dos furos na medida em que a quantidade de peças usinadas aumentava, em todos os níveis de v_c (340 m/min e 430 m/min). Esse comportamento foi justificado pelas alterações (desgaste) da geometria de corte das ferramentas. Alterações dos desvios de circularidade e cilindridade foram menos expressivos em função do número de furos usinados quando comparados aos resultados observados em função da v_c . Já em outro estudo, durante a furação da liga Al-Mg-Si 6351 utilizando brocas helicoidais de aço-rápido, Gonçalves et al. (2018) concluíram que os desvios de diâmetro, circularidade e cilindridade não foram influenciados pela variação da v_c e do f . Mas para a rugosidade, houveram alterações significativas em função dos parâmetros de usinagem.

Durante a formação do cavaco são exercidas, geralmente, altas taxas de deformação plástica e elevada dissipação de calor. Dessa forma, a integridade superficial do material usinado pode ser alterada. Essa propriedade tem um papel fundamental no desempenho operacional das peças usinadas. Em estudos relacionados à indústria

aeroespacial, por exemplo, a topografia da superfície tem influência significativa na concentração de tensão superficial (ZHANG, Y. et al., 2022). Bolar et al. (2022) afirmam que uma superfície com rugosidade “pobre” pode apresentar regiões de potenciais nucleações de trincas quando submetida a carregamentos cíclicos, resultando em redução da resistência à fadiga. Nesse contexto, a v_c e o f são parâmetros de usinagem que influenciam, de forma significativa, os parâmetros de rugosidade (BOLAR et al., 2022).

Durante a usinagem de um material compósito com matriz de alumínio, Okay et al. (2021) observaram que o aumento da v_c proporcionou menores valores de rugosidade, o que foi justificado pelo efeito da temperatura de usinagem, a qual reduz a resistência do material à ação de cisalhamento da ferramenta e a resistência (o atrito) ao escoamento do cavaco.

No estudo de Zhang et al. (2023), em que se considerou 500 m/min como o menor nível de v_c , verificou-se maior presença de partículas de cavacos aderidas à superfície usinada e vestígios mais acentuados de sulcamento, os quais refletiram no aumento da rugosidade. Por outro lado, aumentando a v_c , o efeito da temperatura contribui para o desaparecimento da APC e para a redução da resistência ao cisalhamento do material usinado, resultando na diminuição da rugosidade.

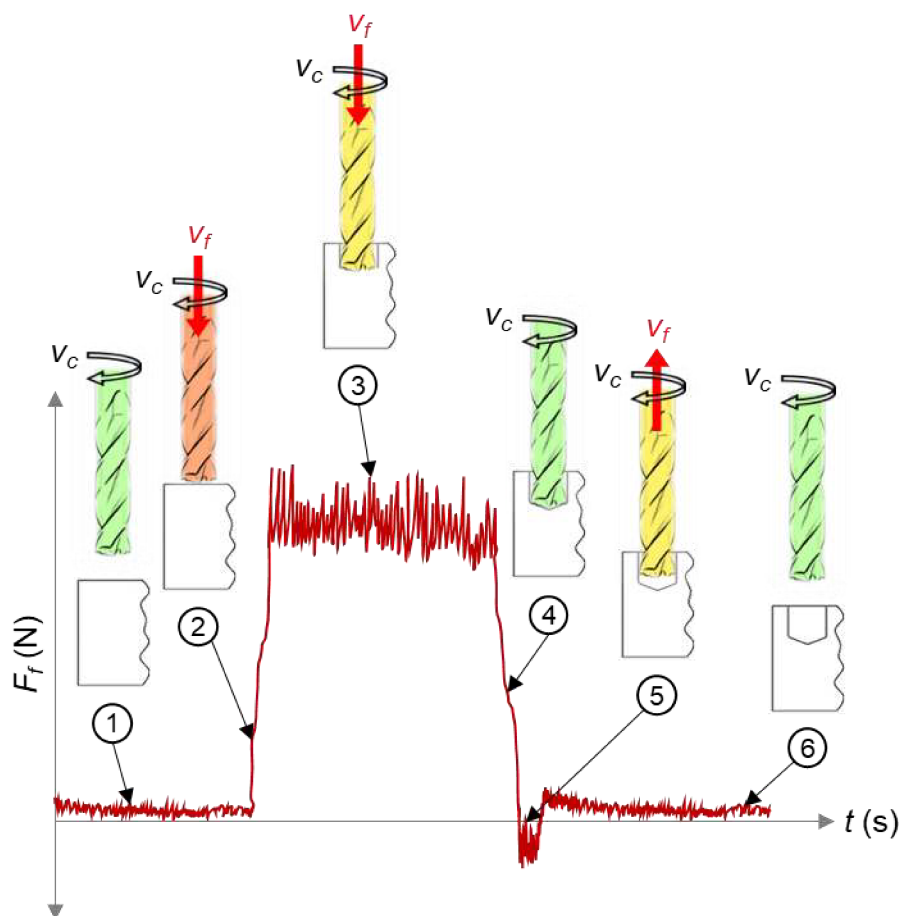
O avanço (f) também tem influência significativa sobre a rugosidade, pois está diretamente relacionado com a formação do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, ou seja, a interface cavaco-ferramenta (ZHU et al., 2018). De acordo com Okay et al. (2021) e Bolar et al. (2022), o volume de material removido por unidade de tempo (taxa de remoção de material) é proporcional ao f . Consequentemente, o cavaco torna-se mais espesso e resistente à fratura (YAŞAR, 2019), os esforços de corte tornam-se maiores e a vibração do conjunto ferramenta-máquina atinge magnitudes que afetam significativamente a rugosidade do furo usinado (ZHANG et al., 2023). Além disso, a geometria da cunha de corte apresenta alterações (desgaste) durante a usinagem, que ocorrerão mais rapidamente quanto maior for o f . Essas alterações também prejudicam a rugosidade (PAKTINAT e AMINI, 2018). Em baixos níveis de f , é possível obter uma formação mais uniforme e contínua (formato longo) do cavaco que, por consequência, resulta em uma superfície com menor rugosidade (ZHU et al., 2018).

O monitoramento dos esforços de usinagem possui importância relevante no controle de desempenho dos processos convencionais de usinagem, devido à alta sensibilidade e à rapidez de resposta dos sinais em decorrência das modificações

paramétricas do processo. Esses sinais podem ser utilizados, por exemplo, para otimização do consumo de energia da máquina-ferramenta, do f , da v_c , da vida útil das ferramentas de corte e da vibração (MESSAOUDI et al., 2023). Força de avanço e torque são amplamente utilizados como variáveis de resposta no processo de furação (PELIKÁN et al., 2023). A F_f é orientada em direção perpendicular à superfície da peça e resulta, principalmente, da resistência mecânica imposta pelo material usinado diante do deslocamento linear (componente v_f da cinemática do processo, conforme Figura 5) da ferramenta de corte. O M_t é resultante do produto entre a força de corte (F_c) e a uma dada distância, a qual se encontra a aplicação do esforço até o ponto central de simetria da ferramenta de corte. Na furação, F_f é a principal componente dos esforços de corte, tendo valores mais expressivos quando comparada às componentes radiais força de corte (F_c) e força passiva (F_{ap}) (CHANG et al., 2023).

Baseado em Assurin et al. (2023), o comportamento gráfico da F_f pode ser dividido em 6 estágios conforme ilustrado na Figura 7. No estágio 1, a ferramenta de corte não possui qualquer contato com o corpo de prova, fazendo com que o sinal seja constante ao longo do tempo. Dependendo das condições de aterramento ou de interferências de natureza elétrica, o sinal de F_f poderá ser diferente de zero. No estágio 2, ocorre o primeiro contato entre a ferramenta de corte (a aresta transversal) e a superfície do corpo de prova. Nesse momento, o sinal de F_f aumenta expressivamente pois a penetração da ferramenta sobre a superfície (ação de extrudar) é dificultada pelo fato de a v_c ter valores mínimos na aresta transversal. Em seguida, estágio 3, quando as arestas principais de corte atuam completamente na remoção do cavaco e a parede do furo se forma ao longo do movimento de avanço da ferramenta, a F_f permanece em um regime “constante”. No estágio 4, quando o comprimento de usinagem é atingido e a v_f assume valor nulo, a F_f atinge valores próximos a zero. Quando a ferramenta de corte inicia o seu movimento de avanço reverso para sair do furo já usinado (estágio 5), podem ocorrer flutuações da F_f devido ao acúmulo de cavacos nos canais helicoidais. Após isso, quando a ferramenta é totalmente retirada do furo, o estágio 6 é atingido, o qual possui característica similar ao estágio 1.

Figura 7 Ilustração dos seis possíveis estágios presentes no sinal de F_f durante a furação cega



Fonte: inspirada em Assurin et al. (2023).

Durante a furação de uma liga Al-Zn 7075 T6 com broca helicoidal de metal duro, Luo et al. (2021) observaram a redução do torque e da força de avanço em rotações mais elevadas. Já no estudo de Zhu et al. (2018), ao variar a v_c de 30 m/min para 50 m/min durante a usinagem com uma broca helicoidal afiada na forma “escalonada”, observou-se o aumento da F_f . Esse resultado foi em contramão ao que é frequentemente citado na literatura. Os autores o justificaram devido a maior dificuldade de remoção do cavaco.

De acordo com os resultados de Zhang et al. (2023), usando a liga de alumínio 7075 em diferentes condições de tratamento térmico, a quantidade de material removido por unidade de tempo, assim como a magnitude do atrito na interface cavaco-ferramenta, é proporcional à v_c . Como resultado, a dissipação de energia em forma de calor torna-se maior. Isso resulta em maiores temperaturas de corte. A resistência ao cisalhamento do

material usinado é reduzida pelo efeito térmico, causando, então, a redução dos esforços de usinagem. Já em baixas velocidades de corte, a resistência à deformação plástica (cisalhamento) não é tão comprometida pelo efeito térmico de usinagem, implicando em maiores esforços de corte por unidade de área.

Luo et al. (2021) também verificaram o aumento do M_t e da F_f quando, em rotação constante, a v_f foi alterada de 60 mm/min para 140 mm/min. Esse resultado foi justificado pelo aumento da espessura de corte (e também do cavaco) e pela dificuldade de formação e remoção do cavaco. Nesse contexto, Martins et al. (2021) citam que o escoamento do cavaco está relacionado ao atrito existente na interface cavaco-ferramenta, e tem uma influência significativa no processo de furação, pois afeta a rugosidade do furo e, principalmente, a vida útil da ferramenta. Bolar et al. (2022) ainda complementam: cavacos longos e encruados, obtidos na usinagem de ligas de alumínio, por exemplo, podem danificar a superfície (parede) dos furos durante o escoamento sobre os canais helicoidais da broca, prejudicando, assim, a rugosidade.

Em função do avanço, Zhang et al. (2023) observaram que os esforços de usinagem são proporcionais ao f , pois há um aumento da área de contato ferramenta-peça resultante da espessura instantânea de corte durante a formação do cavaco. Em menores valores de f , ao usinar a liga 7075 tratada com criogenia, foram observados menores esforços de usinagem. De acordo com os autores, isso ocorreu devido à presença de APC, a qual altera previamente a geometria de corte para um ângulo de saída maior. Isso diminui a resistência ao escoamento do cavaco.

No que diz respeito à geometria de corte, a usinagem de canais ou a inserção de pinos na superfície de saída da broca são estratégias utilizadas com frequência para favorecer a quebra de cavacos. Foi relatada a redução dos esforços de usinagem aplicando a primeira estratégia durante a usinagem de um aço de baixo carbono. Com a segunda estratégia, foi mencionada a redução de 5 % a 9 % nos esforços de usinagem durante o corte de ligas de alumínio. Em ambas as estratégias, utilizando fluido de corte, a vida útil da ferramenta foi melhorada (PELIKÁN et al., 2023).

2.2.3. A furação na “manufatura verde”

A complexidade de formação do cavaco na furação faz com que até 35 % da energia (em forma de calor) possa ser dissipada no material usinado. Essa condição praticamente torna obrigatória a utilização de fluidos de corte, para evitar distorções do

material (ver Figura 8) e maiores erros de formas. Nesse contexto, estima-se que mais de 68 % dos processos de furação sejam realizados com a aplicação de fluidos de corte (PRAMANIK et al., 2022).

Figura 8 Demonstração real da deformação plástica localizada em um corpo de prova durante o ensaio de furação a seco com broca helicoidal de aço-rápido



↔ Indicação de distorção localizada do material usinado, induzida pelo efeito da temperatura de usinagem

Fonte: adaptada de Ba et al. (2024).

De acordo com Trent e Wright (2000), embora alguns processos de usinagem sejam realizados a seco, muitos outros são realizados com a aplicação de fluidos de corte (seja refrigeração ou lubrificação), cujos principais objetivos são: controlar a temperatura de usinagem, controlar o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, aumentar a vida útil das ferramentas de corte, melhorar o acabamento do produto usinado, auxiliar a remoção (por quebra ou deslizamento) dos cavacos na área de corte e proteger a máquina-ferramenta, a peça usinada e a ferramenta de corte contra a corrosão. Shaw e Cookson (2005) afirmaram que o principal objetivo de se utilizar um fluido de corte é a redução do custo total por peça ou o aumento da taxa de produção.

De acordo com Varghese et al. (2018), estima-se que o consumo mundial de fluidos de corte seja de 640 milhões de galões por ano. Do ponto de vista econômico, os fluidos de corte representam, aproximadamente, entre 16 % e 20 % dos custos totais de produção (PRAMANIK et al., 2022). Exemplificando, Zhu et al. (2020) citaram que, para um centro de usinagem, 30 % a 40 % do seu consumo energético pode ser devido ao uso do fluido de corte. A aquisição e a reciclagem desses fluidos representam até duas vezes o custo de usinagem e pode chegar a 17 % do custo de um componente fabricado em uma indústria automotiva (VARGHESE et al., 2018). Além disso, a sua aplicação em larga escala pode oferecer malefícios à saúde humana, animal e ambiental, em especial, aos recursos hídricos (ZHU et al., 2020). Mais de 1 milhão de operários de máquinas tiveram problemas de saúde causados pelo contato com os fluidos de corte. Esses problemas podem afetar, dentre outros, a pele, a laringe e a bexiga (VARGHESE et al., 2018).

Nesse contexto, várias estratégias são estudadas com o objetivo de reduzir os impactos ambientais oriundos dos processos de fabricação, como, uso consciente de insumos, menor intervalo de processamento, controle de qualidade, entre outras. Nesse sentido, o avanço nos estudos sobre a furação, que representa um grande percentual das operações de manufatura, pode oferecer muitos benefícios para atingir esse objetivo (HYNES et al., 2022).

Com o surgimento do conceito “manufatura verde”, estudos científicos buscam a utilização de técnicas de usinagem que possam reduzir os impactos ambientais e insalubres, e até mesmo a utilização de métodos analíticos para prever o comportamento de condições reais e métodos estatísticos que oferecem resultados robustos com menor uso de insumos (PRAMANIK et al., 2022).

Kumar, P. et al. (2022) definem a “Manufatura Sustentável” ou “Manufatura Verde” como todo aquele processo capaz de ser sustentável por um longo tempo mantendo a mesma eficiência. Nesse caso, o termo “sustentável” se refere à redução de consumo energético, de recursos hídricos, de emissão de poluentes, de custos de produção e também a maximização da segurança. O conceito “Manufatura Verde” pode ser praticado de várias formas, como a utilização das técnicas de corte a seco, Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), uso de fluidos de corte à base de óleo vegetal, refrigerantes de alta pressão, resfriamento criogênico e técnicas de resfriamento híbrido.

De acordo com Gupta et al. (2023a), os benefícios da usinagem a seco são: não há exposição dos operadores e do ambiente aos efeitos nocivos dos fluidos de corte (1), os

custos de produção são reduzidos pela eliminação de sistemas de armazenamento, transporte, filtração e limpeza (2) e proporciona um ambiente de trabalho mais limpo (3). Por outro lado, os autores mencionam que essa técnica proporciona maior dissipação de energia em forma de calor, por conta do atrito e do mecanismo de desgaste adesivo na interface cavaco-ferramenta. Como resultado, a vida útil da ferramenta de corte é reduzida. Messaoudi et al. (2023) também afirmaram que a furação a seco limita significativamente a eficiência do processo e a qualidade do produto usinado.

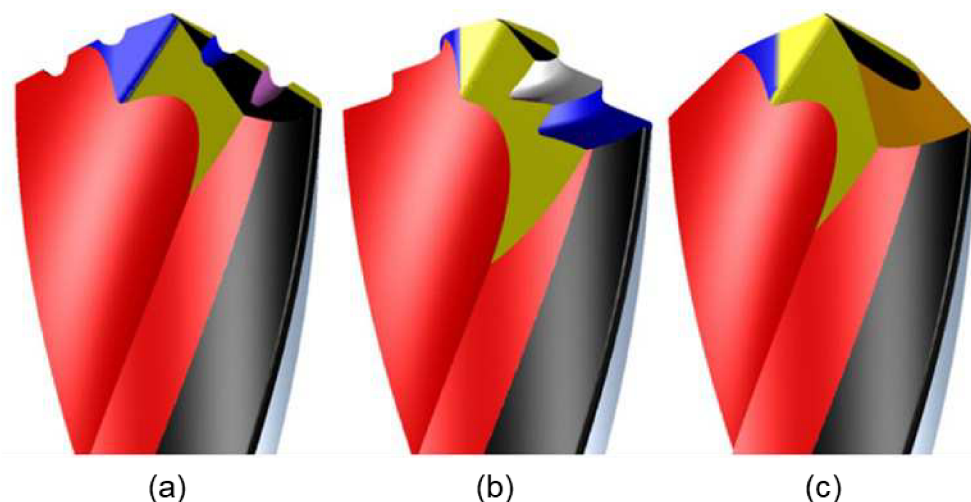
Pelikán et al. (2023) citaram que a usinagem a seco é amplamente abordada para o processamento de ligas de alumínio, de titânio e/ou materiais compósitos. Nessa técnica, todos os parâmetros de corte devem ser cuidadosamente selecionados. Dentre eles, destacam-se a geometria da ferramenta de corte, o material (substrato e o filme) da ferramenta de corte e o material a ser usinado. De acordo com os autores, a geometria da ferramenta de corte é o principal parâmetro de usinagem. É importante projetar uma geometria de corte que proporcione uma formação de cavaco satisfatória, ou seja, um cavaco que escoe rapidamente e com menor resistência possível da zona de corte. Isso reflete em baixos esforços de usinagem e temperaturas de corte. Em brocas helicoidais, por exemplo, uma aresta transversal que ocupa aproximadamente 20 % do comprimento total do raio do diâmetro da ferramenta pode ter uma contribuição acima de 55 % sobre a força de avanço.

Zhu et al. (2018) investigaram o efeito de três geometrias de afiação (multi-pontas, escalonada e cone duplo) de brocas helicoidais de metal duro (ver Figura 9) durante a furação a seco de ligas de alumínio e de titânio sobrepostas. Em geral, os resultados indicaram um melhor desempenho da ferramenta com a afiação do tipo cone duplo devido a redução da F_f em consequência da menor espessura de cavaco produzida durante a usinagem. Isso implicou também na melhoria da rugosidade, em comparação às outras afiações. Além disso, independentemente do tipo de afiação, observou-se que o aumento da v_c e do f reduziram a qualidade dos furos, devido à maior dificuldade encontrada para a remoção do cavaco.

Uddin et al. (2018) investigaram o efeito da rotação e do avanço, denominado como os “parâmetros-chave” da furação, sobre a F_f , o M_t e a qualidade dos furos (rugosidade R_a , diâmetro, circularidade e a formação de rebarba) durante a usinagem a seco da liga Al-Mg-Si 6061, utilizando brocas de aço-rápido revestidas com TiN. Nos resultados, verificou-se que, dobrando o valor do f , a taxa de remoção de material e a F_f

aumentam. Mas também a abrasão se tornou o mecanismo de desgaste dominante, causando alterações expressivas na cunha de corte e, conseqüentemente, reduzindo o ângulo de folga da ferramenta. O desvio de circularidade aumentou em 79 %. Como conclusão, o uso de rotações e avanços com valores mínimos a moderados seriam os ideais para se obter furos com melhores características micro e macro geométricas.

Figura 9 Modelo ilustrativo das geometrias de afiação de brocas helicoidais: multi-pontas (a), escalonada (b) e cone duplo (c)



Fonte: adaptada de Zhu et al. (2018).

Pramanik et al. (2022) estudaram a furação de uma liga Al-Mg-Si 6061 T6 utilizando brocas helicoidais convencionais (e sem filme) de aço-rápido em três condições de usinagem: MQL, resfriamento com ar comprimido e a seco. As variáveis de resposta foram: F_f , M_t , circularidade, cilindridade, diâmetro, rugosidade e o R_c . Os autores não observaram relações tendenciais claras entre os parâmetros de usinagem e os parâmetros macro geométricos dos furos. Em geral, a rugosidade foi proporcional aos níveis de f e de rotação. Relação proporcional também foi observada entre o R_c e o f , mas inversamente proporcional com a rotação. Quanto às condições de usinagem, os autores mencionaram que a seleção ideal estaria de acordo com o grau de qualidade desejado no processo de furação.

Messaoudi et al. (2023) estudaram a influência da v_c e do f sobre a F_f , a rugosidade (R_a) e as tolerâncias geométricas (circularidade e cilindridade) e de dimensão (diâmetro) durante a furação a seco das ligas de alumínio A356-T4, A356-T6 e A356-T7. Brocas de

aço-rápido não-revestidas foram acopladas ao robô máquina-ferramenta KR 500-2 MT. Nos resultados obtidos, verificou-se melhor tolerância dimensional ISO (qualidade IT8 = 27 microns para um diâmetro nominal de 9,525 mm) quando se utilizou menores rotações (2000 m/min a 6000 m/min) associada com o maior f (0,3 mm/rot). Quanto aos desvios geométricos e a rugosidade, os piores resultados foram obtidos em altas rotações e avanços, pois essas condições paramétricas induzem a perda de rigidez do sistema mecânico formado pela ferramenta de corte, o mandril e a máquina-ferramenta.

Assurin et al. (2023) estudaram os efeitos do f e da v_c sobre a F_f e o desvio de diâmetro durante a furação das ligas Al-Cu 2021 e Al-Zn 7150 dispostas em empilhamento (*stack material*), ou “material sanduíche”. O estudo foi motivado pela busca de otimização da usinagem a seco, para evitar potenciais riscos à saúde e à segurança associados ao consumo de fluidos de corte em grandes fábricas de estruturas de aeronaves que utilizam unidades móveis de furação. Nos resultados foi observada uma redução de 8 % a 17 % na F_f quando a rotação (em função da v_c) aumentou de 3000 rpm para 5000 rpm. De acordo com os autores, esse comportamento ocorre devido ao aumento da dissipação de energia, em forma de calor, nas zonas primária e secundária de cisalhamento. Com isso, a resistência do material ao cisalhamento diminui, resultando em menores esforços de usinagem. Não foram observadas correlações significativas do desvio de diâmetro com o avanço e a velocidade de corte, pois os resultados obtidos apresentaram grande aleatoriedade. Além disso, foi observada a presença de “*chatter*” quando as rotações de 5000 rpm e 8000 rpm foram utilizadas. De acordo com os autores, é um fenômeno que ocorre devido a excitação do modo vibratório do sistema composto pela ferramenta de corte e a peça a ser usinada.

Mandatsy MOUNGOMO e KIBOUKA (2022) investigaram a usinabilidade das ligas de alumínio recicláveis 3003-R e 5052-R durante a furação a seco com brocas helicoidais de aço-rápido. O f e a v_c foram controlados para avaliar o comportamento da F_f e da formação do cavaco. Nos resultados, verificou-se que F_f aumentou significativamente (186 N para 716 N) quando f variou de 0,03 mm/rot para 0,2 mm/rot, em ambos os materiais. A partir dos valores obtidos em cada ensaio de usinagem, os autores utilizaram o recurso “linha de tendência” para prever o comportamento da F_f . Para ambos os materiais foram obtidas equações exponenciais, conforme a estrutura da Equação (4), em que A , B e C são, respectivamente, uma constante, o avanço e um coeficiente de influência relativa à natureza do material usinado.

$$F_f(N) = A \times B^C \quad (4)$$

Em relação à formação do cavaco, Mandatsy Mounngomo e Kibouka (2022) observaram que a forma do cavaco é influenciada pelo avanço. Abaixo de 0,1 mm/rot, os cavacos foram predominantemente helicoidais longos. Acima desse valor, os cavacos foram quebrados com mais frequência, tornando-se em formatos helicoidal curto e fragmentado.

Sharif et al. (2023) investigaram os efeitos da rotação e da v_f durante a furação a seco da liga Al-Mg-Si 6061-T6, utilizando brocas helicoidais de aço-rápido. As variáveis de resposta foram a formação do cavaco, a rugosidade e os desvios de circularidade e de dimensão. Os resultados obtidos indicaram que o aumento da rotação (36 % de contribuição) e do f (62 % de contribuição) proporcionam maior desvio de dimensão. Com níveis de contribuição similares, a correlação da rotação e do f com o desvio de circularidade foi contrário ao observado com o desvio de diâmetro. Na rugosidade, foi observada uma relação direta da rotação e uma relação inversamente proporcional com o f (42 % de contribuição) e a rotação (57 % de contribuição), respectivamente. Na formação do cavaco, o f foi mais influente em comparação à rotação. Nesse caso, aumentando a v_f de 100 mm/min para 200 mm/min, a forma helicoidal longa passou para helicoidal curta.

2.3. Aço-rápido

2.3.1. Aplicação em ferramentas de corte

Durante a usinagem, as ferramentas de corte são submetidas a um conjunto de fatores que proporcionam o seu desgaste, como tensões de compressão e de tração, contato e movimento relativo com o cavaco e a superfície usinada, choque térmico, impacto mecânico, condução de calor e agentes corrosivos. Por consequência, o desgaste leva ao empobrecimento da qualidade dos produtos usinados (textura superficial, integridade subsuperficial e desvios dimensionais). Nesse sentido, torna-se importante a busca contínua em aperfeiçoar a resistência ao desgaste das ferramentas de corte (QI et al., 2022).

O aço-rápido reúne propriedades fundamentais para a aplicação em processos de usinagem por remoção de cavaco, como: dureza a quente, tenacidade à fratura, resistência

ao desgaste, estabilidade química e resistência à fadiga térmica e à corrosão (BORK, 1995; JOVIČEVIĆ-KLUG et al., 2022). É utilizado para a fabricação de diversas ferramentas de corte, principalmente as convencionais e rotativas. Suas propriedades mecânicas são satisfatórias para processos de usinagem que demandam maior tenacidade e o corte de materiais convencionais (excluindo-se principalmente os ultraduros, as ligas de titânio entre outros) em baixas velocidades de corte (até 60 m/min). Também é recomendado para a fabricação de ferramentas que possuem geometria complexa, como as fresas de topo e as brocas helicoidais (BA, 2022).

No processo de furação, pelo menos 80 % das ferramentas, incluindo a linha *hobby*, são produzidas com HSS (CASTILLO, 2005). A utilização de brocas fabricadas em HSS pode proporcionar vantagens econômicas para o processo de furação em ligas de alumínio pois, em comparação a outros materiais mais nobres, o aço-rápido possui um custo de aquisição relativamente baixo, maior facilidade para processamento, além de propriedades mecânicas suficientes para a usinagem desses materiais (SHARIF et al., 2023).

De acordo com Li, S. et al. (2022), o aço-rápido é um material que possui alta quantidade de carbono (acima de 0,5 % de C). Sua microestrutura é composta por uma matriz de martensita revenida com dispersão de precipitados finos (carbonetos refinados), os quais se formam por meio da presença de elementos de liga como o tungstênio (W), o cromo (Cr), o molibdênio (Mo), o vanádio (V), o cobalto (Co), o titânio (Ti), o níquel (Ni) e o nióbio (Nb) (HWANG et al., 1998; AVCI et al., 2020; TSHABALALA et al., 2020).

Esse material pode ser dividido em três categorias: de baixa liga – HSS-L, convencional – HSS e de alto desempenho ou especial – HSS-E. Além disso, quanto aos elementos de liga, esses materiais são divididos entre as classes M e T (LI, S. et al., 2022). A primeira classe tem o molibdênio como principal elemento, com um teor entre 3,25 % a 11 %, enquanto a segunda classe possui o tungstênio como elemento principal, entre 11,75 % a 21 % em peso (BA, 2022). De acordo com Gonçalves (2010), a fabricação de ferramentas de corte predomina-se no uso da classe M devido a melhor resistência à abrasão e a menor distorção em tratamento térmico. Brocas helicoidais fabricadas com aços dessa classe possuem dureza entre 64 HRC e 67 HRC (ASM, 1989).

Mas as propriedades desses materiais são adquiridas somente após a fabricação da geometria final das ferramentas de corte, em que são submetidas a tratamentos

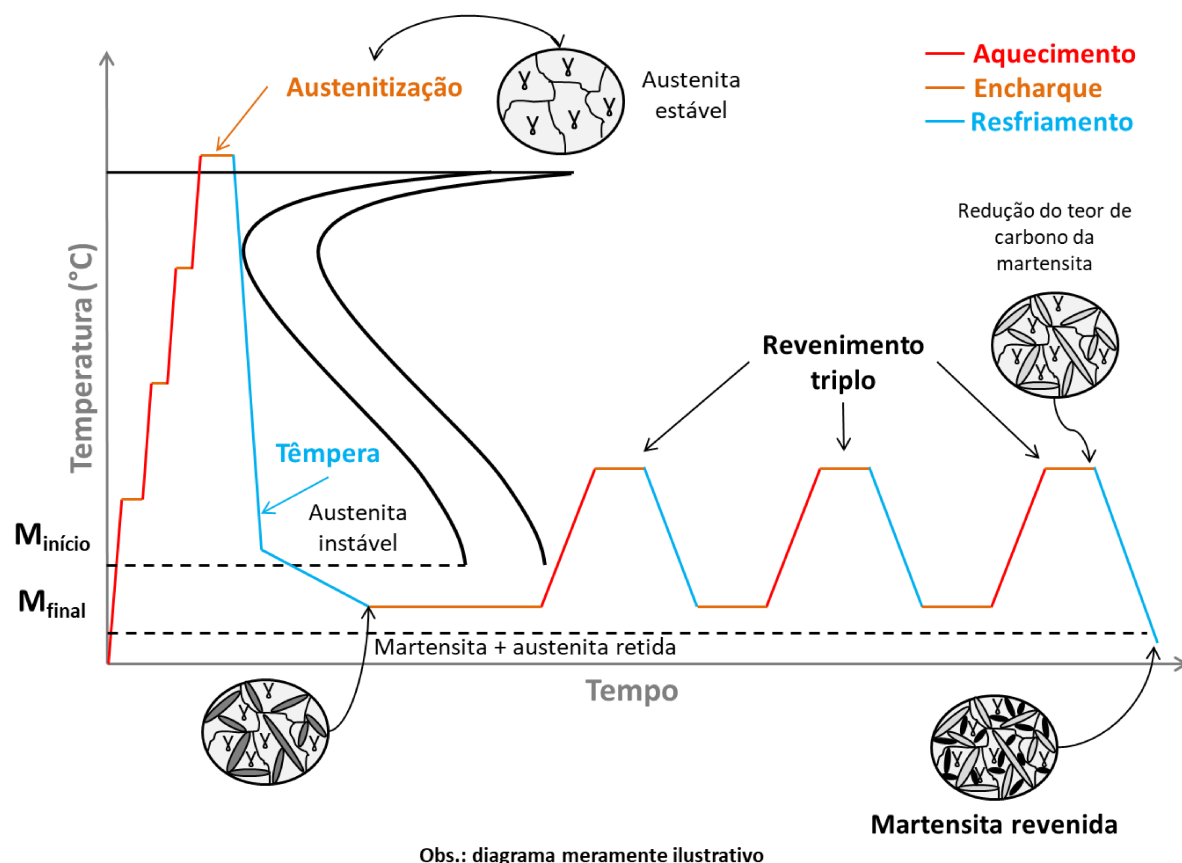
termofísicos (CHEDE et al., 2022). Um tratamento termofísico envolve aquecimento, encharque e resfriamento em atmosfera controlada, cuja finalidade é alterar as propriedades mecânicas por meio de modificações microestruturais, sem alterar a composição química do material (VERMA e SINGH, 2013). A têmpera e revenido constituem o tratamento denominado por martêmpera, que é utilizado com frequência para produzir aços martensíticos (EDMONDS et al., 2006; DAUDA et al., 2015; GOBBI et al., 2018).

A têmpera é recomendada quando se deseja um aço de elevada dureza, em que o aquecimento até a fase austenítica, seguida de um resfriamento brusco, resulta na fase/constituente denominada por martensita: uma solução sólida supersaturada de carbono de estrutura cristalina tetragonal de corpo centrado, caracterizada por sua alta dureza e baixa tenacidade à fratura (VERMA e SINGH, 2013; DAUDA et al., 2015; SOBCZAK e ADRIAN, 2016; BANERJEE e WAGHMARE, 2018).

Após a têmpera, a microestrutura martensítica do material é grosseira e muito frágil, também contendo austenita retida, uma fase dúctil e instável à temperatura ambiente (GILL et al., 2012). Para melhorar esse estado microestrutural, aplica-se, em seguida, o revenimento. Nessa etapa, o aço é reaquecido a certa temperatura e mantido em encharque, em que a tetragonalidade da martensita é reduzida devido a migração de átomos de carbono para a austenita retida. O enriquecimento de carbono dessa fase permite a sua estabilização à temperatura ambiente, a transformação em martensita secundária (plaquetas secundárias) e a nucleação de carbonetos (EDMONDS et al., 2006; MASOUMI et al., 2019; AVCI et al., 2020).

Durante a têmpera, quando o resfriamento se limita até a temperatura ambiente, a microestrutura do aço pode apresentar maior presença de austenita retida. Isso ocorre, pois, a força motriz (variação de temperatura) fornecida para a transformação é insuficiente para vencer a resistência imposta pelo carbono (elemento intersticial) ao mecanismo adifusional (deformação de *Bain*) de formação martensítica (BA, 2022). Para solucionar esse problema, podem ser utilizados os “resfriamentos abaixo de zero” (GILL et al., 2012; MASOUMI et al., 2019; AVCI et al., 2020) ou modificar o tratamento convencional para a têmpera controlada ou interrompida, seguida de sucessivos revenimentos (Figura 10).

Figura 10 Ilustração das etapas presentes no tratamento modificado de têmpera e revenido no diagrama de Temperatura versus Tempo, aplicado em um aço-ferramenta



Fonte: inspirada em Soffritti et al. (2020).

Conforme apresentado na Figura 10, o tratamento modificado inicia-se com estágios de aquecimento até a microestrutura do material ser totalmente transformada em austenita. Em seguida, o resfriamento brusco é realizado até uma determinada temperatura, próxima ao início de formação da martensita ($M_{início}$), em que se inicia o controle entre a temperatura e o tempo da têmpera. Nesse momento, pode-se manter a microestrutura em encharque ou aumentar o tempo de sua permanência entre a $M_{início}$ e a M_{final} . Essa manipulação paramétrica tem como objetivo obter um constituinte menos grosseiro. Durante o revenimento, ocorre difusão do carbono da martensita bruta para a austenita retida. Essa etapa pode ser realizada sucessivas vezes, e o resultado é uma microestrutura mais homogênea, composta por uma matriz mais tenaz e com austenita retida estável à temperatura ambiente (MASOUMI et al., 2019; SOFFRITTI et al., 2020; KOROTKOV et al., 2020).

Em se tratando dos aço-rápidos, a v_c é o principal fator limitante da sua aplicação, quando comparado, por exemplo, ao metal duro e às cerâmicas (BA et al., 2022). De acordo com Priyanka et al. (2023), a furação de ligas de alumínio se limita às velocidades de corte abaixo de 60 m/min por dois motivos: a taxa de remoção de material deve ser controlada em consideração ao diâmetro da broca, o qual geralmente não é maior do que 10 mm (1); e a correlação positiva entre v_c e temperatura de usinagem (2), uma vez que o aço-rápido apresenta perda significativa de resistência mecânicas acima de 600 °C. Além disso, o efeito da temperatura pode ser intensificado quando se utiliza avanços com valores abaixo de 0,3 mm/rot.

2.3.2. Aço-rápido AISI M35

O AISI M35 é um aço-rápido da classe M e se enquadra na categoria HSS-E, ou seja, é um aço-rápido especial (LI, S. et al., 2022). É um dos materiais mais utilizados na fabricação de ferramentas de corte, incluindo brochas helicoidais, fresas de topo e fresas tipo caracol (processo *Hobbing*) (XU et al., 2022).

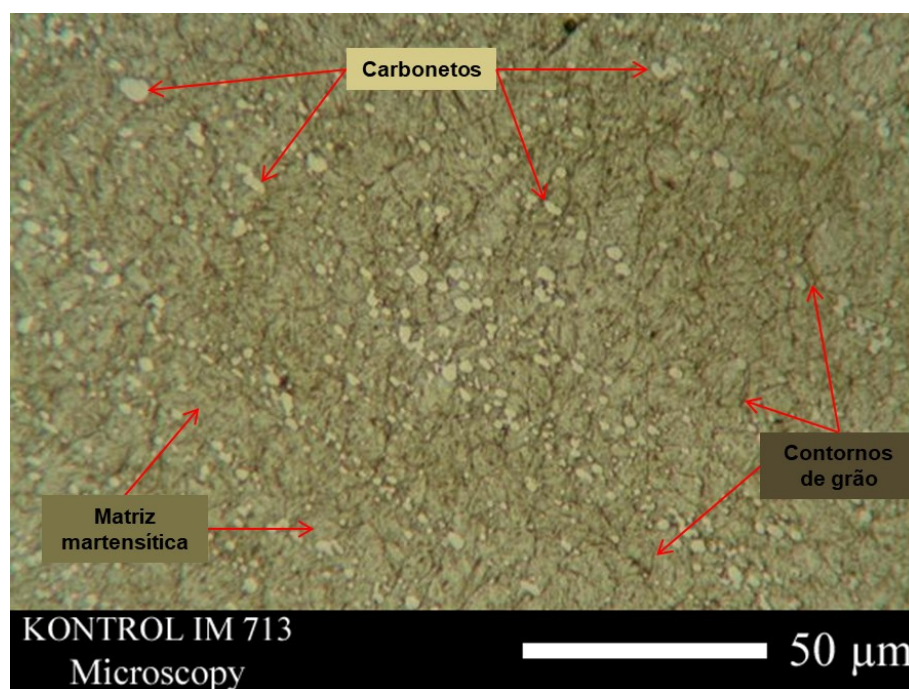
No estudo realizado por Ba et al. (2022), o AISI M35, também denominado por HS 6-5-2-5, apresentou dureza igual a $66,4 \pm 0,5$ HRC e uma composição química basicamente formada por carbono ($\approx 0,9$ %), cromo (≈ 4 %), vanádio (≈ 2 %), tungstênio (≈ 7 %), molibdênio (≈ 5 %), cobalto (≈ 4 %), elementos minoritários (mangânês, silício, fósforo e enxofre) e por último, com o percentual restante, o ferro.

Na Figura 11 é apresentada uma micrografia da seção transversal de uma amostra do AISI M35 utilizada no estudo de Ba (2022), atacada com solução Nital (3 ml de ácido nítrico concentrado e 97 ml de álcool etílico) durante 20 segundos. O autor não observou a principal característica morfológica da matriz: pacotes de plaquetas ou ripas (XU et al., 2022) devido à limitação do método de análise. No entanto, foi possível visualizar a presença de contornos de grãos, os quais estão relacionados com a fase antecedente: a austenita. Essa se encontra estável na microestrutura devido à migração de átomos de carbono para a precipitação de carbonetos (SILVA et al., 2014). Esses podem ser observados em tonalidade mais clara, se encontram dispersos na matriz, em pequenas dimensões (carbonetos refinados) e com morfologia predominantemente esferoidizada (COLPAERT e DA COSTA, 2008).

A adição de elementos de liga e os tratamentos térmicos são os responsáveis pela aplicação desses materiais em ferramentas de corte, os quais proporcionam uma

microestrutura com martensita revenida e dispersão de carbonetos de vanádio (MC), de tungstênio (M_6C) e de molibdênio (M_2C). Esses carbonetos geralmente representam entre 10 % e 20 % da composição total da microestrutura (GSELLMANN et al., 2022).

Figura 11 Micrografia obtida em microscopia óptica da seção transversal de uma amostra de aço-rápido AISI M35



Fonte: adaptada de Ba (2022).

2.4. Filme fino de carbono semelhante ao diamante – DLC

2.4.1. Tecnologia de filmes finos para ferramentas de corte

Como resultado do avanço contínuo das engenharias de Materiais, Mecânica e Metalúrgica, diversos produtos podem ser aperfeiçoados por meio da manipulação da composição química, dos tratamentos térmicos e/ou termoquímicos e dos processos de conformação mecânica. No entanto, para manufaturar esses materiais em processos de usinagem por remoção de cavaco, as ferramentas de corte também necessitam de melhorias, tanto nos materiais de fabricação quanto nas geometrias de corte (ZHANG, B. et al., 2022).

Apesar do HSS ser muito utilizado na fabricação de brocas helicoidais (HYNES et al., 2022), a limitação da v_c (efeito da temperatura de usinagem) restringe a taxa de

remoção de material. Em alguns casos, se faz necessário utilizar outros materiais, por exemplo, o metal duro. Mas de acordo com Martins et al. (2021), outra possibilidade seria utilizar a tecnologia dos filmes finos para melhorar o desempenho do HSS. Esse é um grande marco do avanço de desempenho das ferramentas de corte: a introdução dos filmes finos e resistentes em ferramentas de corte, cujo princípio é associar as características de dois ou mais materiais (substrato + filme mono ou multicamada) em benefício dos processos de usinagem (ZHANG, B. et al., 2022). Nesse contexto, a usinagem de ligas de alumínio é também afetada de forma significativa pelos filmes (ASSURIN et al., 2023).

De acordo com Souza et al. (2020), a utilização dos filmes finos na indústria de manufatura tem aumentado nas últimas décadas, com o objetivo de ampliar as faixas de materiais de trabalho, de processos de usinagem (contínuo, interrompido, desbaste e acabamento) e de materiais de ferramentas, especialmente HSS e metal duro. Os autores também afirmaram que esse crescimento ocorre principalmente pela evolução das técnicas de deposição, em que se destacam, ainda, os processos físicos e químicos de vapor. Esses contribuíram para um número crescente de filmes (TiN, TiC, TiCN, TiAlN, AlCrN, Al₂O₃, etc) disponível para deposição mono e/ou multicamada. Em geral, os filmes podem ser dispostos em quatro principais grupos: a base de titânio, cerâmicos, diamantes sintéticos e lubrificantes sólidos (ASSURIN et al., 2023).

Al-Asadi et al. (2022) caracterizam o termo “*surface coating*” como a aplicação de uma ou mais camadas finas de um ou mais materiais diferentes ao do substrato, cujo objetivo é capacitar/melhorar a superfície de exercer uma dada função. De acordo com os autores, duas características são fundamentais para selecionar um filme: estrutura adequada, que inclui a espessura, a energia de ligação e a dureza (1), e a adaptação ao substrato, que envolve o tamanho, a forma, a afinidade química, o coeficiente de expansão térmica e o tratamento térmico aplicado na superfície (2).

Para selecionar um filme com maior resistência ao desgaste, Souza et al. (2020) e Martins et al. (2022c) enfatizaram a consideração de algumas variáveis, como a dureza, a tenacidade, a composição química, a textura superficial, a espessura, a adesão ao substrato ou a combinação entre as mesmas e a preparação da superfície do substrato. No entanto, essas variáveis nem sempre são suficientes para prever o desempenho dos filmes aplicados nas ferramentas de corte. Isso ocorre devido à complexidade de se avaliar condições tribológicas reais presentes na interface cavaco-ferramenta, principalmente por ser uma área muito pequena em que se concentram diferentes mecanismos de desgaste,

distribuição de esforços e de calor, e condições de adesão e de deslizamento (SOUZA et al., 2020).

Na prática da usinagem a seco, dentro do conceito “manufatura verde”, maior atenção foi dada aos estudos de aperfeiçoamento de ferramentas de corte, com ênfase em coeficiente de atrito e resistência ao desgaste. Nesse contexto, o DLC é um filme fino adequado para essa condição de usinagem (WANG, L. et al., 2022).

O DLC, *Diamond-Like Carbon*, reuni as características do diamante e do grafite, combinando inércia química, dureza (30 GPa a 50 GPa), baixo coeficiente de atrito ($\mu = 0,1$), resistência ao desgaste abrasivo e ao mecanismo de desgaste adesivo (WANG, L. et al., 2022). Vem sendo estudado há muito tempo, destacando-se em diversas aplicações: biomédicas, aeronáuticas, aeroespaciais, automotivas e metalúrgicas (BA, 2022). Especialmente na indústria aeroespacial, Wang, X. et al. (2022a) citaram a importância do DLC para reduzir, por meio da lubrificação sólida, o desgaste e o coeficiente de atrito em tribossistemas que envolvem altas temperaturas de trabalho. Além disso, é recomendado para revestir ferramentas de corte, que estão sujeitas a uma combinação de mecanismos e tipos de desgaste (BA, 2022; WANG, L. et al., 2022).

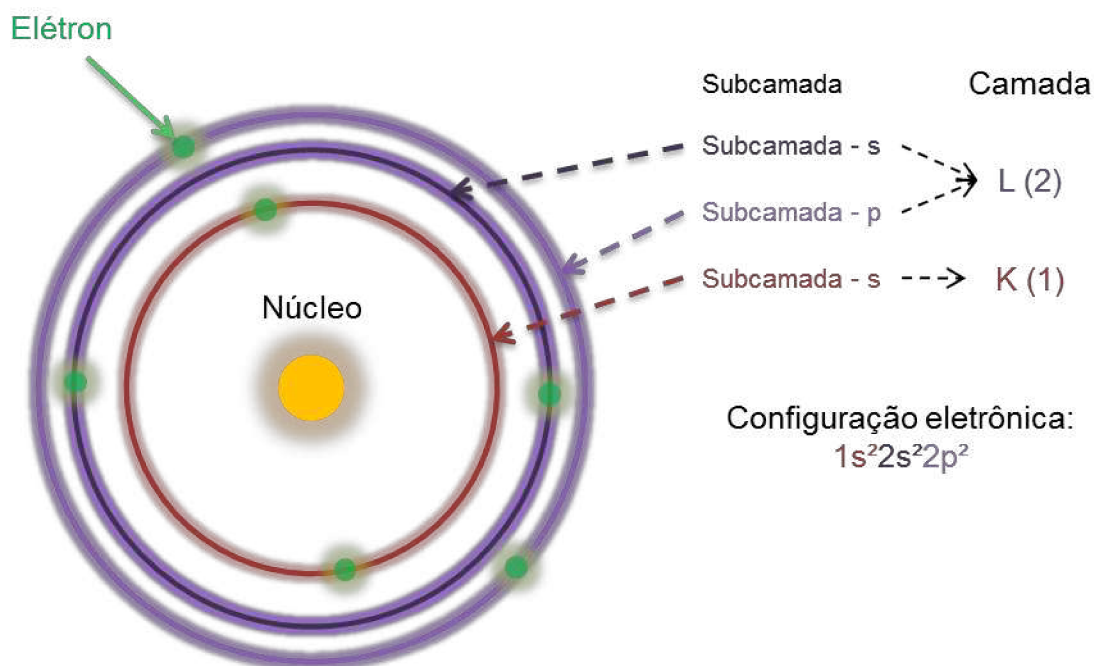
2.4.2. Hibridizações sp^2 e sp^3 do carbono

O DLC é uma fase metaestável do carbono, cuja sua estrutura amorfa ou nanocristalina é composta majoritariamente por carbono, parte ligado como o diamante (hibridizações sp^3) e outra como o grafite (hibridizações sp^2). Geralmente, o hidrogênio é o segundo elemento presente na composição química, que pode ser inserido propositalmente (DLC hidrogenado) ou não (em decorrência natural do processo de deposição). O terceiro elemento comum é o oxigênio, que geralmente aparece na composição química devido à exposição ao ar ambiente (BA et al., 2022).

Os termos “ sp^2 ” e “ sp^3 ” podem ser compreendidos por meio dos fundamentos da Ciência dos Materiais. Segundo Callister e Rethwisch (2012), no modelo atômico de Bohr, as letras “s” e “p” referem-se às subcamadas eletrônicas que formam a camada L. O número máximo de elétrons presentes nessas subcamadas é, respectivamente, 2 e 6. Seguindo o Princípio de Exclusão de Pauli, um orbital é formado por, no máximo, dois elétrons. Ou seja, o número máximo de órbitas presentes nessas subcamadas é 1 e 3, respectivamente. Possuindo somente um elétron, o orbital está no estado “incompleto”, “isolado” e/ou “desemparelhado”. Nem sempre essas subcamadas são totalmente

preenchidas. Na maioria dos átomos, há uma preferência de se preencher os menores estados energéticos, ou seja, as camadas e subcamadas mais distantes do núcleo atômico. Daí surge o chamado estado fundamental dos átomos, como exemplificado na Figura 12 para o menor estado energético do átomo de carbono.

Figura 12 Ilustração do modelo atômico de Bohr para o estado fundamental do carbono



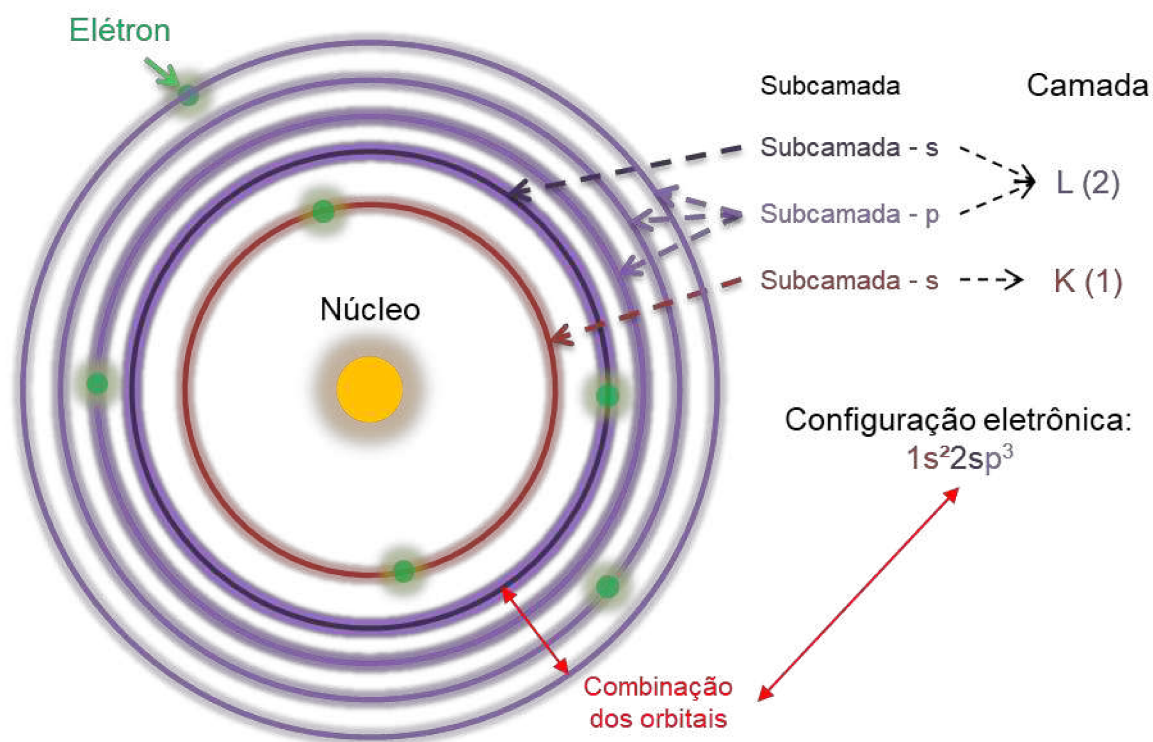
Fonte: inspirada em Callister e Rethwisch (2012).

Na configuração eletrônica ilustrada na Figura 12, seis átomos são distribuídos entre as camadas K e L. A primeira (K) contém a subcamada **s** com dois elétrons (uma órbita) e a segunda (L, camada de valência) contém duas subcamadas, **s** e **p**, cada uma com dois elétrons (uma órbita). Na busca de se alcançar o menor estado energético de valência e proporcionar uma geometria adequada de ligação, o compartilhamento de elétrons entre as subcamadas **s** e **p** pode ocorrer, formando-se então os orbitais híbridos (combinados ou misturados) do tipo “spⁿ”. O expoente **n** representa o número de orbitais **p** presentes, podendo ser 1, 2 ou 3 (MIYOSHI, 1998; CALLISTER e RETHWISCH, 2012; KEELING, 2017; POPOV et al., 2019).

No diamante, a configuração eletrônica é diferente da apresentada na Figura 12. Primeiramente, na camada L, a subcamada **p** apresenta dois orbitais incompletos. Em

seguida, um elétron da subcamada s é transferido para a subcamada p, formando o orbital híbrido sp^3 (Figura 13).

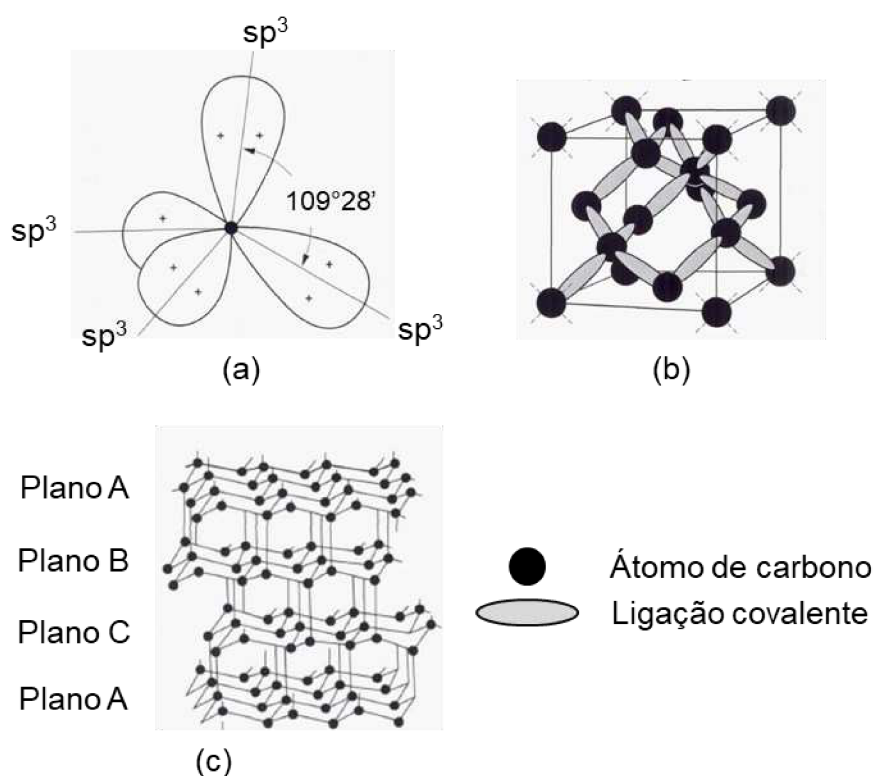
Figura 13 Ilustração do modelo atômico de Bohr para a configuração eletrônica do carbono na forma alotrópica de diamante



Fonte: inspirada em Callister e Rethwisch (2012).

Essa configuração resulta em quatro elétrons de valência e quatro orbitais incompletos $2sp^3$ que formam um arranjo tetraédrico com um ângulo de $109^\circ 28'$ (Figura 14a). Os quatro elétrons livres são ligados fortemente com outros quatro átomos de carbono (ligação covalente π), formando-se assim a estrutura cúbica do diamante (Figura 14b), com um empilhamento atômico do tipo ABCABC (Figura 14c) (MIYOSHI, 1998; CALLISTER e RETHWISCH, 2012; KEELING, 2017; POPOV et al., 2019; PENG, Y. et al., 2022).

Figura 14 Ilustração do arranjo das hibridizações sp^3 (a), da estrutura cúbica (b) e do empilhamento de planos atômicos (c) presentes no diamante

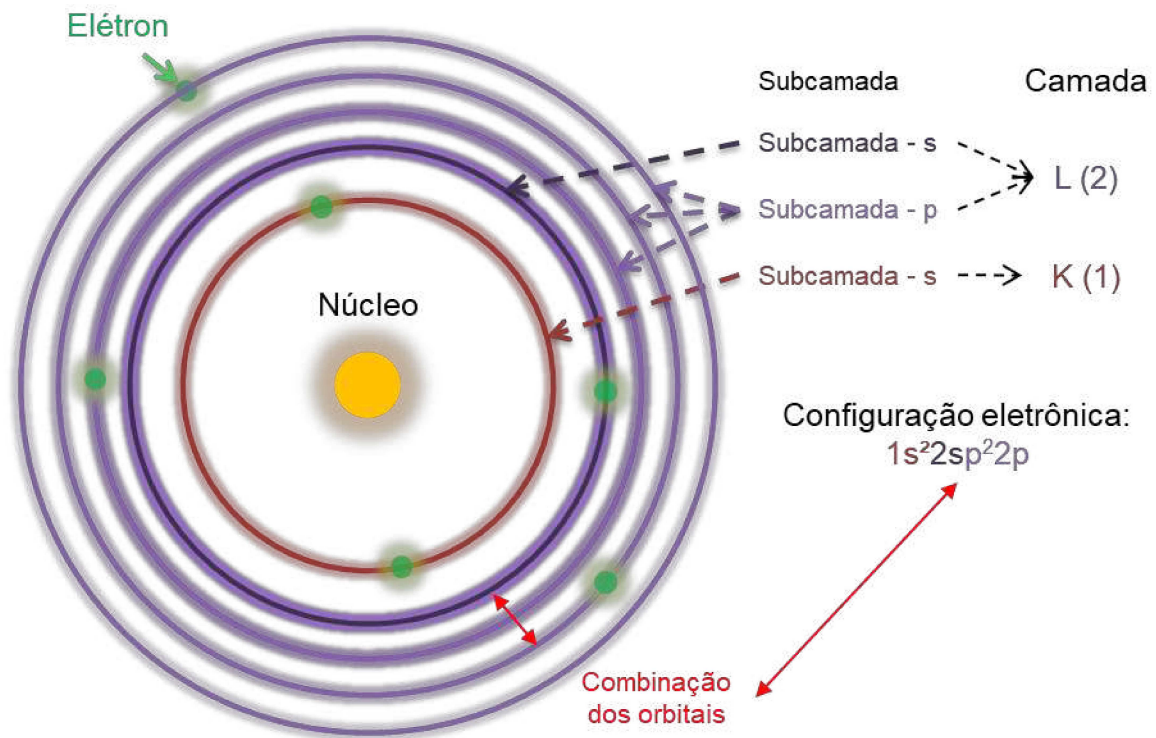


Fonte: adaptada de Miyoshi (1998).

O orbital sp^2 é a base de todas as estruturas gráficas, como o grafite, o grafeno e o carbono amorfo. É formado pelo rearranjo dos elétrons da camada L, onde um elétron da subcamada s é combinado com dois elétrons da subcamada p para formar três orbitais incompletos sp^2 e um orbital p não hibridizado com um elétron livre (Figura 15). Assim como no diamante, o estado de valência também é igual a 4.

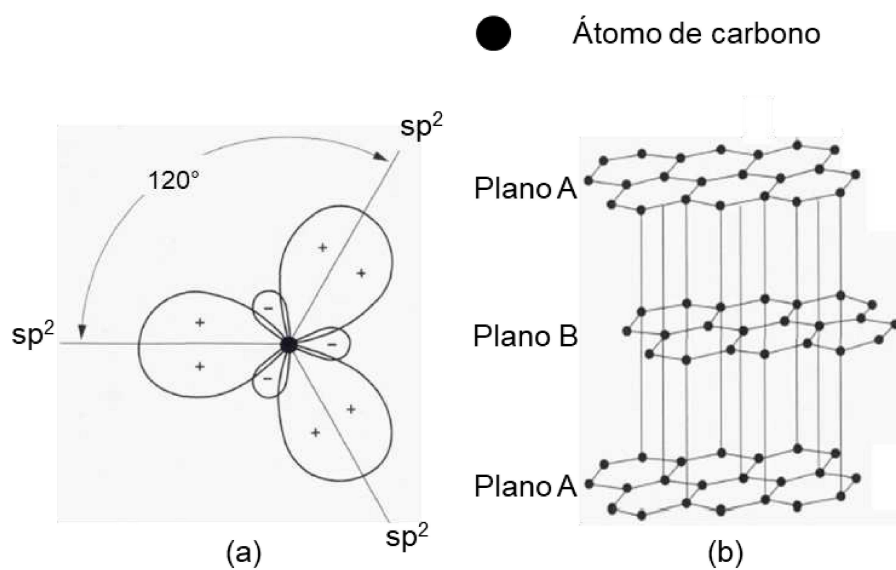
Os três orbitais são ligados em formato trigonal, geralmente com um ângulo de 120° e localizados em um único plano (Figura 16a). O resultado é uma estrutura hexagonal bidimensional (plano) fortemente ligada (Figura 16b), onde um átomo é ligado a outros três átomos (ligação σ). O orbital livre está localizado no plano perpendicular aos demais, e está susceptível a formar uma ligação secundária (Van der Waals) com outros átomos, formando um empilhamento do tipo ABABAB (Figura 16b) (MIYOSHI, 1998; HADDOCK et al., 2016; KEELING, 2017; POPOV et al., 2019; PENG, Y. et al., 2022).

Figura 15 Ilustração do modelo atômico de Bohr para a configuração eletrônica do carbono na forma alotrópica de grafite



Fonte: inspirada em Callister e Rethwisch (2012).

Figura 16 Ilustração do arranjo das hibridizações sp^2 (a) e da estrutura hexagonal (b) do grafite



Fonte: adaptada de Miyoshi (1998).

Tal empilhamento explica o porquê de o grafite ser considerado como um lubrificante sólido: as ligações secundárias de Van der Waals entre os planos hexagonais resultam em baixa resistência ao cisalhamento, a qual é uma propriedade importante dos lubrificantes sólidos. Por exemplo, quando uma carga é aplicada paralela a um plano, observa-se um deslizamento dos planos adjacentes. Por outro lado, se essa carga for aplicada perpendicular ao plano, haverá uma maior resistência do material, devido à atuação da estrutura hexagonal de ligações covalentes (MARTINS et al., 2022b).

A hibridização sp^3 , que constitui 100 % da estrutura do diamante, é responsável por conferir ao DLC alta dureza, condutividade térmica, resistividade elétrica, inércia química e resistência ao desgaste em diversos sistemas tribológicos. Enquanto isso, a hibridização sp^2 , característica do grafite, proporciona reduções de dureza, resistividade elétrica, resistência ao desgaste e do coeficiente de atrito (PENG, Y. et al., 2022).

A “família DLC” é dividida em quatro categorias básicas, que são apresentadas no diagrama ternário de fases do carbono (Figura 17). Essas categorias, ou classes, são: a-C, a-C:H, ta-C e ta-C:H. A classe convencional não hydrogenada, a-C, apresenta menos que 50 % de C- sp^3 , enquanto a classe ta-C apresenta acima de 50 %. Em ambas as classes, o teor de hidrogênio está abaixo de 5 %. Para as classes hydrogenadas, o valor percentual de C- sp^3 é similar ao citado anteriormente, mas a presença de hidrogênio aumenta para 20 % a 25 % (RAJAK et al., 2021). Segundo Li, W. et al. (2022), o hidrogênio é importante para assegurar a capacidade de lubrificação, além de possibilitar a melhoria das propriedades mecânicas (dureza, módulo de elasticidade e adesão) devido ao aumento do teor de C- sp^3 . Outras classes também são citadas na literatura, como o carbono semelhante ao grafite (*Grafite-Like Carbon* - GLC) não hydrogenado que contém menos de 30 % de C- sp^3 , e o carbono semelhante ao polímero (*Polymer-Like Carbon* - PLC) com teores acima de 40 % de hidrogênio e C- sp^3 inferior a 30 % (PENG, Y. et al., 2022).

A partir do diagrama ternário, outra classificação pode ser estabelecida para o DLC, considerando-se, agora, a dopagem com elementos metálicos e não metálicos, conforme apresentado na Figura 18. Alguns materiais comumente utilizados para a dopagem dos filmes finos de carbono amorfo são: silício, flúor, nitrogênio, boro, titânio, tungstênio, cromo e molibdênio (RAJAK et al., 2021; WANG, L. et al., 2022).

2.4.3. Aplicações do DLC: em busca por melhor desempenho tribológico

O desgaste de uma superfície é definido, de acordo com Al-Asadi et al. (2022), como um processo contínuo de degradação em que há perda de volume de material e/ou alterações da geometria original, que pode ocorrer durante o contato entre dois ou mais corpos durante um deslizamento ou impacto. Um desgaste surge pela presença de mecanismos de desgaste, dentre eles: a abrasão, a adesão, a difusão, a corrosão e a deformação plástica. Nesse contexto, os autores mencionam dois métodos da engenharia de superfícies que possibilitam melhorar o desempenho tribológico (resistência mecânica, por exemplo) de uma superfície: por meio de tratamento térmico ou trabalho a frio (1) e pela deposição de filmes finos e duros (2). Além desses métodos, poderia ser incluída a texturização de superfícies, que consiste em proporcionar uma textura superficial (rugosidade) com características específicas para uma dada aplicação tribológica (SEDLAČEK et al., 2017; ROSENKRANZ et al., 2021).

A dureza, a resistência ao desgaste e o coeficiente de atrito são alguns fatores que justificam a ampla utilização do DLC em vários polos industriais (LI, W. et al., 2022). Grigoriev et al. (2022) citam a redução do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta como a principal vantagem desse material, em comparação aos filmes a base de nitretos e óxidos.

Durante a usinagem a seco de ligas de alumínio, a falha da ferramenta de corte pode ocorrer rapidamente devido às contribuições da pressão de contato na interface de corte, da temperatura de usinagem e da ductilidade do material usinado. A pressão de contato e a ductilidade podem favorecer o mecanismo de desgaste adesivo, em que se observa a formação de APC e a dificuldade de deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída e sobre os canais helicoidais (WANG, L. et al., 2022). Nessa condição de usinagem, a utilização do DLC pode melhorar o desempenho da ferramenta de corte devido, principalmente, à redução do mecanismo de adesão (BHOWMICK et al., 2022).

Drumond et al. (2020) estudaram as alterações no comportamento tribológico do aço-rápido AISI M35 revestido com um DLC da classe a:C. Os resultados obtidos nos testes tribológicos demonstraram o aumento da resistência ao desgaste em comparação ao material não revestido. Uma das evidências que levaram a essa conclusão foi o fato das calotas, obtidas no ensaio de desgaste por microabrasão (*Calotest*), apresentarem uma redução média de 71 % no diâmetro. Os autores concluíram que a utilização do DLC em

ferramentas de corte fabricadas em HSS poderiam apresentar melhor resistência ao desgaste e, consequentemente, maior vida útil.

No microfresamento a seco da liga Al-Zn 7075 T6, Aslantas et al. (2022) utilizaram ferramentas de corte revestidas com DLC e com diamante nanocristalino (*Nanocrystalline Diamond* - NCD). Conforme os resultados, o DLC e o NCD proporcionaram, respectivamente, reduções aproximadas a 20 % e 30 % nos esforços de corte, em comparação à ferramenta sem filme. Na avaliação da rugosidade e da formação de rebarba, o DLC contribui para o melhor desempenho na usinagem do material. Nesse contexto, Bolar et al. (2022) afirmaram que os filmes influenciam significativamente na rugosidade e no tamanho da rebarba.

Durante o torneamento a seco de uma liga Al-Si, Hao et al. (2020) investigaram a influência do DLC sobre a vida útil (comprimento usinado) de insertos de metal duro e sobre a rugosidade (R_a) das superfícies usinadas. Três tipos de filmes foram produzidos, sendo um deles, o DLC convencional monocamada. Nos resultados, os autores observaram que a vida útil do inserto revestido foi 1,17 vezes maior em comparação ao inserto convencional. O DLC proporcionou uma redução aproximada a 50 % na rugosidade.

Martins et al. (2021) avaliaram a rugosidade (R_a) e os desvios de diâmetro, de cilindricidade e de circularidade durante a furação de uma liga Al-Si, utilizando brocas helicoidais de HSS AISI M35, com e sem o filme fino de DLC em elevadas velocidades de corte (340 m/min a 430 m/min). O DLC não proporcionou melhorias no desempenho da ferramenta de corte, pois o mesmo apresentou problemas de adesão ao substrato.

Barooah et al. (2021) estudaram a evolução dos mecanismos de desgaste em machos de aço-rápido com diferentes filmes durante a usinagem de uma liga de Al-12Si (12,5 % em peso de Si). Todos os 10 filmes, incluindo um DLC comercial, foram depositados pelo processo de deposição física de vapor (*Physical Vapor Deposition* - PVD). Os ensaios de usinagem foram realizados em duas etapas, em que a primeira consistia na análise de desgaste das ferramentas de corte após a usinagem de 360 roscas. Na segunda etapa, a análise de desgaste foi realizada somente com os machos de corte que apresentaram os melhores desempenhos na primeira etapa. O filme multicamadas de TiAlN, sintetizado em laboratório, apresentou o melhor desempenho no estudo, proporcionando uma redução de 284 % no desgaste em comparação à ferramenta sem filme, ultrapassando também o desempenho do filme de ZrN que foi indicado para uso

industrial. O DLC proporcionou o menor torque durante o rosqueamento, o qual foi justificado pela capacidade de redução do coeficiente de atrito. Porém, verificou-se severa delaminação e, portanto, falha crítica de adesão ao substrato. O filme não foi qualificado para a segunda etapa do estudo e, portanto, não foi indicado para o processo de rosqueamento da liga Al-12Si.

Embora o DLC tenha proporcionado um aumento significativo do desempenho de ferramentas fabricadas em aço-rápido, o problema de adesão ainda é frequente (PENG, J. et al., 2022). As vantagens desse filme são limitadas pela resistência à temperatura (estabilidade térmica) e pelos níveis de tensões residuais, o que pode justificar a principal área de aplicação nos processos de usinagem: na remoção de cavacos não ferrosos (principalmente a ligas de alumínio), em que os esforços de corte são relativamente baixos (em comparação aos materiais ferrosos, por exemplo) e as temperaturas na área de corte não excedem os 480 °C (GRIGORIEV et al., 2022). Para Wang, X. et al. (2022b), o DLC puro perde suas propriedades originais em temperaturas que excedem aproximadamente 350 °C na atmosfera do ar, em que o filme pode apresentar oxidação e grafitização (decomposição em grafite).

O comportamento do DLC em um tribossistema é sensível às condições de carregamento, de deslizamento, da atmosfera, da temperatura e da lubrificação. Na presença de água, por exemplo, o comportamento do coeficiente de atrito tem forte dependência de suas composições e das condições de teste (CHEN et al., 2021). Li, W. et al. (2022) citaram que a taxa de desgaste do DLC (provavelmente hidrogenado) é maior em um tribossistema contendo água quando comparado a um tribossistema a seco. Nessas condições, o coeficiente de atrito é maior, e o filme pode vir a falhar mais rapidamente.

Sahoo et al. (2022) testaram ferramentas de metal duro revestidas com TiAlN, TiN e DLC no microfresamento do aço P-20. Os resultados indicaram um desempenho expressivo do DLC em comparação aos demais filmes. Ocorreram reduções significativas na força de corte (27,3 %), na rugosidade (67,7 %) e na altura da rebarba (30,6 %), em comparação à ferramenta sem filme. No entanto, quando o comprimento usinado foi maximizado para 1200 mm, o desempenho do TiAlN foi superior ao do DLC. Os autores verificaram grande delaminação do DLC.

Segundo Bhoi et al. (2022), o desgaste por delaminação ocorre devido a deformação da camada, nucleação e propagação de trincas paralelas à superfície. O resultado é um conjunto de “folhas de desgaste” longas e finas que se estendem ao longo

da superfície da ferramenta. Wang, L. et al. (2022) citam também a flexão (*buckling*), o lascamento ou fragmentação (*spalling*) e o deslocamento (*peeling off*) como os três modos de falha do filme fino de DLC. De acordo com os autores, as causas relacionadas à falha são: elevada tensão residual compressiva, falta de tenacidade, fraca compatibilidade de propriedades mecânicas com o substrato e baixa força de adesão.

Para conter os problemas do DLC, Peng, J. et al. (2022) citam duas principais possibilidades. A primeira seria reduzir a tensão residual por meio de técnicas de dopagem, utilização de multicamadas e a aplicação de tratamento térmico de recozimento. A segunda possibilidade seria melhorar a compatibilidade mecânica, física e química entre o filme e o substrato, por meio de pré-tratamentos, como o criogênico. A dopagem consiste na adição de elementos de liga na composição química dos filmes, sendo o silício, o tungstênio, o cromo e o titânio alguns exemplos, conforme já ilustrado na Figura 18 (BHOWMICK et al., 2022; WANG, X. et al., 2022b). Essa técnica pode garantir a estabilidade do DLC até temperaturas próximas a 500 °C (BHOWMICK et al., 2022).

Diante do uso extensivo do aço-rápido AISI M35 na fabricação de ferramentas de corte, Peng, J. et al. (2022) investigaram os efeitos de aplicação dos tratamentos de recozimento e de criogenia, antes da deposição do DLC hidrogenado. Os resultados indicaram que a melhor condição para associar adesão, dureza, coeficiente de atrito e resistência ao desgaste seria aplicar uma têmpera a 525 °C durante uma hora e, em seguida, um resfriamento criogênico a -180 °C durante seis horas.

Wang, X. et al. (2022a) investigaram o desempenho do DLC hidrogenado e dopado com silício e nitrogênio durante o ensaio esfera sobre disco em diferentes temperaturas (25 °C, 200 °C, 300 °C, 400 °C, 500 °C e 600 °C) em ambiente aberto (40 ± 5 % de umidade relativa). Os autores observaram que pequenas quantidades de silício e de nitrogênio reduzem o tamanho dos anéis hexagonais de sp^2 e estabilizam as hibridizações sp^3 , proporcionando então a inibição da grafitação (camada de carbono rica em sp^2) e o aumento da estabilidade térmica. Até 350 °C, a grafitação observada na superfície do filme foi ocasionada somente pelo efeito da pressão de contato, resultando em um baixo coeficiente de atrito (aproximadamente 0,1). Acima de 350 °C, o efeito da temperatura foi predominante na grafitação, causando deformação plástica (um amolecimento) da superfície do DLC. Observou-se a formação de uma fina camada composta por nanocristais de SiC na superfície do filme, a qual também melhorou a

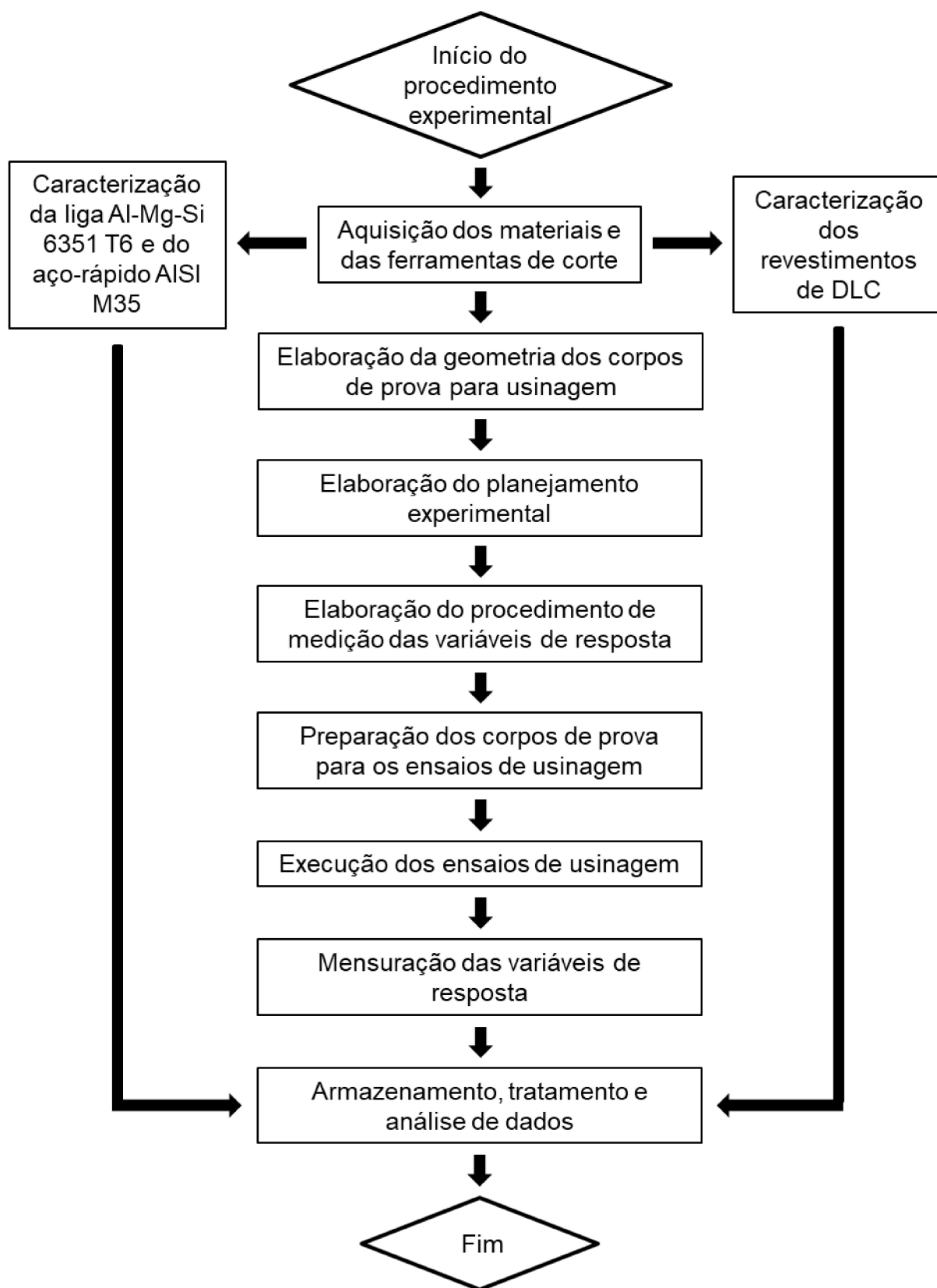
estabilidade térmica. Mas em temperatura de 500 °C, a presença de SiO₂ na superfície aumentou significativamente o coeficiente de atrito (acima de 0,5).

Grigoriev et al. (2022) investigaram o desempenho de um DLC classe a-C:H, dopado com silício e depositado sobre uma camada interfacial de CrAlSiN, em ferramentas de metal duro, durante o fresamento de um material similar ao Inconel 718. A performance do DLC foi comparada com ferramentas sem filme e outras revestidas em multicamadas de TiN-AlN-TiAlN. Os resultados indicaram que o DLC, somado à dopagem e à camada interfacial, poderia melhorar o desempenho da ferramenta de corte, em termos de textura superficial da peça usinada e da redução do mecanismo de adesão. Porém, essa condição seria restrita para velocidades de corte de até 200 m/min, em que a temperatura de usinagem não excederia aproximadamente 650 °C. Em relação à previsão de vida útil das ferramentas, com v_c de 200 m/min, o tempo necessário para atingir o desgaste de flanco crítico foi 1,5 e 1,3 vezes maior na presença do DLC em comparação com as ferramentas sem filme e com o TiN-AlN-TiAlN, respectivamente.

3. METODOLOGIA

Conforme ilustrado na Figura 19, um fluxograma foi elaborado para estruturar e organizar a metodologia proposta para se alcançar o objetivo do estudo. A etapa inicial foi a definição e a aquisição dos materiais do estudo. Em seguida, procederam-se etapas de caracterizações dos materiais e outra destinada a projetar os corpos de prova utilizados para os ensaios de usinagem. O planejamento experimental foi elaborado a partir do número de variáveis controláveis e seus devidos níveis, os quais foram estabelecidos com base na literatura e nas condições de recursos disponíveis ao estudo. Na busca de se reduzir fontes externas e internas de erros, e para garantir um processo mais correto e estruturado, um procedimento de medição foi elaborado para cada variável de resposta. Iniciaram-se então as atividades em laboratório de usinagem: a preparação de todos os corpos de prova e, depois, a execução dos ensaios de usinagem em conformidade com o plano experimental estabelecido. Após essas etapas, os procedimentos de medição das variáveis de resposta foram executados. Todos os dados mensurados, incluindo os obtidos nas etapas de caracterizações dos materiais, foram armazenados, tratados e analisados, dando por concluída a metodologia do estudo.

Figura 19 Fluxograma das principais etapas seguidas para a execução do procedimento experimental

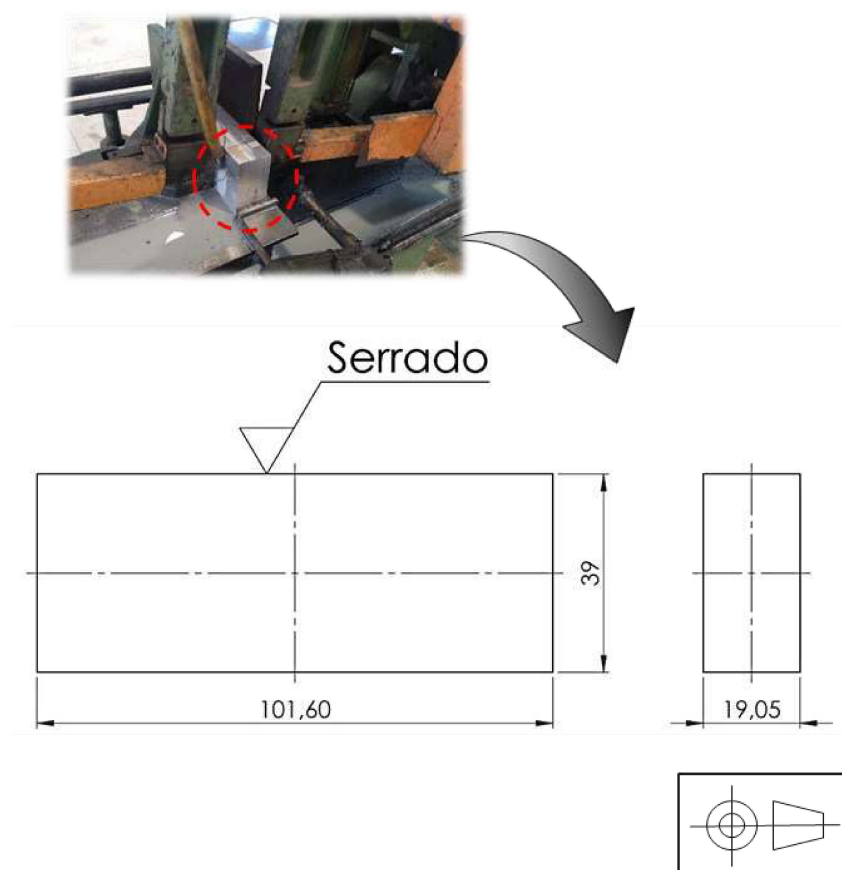


3.1. Aquisição dos materiais e das ferramentas de corte utilizados no estudo

Os materiais-chave desse estudo foram: a liga Al-Mg-Si 6351 T6 (1), destinada à fabricação dos corpos de prova para os ensaios de usinagem; o aço-rápido AISI M35, utilizado na fabricação das ferramentas de corte e das amostras de caracterização (2); e o DLC, em forma de filme fino depositado sobre as ferramentas de corte e as amostras de caracterização (3).

A liga de alumínio foi adquirida por doação do Departamento de Química da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), reaproveitando-se barras chatas de seção retangular com dimensões de 300,20 mm x 101,60 mm x 19,05 mm, conformadas a frio (trefilação), que foram utilizadas anteriormente em ensaios de furação, assim como no estudo realizado por Ba (2022). As barras foram submetidas ao processo de corte (Figura 20), com serra de fita, com o objetivo de remover somente as regiões aptas para o reaproveitamento, resultando em 108 peças com dimensões aproximadas a 101,60 mm x 39 mm x 19,05 mm.

Figura 20 Ilustração da etapa de corte das barras de alumínio (liga Al-Mg-Si 6351 T6) realizada para a obtenção da geometria inicial do corpo de prova



As ferramentas de aço-rápido AISI M35 foram adquiridas diretamente com a empresa Nipo-Tec Ferramentas Industriais (Jundiaí, São Paulo, Brasil), a qual foi responsável também pela fabricação de todas as ferramentas de corte e todas as amostras de caracterização.

Na Figura 21 são apresentadas algumas dimensões da ferramenta de corte, que se trata de uma broca helicoidal com duas arestas principais de corte, diâmetro nominal de 14 mm e tolerância h7 ($14_{-0,018}^0$ mm), haste reta, ângulo de hélice de 28° (tipo N), ponta cônica com ângulo de 130°, 20° de flanco principal, afiação tipo cruzada e acabamento obtido no processo de retificação. Nas arestas principais de corte são inseridas interrupções com formato côncavo e triangular, cujo objetivo é promover a quebra do cavaco durante a usinagem. No estudo realizado por Zhu et al. (2018), essa afiação foi denominada por “aresta multi-pontas” (ver Figura 9). Os perfis (ou rasgos em perfil triangular) são usinados a partir da superfície de saída da ferramenta e, então, se estendem linearmente até atingir a superfície de folga principal. Além disso, é interessante notar que a quantidade e a posição dos rasgos são distintas entre as arestas principais de corte. Isso é necessário para que, a cada atuação de uma aresta de corte (avanço por dente), o perfil usinado (devido a geometria do quebra-cavaco) seja removido pela aresta de corte seguinte.

As dimensões das amostras utilizadas para finalidades de caracterização dos materiais (DRUMOND et al., 2020; MARTINS et al., 2022b; BA et al., 2022; MARTINS et al., 2022c) são apresentadas na Figura 22, destacando-se a superfície principal com formato quadrado (30 mm x 30 mm) e a espessura nominal de 5 mm. O acabamento das superfícies foi obtido no processo de retificação, assim como nas ferramentas de corte, proporcionando um valor representativo de rugosidade (parâmetro R_a) igual a $0,04 \pm 0,01$ μm .

Os filmes finos BALINIT® DLC e BALINIT® DLC STAR foram oferecidos pela empresa Oerlikon Balzers (Jundiaí, São Paulo, Brasil). Após a fabricação das ferramentas de corte e das amostras de caracterização, uma quantia do lote total foi enviada para a deposição dos filmes (ver ilustração na Figura 23).

Figura 21 Ilustração da vista tridimensional e das vistas bidimensionais da ferramenta de corte utilizada nos ensaios de furação

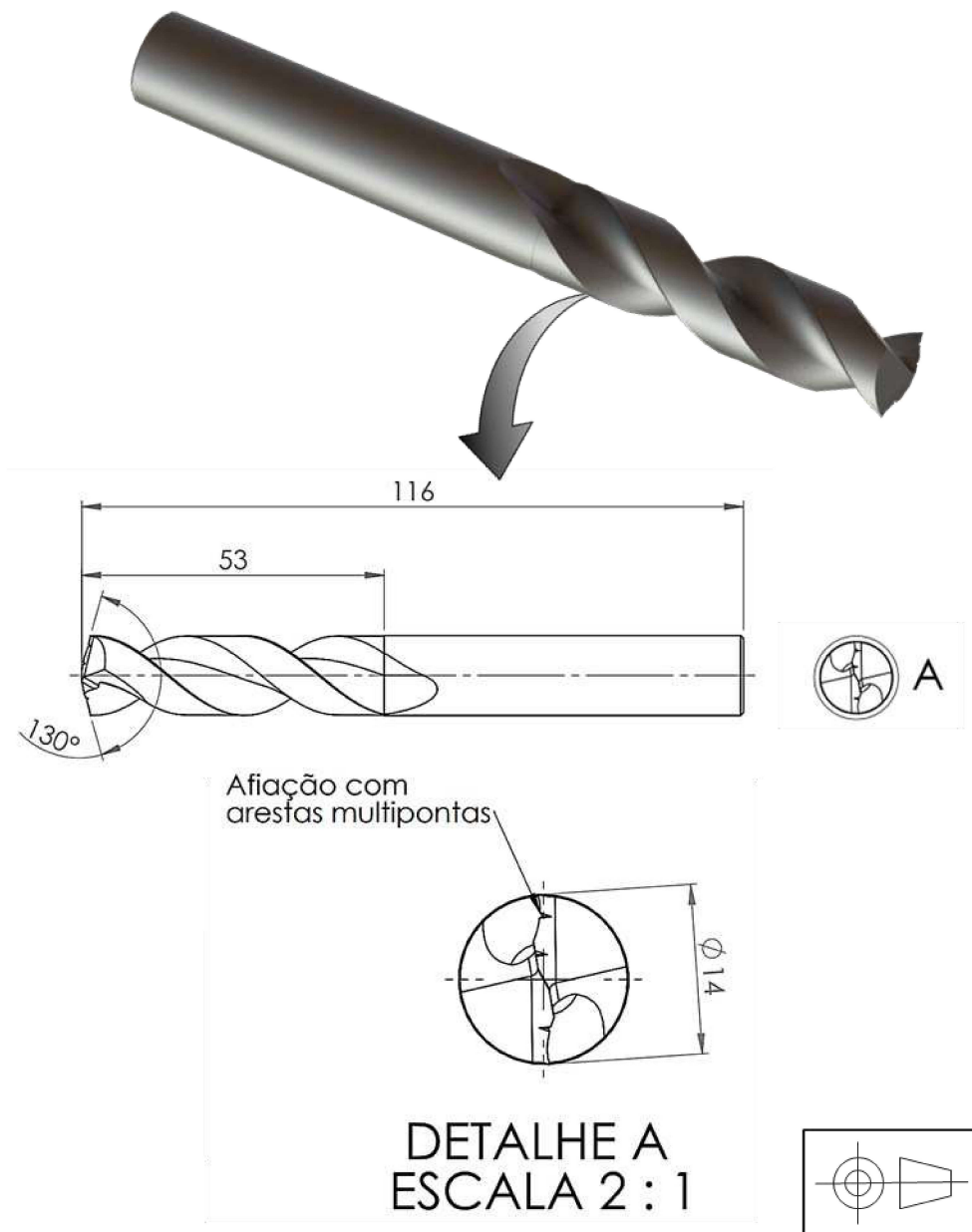


Figura 22 Ilustração tridimensional e vistas bidimensionais técnicas do corpo de prova utilizado como amostra de caracterização

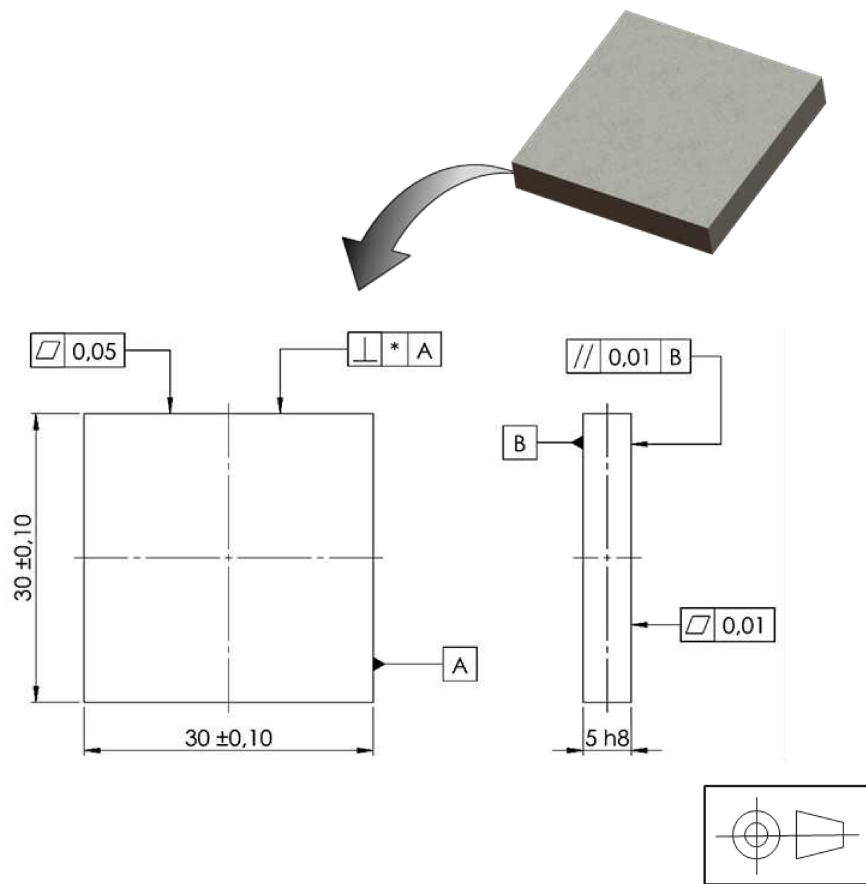
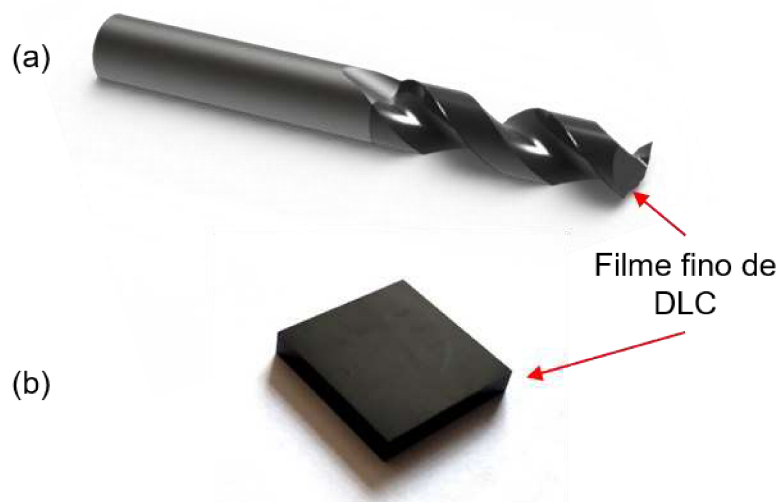


Figura 23 Ilustração do substrato de aço-rápido AISI M35 revestido com DLC: ferramenta de corte (a) e amostra de caracterização (b)



Conforme apresentado no catálogo da empresa (BALZERS, 2010), o BALINIT® DLC STAR é um filme fino de carbono amorfo hidrogenado, classe a-C:H, que apresenta uma dureza acima de 2000 HK^{0,01} (Dureza Knoop, similar à dureza Vickers) e espessura média entre 2 µm e 4 µm. Diferentemente do seu antecessor BALINIT® DLC, ele possui uma camada primária (*interlayer*) de deposição na interface substrato-DLC: o nitreto de cromo (CrN). Essa camada melhora a adesão do filme ao substrato e, por consequência, a capacidade de carregamento em condições de rolamento e o comportamento durante o regime de amaciamento (*running-in*). Além disso, é interessante mencionar que esses filmes, de acordo com o catálogo da empresa, possuem temperatura máxima de operação igual a 350 °C, valor este que foi similar ao mencionado por Wang, X. et al. (2022a).

Por se tratar de um filme fino multicamadas, o BALINIT® DLC STAR é obtido em dois processos: deposição física do CrN por pulverização catódica assistida por magnetismo (MS PVD) (1) e deposição química do DLC assistida por plasma (*Plasma-Assisted Chemical Vapor Deposition* - PACVD) (2). Mas, para garantir maior qualidade do produto, esses processos são realizados em uma única câmara de deposição, resultando no processo multifuncional “*PVD/PACVD combined process*” (BALZERS, 2010). As vantagens desse processo incluem: proporcionar filmes finos o suficiente para não alterar, de forma significativa, as tolerâncias dimensionais necessárias para o funcionamento correto de componentes mecânicos (1), e não gerar produtos tóxicos de reação (2), ou seja, emissão de poluentes, uma vez que são utilizados somente gases nobres (como o argônio) em conjunto com outros gases comuns, como o hidrogênio e o acetileno (BALZERS, 2010). Quanto ao BALINIT® DLC, a sua deposição é obtida somente com o processo PACVD.

A temperatura mínima de início do processo deve ser compreendida entre 100 °C e 150 °C, para proporcionar uma adesão adequada ao substrato. Ao longo do processo, a deposição do filme ocorre em temperaturas abaixo de 250 °C, ou seja, abaixo da temperatura de revenimento de aços-rápidos, por exemplo, do AISI M2. Mas por se tratar de uma empresa cuja produtividade é grande, uma perda de 2 HRC a 5 HRC na Dureza do substrato ainda é aceitável para o controle de qualidade (BALZERS, 2010). Por questões de sigilo, o detalhamento de todos os parâmetros de deposição não foi informado.

3.2. Métodos de caracterização dos materiais

3.2.1. Liga Al-Mg-Si 6351 T6 e aço-rápido AISI M35

Composição química, dureza e característica microestrutural foram as duas avaliações realizadas na liga de alumínio e no aço-rápido utilizados no estudo.

A composição química foi mensurada por meio da técnica de espectrometria de emissão óptica. Uma amostra do aço-rápido AISI M35 foi analisada no Laboratório de Ensaio e Análises em Materiais (LAMAT) do SENAI Itaúna CEFET Marcelino Corradi (Itaúna, Minas Gerais, Brasil), com o equipamento SPECTROMAXx, identificação 159239. Conforme regulamentação do laboratório, a amostra foi caracterizada com base nas normas ASTM E 415, ASTM E 1086 e ASTM A 751. A composição química foi representada por meio da média aritmética e da incerteza de medição dos elementos químicos detectados. A incerteza foi obtida pela multiplicação da incerteza combinada por um coeficiente de segurança, proporcionando um nível de confiança de aproximadamente 95 %.

Quanto à liga Al-Mg-Si 6351 T6, uma amostra foi selecionada aleatoriamente entre as barras utilizadas para a fabricação dos copos de prova (ver Figura 20), e então enviada para o Laboratório de Fundição do Departamento de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), onde a composição química foi mensurada no equipamento OES FOUNDRY MASTER Xpert s/n, utilizando o programa Al_100. Na superfície da amostra foram realizadas três queimas em áreas de aproximadamente 20 mm² em posições aleatórias. A composição química da liga foi expressa por meio da média aritmética e do desvio padrão calculados a partir dos resultados obtidos nas três queimas.

A dureza foi mensurada, em macro escala, por meio dos ensaios Brinell (norma ABNT NBR ISO 6506-1:2019) e Rockwell (norma ABNT NBR ISO 6508-1:2019), respectivamente para a liga de alumínio e para o aço-rápido. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Ensaios Destrutivos do CEFET-MG. Os parâmetros utilizados nos ensaios são apresentados na Tabela 3. Valores representativos de dureza foram obtidos por meio da média aritmética dos resultados individuais das indentações.

A caracterização microestrutural foi realizada com a microscopia eletrônica de varredura (MEV) e a espectroscopia de raios X por energia dispersiva (*X-ray Energy Dispersive Spectroscopy* - EDS), com o equipamento SHIMADZU SuperScan SSX-550,

nas seguintes condições: modo elétrons secundários, 10 eV/Ch de resolução, tensão de 25 kV, corrente elétrica de 1nA e distância de trabalho entre 12 mm e 22 mm. Antecedendo essa caracterização, as amostras foram submetidas ao processo metalográfico, realizado no Laboratório de Metalografia do CEFET-MG: embutimento em resina acrílica (baquelite) a quente (aproximadamente 100 °C) com pressão de 130 kgf/mm² por um tempo de 10 minutos (1); preparação superficial em etapas consecutivas de lixamento, com lixa d'água, em granulometrias de 120, 240, 320, 400 e 600 mesh, e polimento realizado com pasta de diamante na sequência de 9 µm, 3 µm e 1 µm (2); e ataque químico sobre as superfícies polidas (3), aplicando-se solução de ácido fluorídrico a 0,5 % para a liga de alumínio e solução Nital a 3 % para o aço-rápido, ambos por um tempo de 20 segundos (SOFFRITTI et al., 2020; BA, 2022).

Tabela 3 Parâmetros utilizados nos ensaios de dureza da liga Al-Mg-Si 6351 T6 e e do aço-rápido AISI M35

Especificações do ensaio	Liga Al-Mg-Si 6351 T6	Aço-rápido AISI M35
Método	Brinell (HB)	Rockwell C (HRC)
Equipamento	WPM VEB LEIPZIG ZD-20	EQUILAM EQTRS No. 573/2015
Indentador	Esfera de aço com 2,5 mm de diâmetro	Cônico de diamante com ângulo de abertura de 120°
Pré-carga (kgf)	-	10
Carga principal (kgf)	62,5	140
Número de indentações	5	20
Espaçamento entre indentações e borda da amostra (mm)	10	5
Espaçamento entre indentações (mm)		

3.2.2. Carbono amorfo semelhante ao diamante – DLC

Após a deposição dos filmes sobre as amostras de aço-rápido, uma sequência de caracterizações foi estabelecida, partindo do pressuposto de que uma única amostra fosse utilizada ao máximo. A sequência de caracterização foi realizada conforme descrito neste tópico.

O nível de desordem estrutural dos filmes finos de DLC foi avaliado por meio da espectroscopia Raman (WANG, X. et al., 2022b), com o microscópio confocal Bruker SENTERRA II, presente no Departamento de Química da Universidade Federal de Minas

Gerais, configurado com 2 mW de potência de laser e comprimento de onda igual a 532 nm. Espectros foram registrados a partir de 15 varreduras de 15 segundos em cinco pontos aleatórios das amostras. Em cada uma dessas, no intervalo (deslocamento Raman) de 800 cm^{-1} a 2000 cm^{-1} , foram realizadas deconvoluções gaussianas (*Gauss method*), aplicando filtro *Savitsky-Golay smoothing* polinomial de segunda ordem com magnitude de 15 pontos. Os resultados extraídos dessa análise foram os parâmetros geométricos das bandas, a razão de intensidade I_D/I_G e a estimativa do conteúdo percentual de hibridizações sp^3 (Equação (5)) (BA et al., 2022).

$$\begin{aligned} \text{sp}^3(\%) = & -14449,5 - [1,61302 \times (I_D/I_G)] \\ & + (12,3910 \times G_{\text{position}}) - \left[170,94 \times \left(\frac{I_D/I_G}{10} \right)^4 \right] \\ & - \left[817,9 \times \left(\frac{G_{\text{position}}}{1000} \right)^4 \right] \end{aligned} \quad (5)$$

Ainda utilizando a espectroscopia Raman, o conteúdo de hidrogênio dos filmes foi estimado de acordo com a Equação (6), um método empírico que considera a inclinação m do espectro e a intensidade I_G da banda G entre o deslocamento Raman de 1000 cm^{-1} a 1800 cm^{-1} , decorrente do fenômeno de fotoluminescência (*Photoluminescence - PL*), como um indicativo do conteúdo de hidrogênio ligado ao carbono em hibridizações sp^2 e sp^3 ($\text{C-C sp}^3 + \text{C-H sp}^3$) (CASIRAGUI et al., 2005). Esse método também foi utilizado nos estudos realizados por Almeida et al. (2020), da Fonseca et al. (2021), Zhang, Y. et al. (2021), dos Santos de Almeida et al. (2021) e Ba et al. (2022).

$$H(\%) = 21,7 + \left[16,6 \times \log \left(\frac{m \times 10000}{I_G} \right) \right] \quad (6)$$

Para essa análise, a ferramenta “*Peak Analyzer*” foi utilizada para traçar a inclinação m de base do espectro e plotar, em seguida, o espectro subtraído da intensidade da reta. A inclinação foi determinada por dois pontos extremos estabelecidos por derivada de segunda ordem e conectados entre si por interpolação linear. Em seguida, o espectro subtraído foi filtrado (*Savitzky-Golay smoothing*, polinomial de segunda ordem e 15

pontos para suavização) e a intensidade da banda G foi determinada por deconvolução gaussiana (*Gauss method*) (BA et al., 2022).

Baseado nos estudos de Samiee et al. (2024) e de Ren et al. (2024), a espectroscopia também foi utilizada para estimar o tamanho dos agrupamentos atômicos de grafite (*grafite clusters*), por meio da Equação (7), e o estado de tensão residual presente nos filmes (Equação (8)). De acordo com os autores, essas características são importantes para avaliar os filmes finos de DLC. Agrupamentos atômicos de menor tamanho podem indicar a maior presença de desordem estrutural, o que sugere a maior presença de hibridizações sp^3 . O estado de tensão residual tem um impacto importante na adesão do filme ao substrato: em geral, a qualidade do filme pode ser melhorada com técnicas (deposição, dopagem ou *interlayer*) que proporcionem tensões residuais de menor magnitude.

$$L_a (nm) = \sqrt[2]{\frac{I_D/I_G}{0,0055}} \quad (7)$$

$$\sigma_{filme} (MPa) = \frac{-(D_{position} - 1332)}{2,25} \quad (8)$$

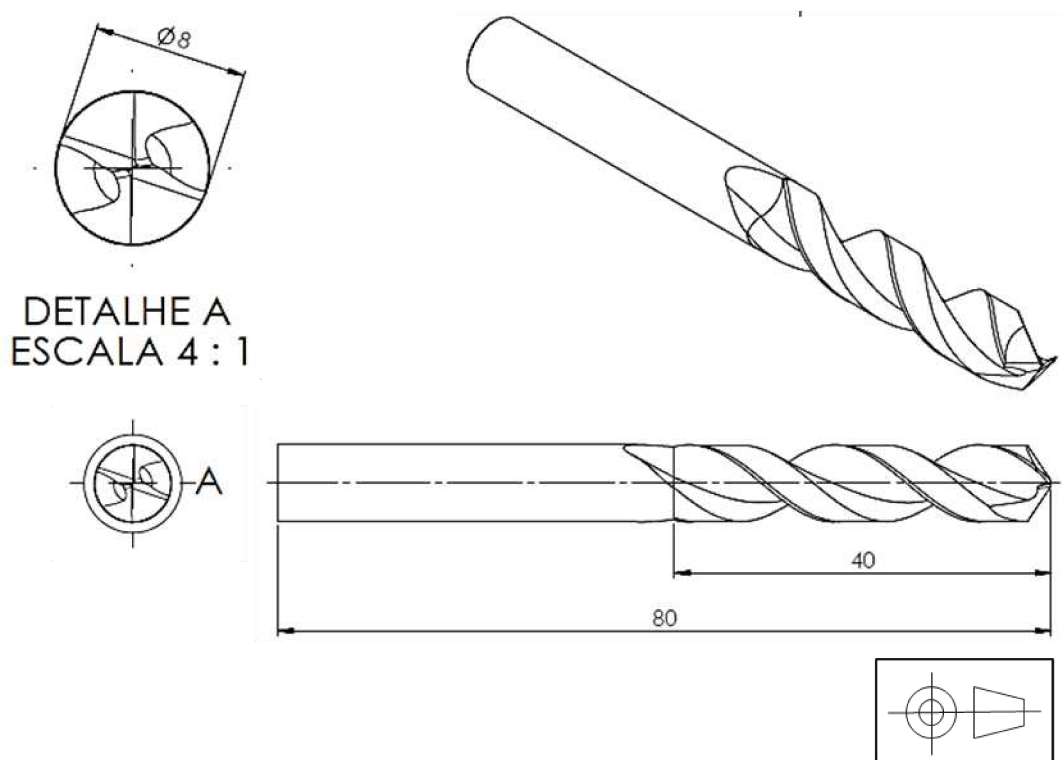
Uma vez que a textura superficial tem relevante importância no comportamento tribológico de filmes e, portanto, no comportamento de um tribossistema (ROSENKRANZ et al., 2021), a rugosidade (parâmetros R_q , R_z , R_{sk} e R_{ku}) das amostras de caracterização foi mensurada para estimar as características de textura existentes nas ferramentas de corte (sem e com os filmes). As medições foram realizadas no Laboratório de Metrologia do CEFET-MG, ambiente devidamente climatizado com temperatura e umidade relativa aproximadas a 20 °C e 16 %, respectivamente. Foi utilizado o rugosímetro Mitutoyo SJ-301, equipado com ponta de prova fabricada em diamante (raio de ponta igual a 5 μm), resolução de 0,01 μm e força de medição igual a 4 mN. O equipamento foi configurado com cinco comprimentos de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm e filtro gaussiano (GAUSS), uma vez que os resultados podem apresentar menores incertezas quando comparado, por exemplo, ao filtro 2CR (OLIVEIRA, 2004). Cada amostra foi mensurada 21 vezes, em pontos distintos sobre a superfície, selecionados aleatoriamente. Em seguida, ferramentas estatísticas foram utilizadas para verificar a presença de diferenças significativas dos

parâmetros de rugosidade em função das condições superficiais das amostras analisadas (sem filme, com BALINIT® DLC e com BALINIT® DLC STAR). Inicialmente, aplicou-se a estatística descritiva (média aritmética, desvio padrão, coeficiente de variação e gráficos de dispersão). Em seguida, com a estatística inferencial, verificou-se o comportamento de distribuição dos dados com o teste de normalidade de Shapiro-Wilk para, então, selecionar o correto teste comparativo (paramétrico ou não) para verificar se houve alterações significativas da rugosidade em função da deposição dos filmes, ao nível de 5 % de significância.

Além de analisar a superfície das amostras com e sem os filmes finos de DLC, três brocas de aço-rápido AISI M35 (Figura 24), com 8 mm de diâmetro e 80 mm de comprimento total, foram fabricadas seguindo os mesmos procedimentos utilizados para a obtenção do acabamento (retificado) das brocas utilizadas nos ensaios de usinagem (já apresentada na Figura 21). Além de serem utilizadas para estudos futuros, as dimensões dessas ferramentas possibilitaram a análise em MEV, evitando a necessidade de destruição (corte) de ferramentas de corte. Duas dessas brocas foram revestidas: uma com o BALINIT® DLC e a outra com o BALINIT® DLC STAR.

A espessura dos filmes foi observada na seção transversal das amostras (Figura 23b) por meio da MEV, com o equipamento SHIMADZU SuperScan SSX-550, nas seguintes condições de análise: modo elétrons secundários, 10 eV/Ch de resolução, tensão de 25 kV, corrente elétrica de 1 nA e distância de trabalho entre 12 mm e 22 mm. Para essa análise, a amostra foi metalizada no equipamento SANYU ELECTRON QUICK COATER SC-701, com ouro por um tempo de 18 segundos a 4 mA de corrente. O corte das amostras foi realizado pela empresa Nipo-Tec Ferramentas Industriais (Jundiaí, São Paulo, Brasil), no laboratório de usinagem não convencional, utilizando o processo de eletroerosão a fio. Após o corte, as amostras foram submetidas à preparação metalográfica e, em seguida, as superfícies da seção transversal foram atacadas com solução Nital a 3 % durante 20 segundos. Nessas superfícies, a EDS foi utilizada para comprovar a existência do filme por meio da diferenciação de sinais de elementos químicos presentes nas imagens capturadas em MEV (BA et al., 2022).

Figura 24 Ilustração da vista em perspectiva e das vistas bidimensionais da ferramenta de corte utilizada para a análise da deposição dos filmes



A qualidade de adesão dos filmes, que é uma propriedade importante no desempenho dos filmes tribológicos (ROSENKRANZ et al., 2021), foi avaliada de forma qualitativa por meio do ensaio Rockwell C, baseado na norma VDI 3198 (VIDAKIS et al., 2003, DOS SANTOS DE ALMEIDA et al., 2021) e realizado no Laboratório de Ensaios Destrutivos do CEFET-MG. Cinco indentações foram realizadas no durômetro EQUILAM modelo EQTRS 573/2015, com indentador cônico (ângulo de abertura de 120°) de diamante, pré-carga de 10 kgf e carga principal de 140 kgf aplicada por aproximadamente 10 segundos. Por meio da MEV (mesmo equipamento e parâmetros citados anteriormente), as indentações foram analisadas e comparadas com as classes HF de qualidade de adesão, também estabelecidas pela norma VDI 3198.

Os ensaios de desgaste microabrasivo foram realizados no laboratório de tribologia do departamento de engenharia de materiais do CEFET-MG, mediante temperatura e humidade relativa controladas em 20°C e 15 %, respectivamente. O equipamento utilizado, tipo *Calotest*, foi desenvolvido pelo Grupo de Pesquisa em Usinagem com Ferramentas Revestidas com DLC (Figura 25). Cada ensaio foi disposto com uma esfera de aço SAE 52100 com 25 mm de diâmetro (ARDILA et al., 2021),

rotacionando sobre a superfície da amostra de caracterização com velocidade tangencial próxima de 46 m/min durante 240 minutos. As amostras foram posicionadas, em relação ao eixo motriz do equipamento, com um ângulo constante de 51°, o que resultou em uma carga normal, aplicada sobre a superfície-alvo, aproximada a 0,4 N (DORNER et al., 2001). Foi utilizado como líquido abrasivo a solução composta por 2 % de alumina (Al_2O_3 , partículas de tamanho igual a 1 μm) e água destilada. Um misturador magnético foi utilizado para mantê-la em constante homogeneidade durante todos os ensaios (COZZA et al., 2015).

Figura 25 Ilustração do equipamento e dos principais componentes utilizados para a realização do ensaio de desgaste microabrasivo



Cinco calotas de desgaste foram produzidas em cada amostra de caracterização. Após os ensaios, um processo de limpeza ultrassônica foi aplicado para então serem analisadas por meio da MEV e da EDS, com o objetivo de mensurar os diâmetros externo e interno de cada camada presente nos filmes e identificar cada camada com a análise de

sinais de elementos químicos. Em cada amostra avaliada, uma única calota foi selecionada para representar todos os aspectos comumente observados nas demais.

Conforme proposto por Gee et al. (2002), a Equação (9) foi utilizada para estimar a espessura de cada camada e, assim, possibilitar uma comparação com os resultados obtidos na análise de espessura realizada em MEV e EDS, ou seja, a espessura mensurada na seção transversal das amostras revestidas. O coeficiente de desgaste k foi calculado por meio da Equação (10) que, de acordo com Gee et al. (2002), considera que a profundidade da calota não atinge o substrato e, portanto, é relativo somente ao filme. Como isso não ocorreu, os coeficientes obtidos foram referentes aos pares substrato + filme, assim como adotado nos estudos de Pinto et al. (2021), Martins et al. (2022) e De Sousa et al. (2022).

$$t_{camada} (\mu m) = \sqrt[2]{(D_{esfera} \times 500)^2 - \left(\frac{d_{min}}{2}\right)^2} - \sqrt[2]{(D_{esfera} \times 500)^2 - \left(\frac{d_{max}}{2}\right)^2} \quad (9)$$

$$k (m^3/Nm) = \frac{\left(\frac{d_{calota}}{10^6}\right)^4}{32 \times \left(\frac{D_{esfera}}{10^3}\right)^2 \times n \times t \times W} \quad (10)$$

3.3. Elaboração da geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios de usinagem

Os corpos de prova foram fabricados em liga Al-Mg-Si 6351 T6, a partir das barras chatas previamente cortadas com serra de fita (ver Figura 20). Em seguida, as faces acabadas pelo processo anterior foram fresadas, obedecendo o critério de perpendicularidade (utilização de esquadro de precisão classe 1, norma DIN 875/1) com as faces não usinadas, ou seja, as faces originais que possuem acabamento trefilado. Conforme ilustrado na Figura 26, o corpo de prova foi projetado para a usinagem de cinco (05) furos com 14 mm de comprimento total (considerando a ponta cônica da ferramenta),

respeitando a relação L/D com valor igual a 1 (BA, 2022). Levando em consideração os efeitos de deformação plástica dos corpos de prova quando submetidos à compressão da morsa de fixação da máquina-ferramenta, um calço (bits de aço-rápido, fabricante Rocast, referência 400019), com dimensões aproximadas a 108 mm x 32 mm x 16 mm, foi utilizado como base de apoio para elevar a sua altura, de modo que a região usinada ficasse aproximadamente 6 mm acima do topo dos mordentes (Figura 27). Além disso, foi mantido constante o aperto do mordente móvel, aplicando um torque de 50 Nm, utilizando o torquímetro de vareta ROBUST S68900300.

Figura 26 Ilustração de alguns corpos de prova preparados e as principais vistas bidimensionais que os caracterizam

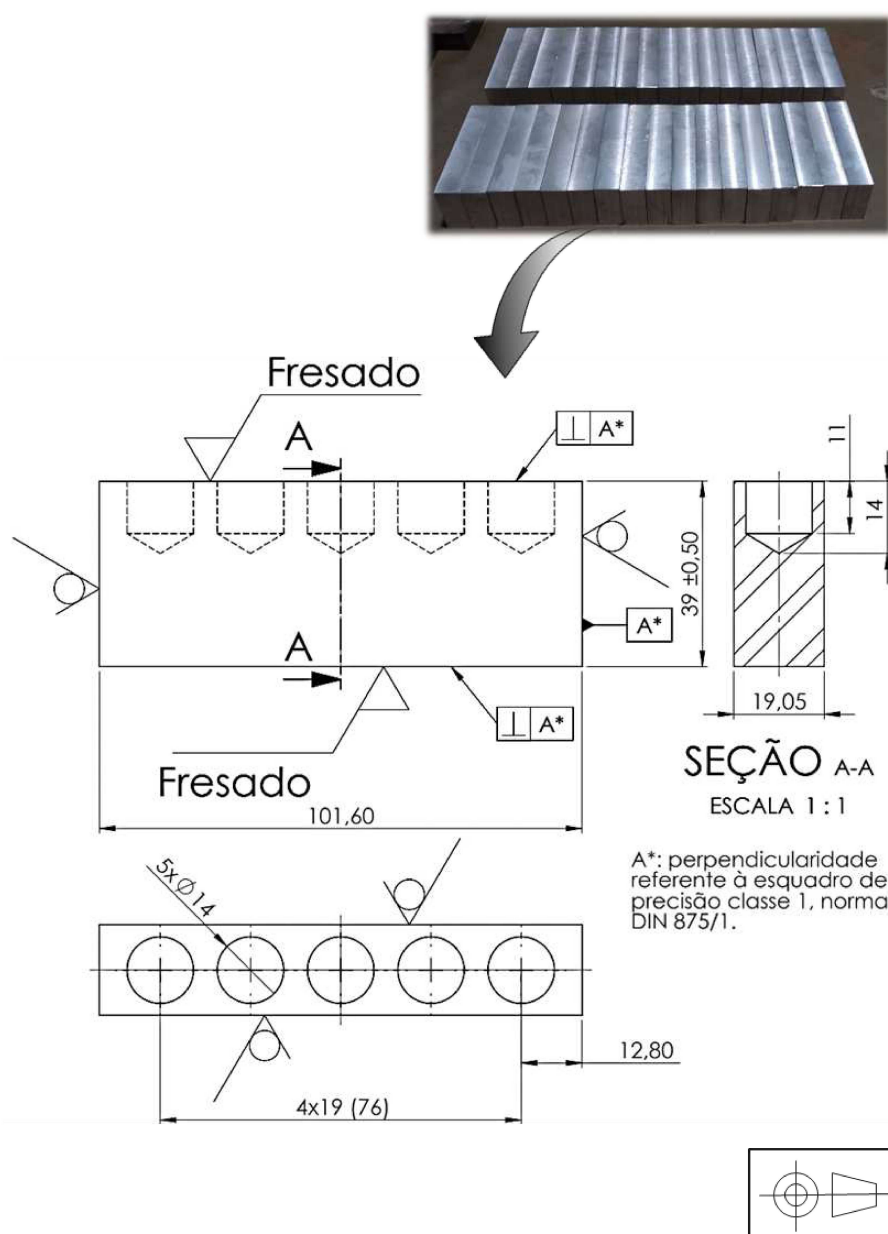
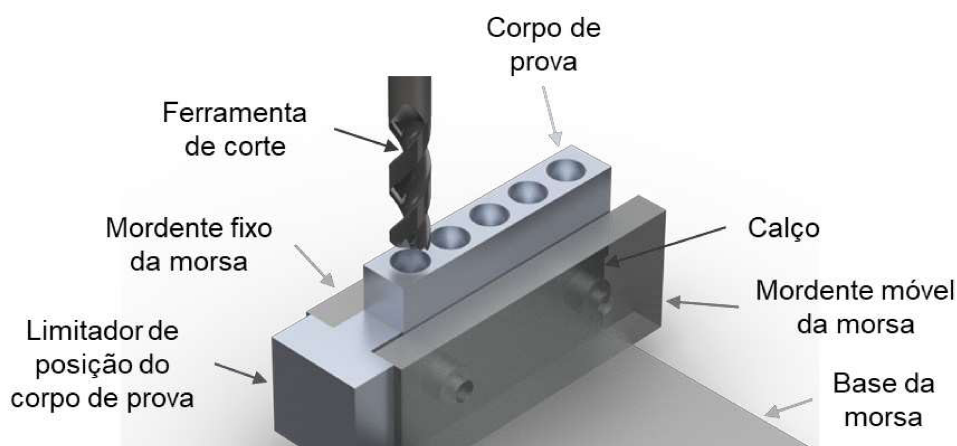


Figura 27 Ilustração do esquema de fixação do corpo de prova para os ensaios de furação



3.4. Elaboração do planejamento experimental dos ensaios de usinagem - DOE

Os ensaios de usinagem foram realizados seguindo a ferramenta estatística DOE, utilizando o planejamento composto central em fatorial completo. No planejamento experimental elaborado, o “avanço (f)”, a “velocidade de corte (v_c)”, o “quebra-cavaco” e o “filme” foram definidos como variáveis de controle. Três níveis quantitativos foram estabelecidos para o f e para a v_c , três níveis qualitativos para as condições de filme e dois níveis qualitativos para o quebra-cavaco (ver Tabela 4). Com profundidade de corte (a_p) e comprimento de usinagem (l_m) iguais a 7 mm (metade do diâmetro da broca) e 14 mm, respectivamente, a razão L/D foi mantida constante e igual a 1. Todos os ensaios de usinagem foram realizados sem a utilização de fluidos de corte, cujo objetivo foi concentrar a linha de pesquisa em processos voltados para as práticas do conceito da “manufatura verde”.

Conforme apresentado na Tabela 4, a variação dos níveis quantitativos obedeceu a um critério de acréscimo percentual igual a 25 % (BA, 2022). A faixa de avanço, no domínio experimental, permaneceu dentro dos limites recomendados pela empresa fabricante das ferramentas de corte. Para a v_c , optou-se por extrapolar a faixa recomendada (36 m/min a 62 m/min), cujo objetivo foi testar a capacidade de usinagem do aço-rápido revestido com DLC em maiores velocidades de corte, as quais geralmente são aplicadas na indústria de manufatura (MARTINS et al., 2021). Metodologia similar foi utilizada no estudo de Drumond (2021), em que 1000 furos foram usinados a seco em

placas de liga Al-Mg-Si 6061 T6, com uma única broca de aço-rápido AISI M35 revestida com DLC (a-C:H), a 340 m/min e 0,20 mm/rot.

Tabela 4 Variáveis de controle e seus respectivos níveis estabelecidos no planejamento experimental

Variável	Níveis quantitativos		
	-1	0	1
Avanço – f (mm/rot)	0,20	0,25	0,31
Velocidade de corte – v_c (m/min)	192	240	300
	Níveis qualitativos		
	1	2	3
Filme	Sem	Com BALINIT® DLC	Com BALINIT® DLC STAR
Quebra-cavaco	1	2	
	Sem	Com	

Na Tabela A-1 do APÊNDICE A é apresentado o plano experimental elaborado para o processo de furação. As combinações entre os níveis das variáveis possibilitaram a realização de 54 tratamentos (ensaios unitários), totalizando em 108 tratamentos com a adição de uma réplica experimental. A técnica de blocagem (DEAN et al., 2017) foi utilizada para executar o plano experimental, uma vez que combinações de níveis entre as variáveis “quebra-cavaco”, “avanço” e “velocidade de corte” se repetem em relação à variável “filme” (BA, 2022). Os ensaios de usinagem foram executados no centro de usinagem ROMI Discovery 760 Bridgeport, localizado no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia.

Seguindo a metodologia utilizado por Ba (2022), o plano experimental apresentado na Tabela A-1 foi preferencialmente realizado em três etapas, cada uma com a realização de 18 ensaios, tendo como requisito (e, portanto, sistematizando o plano experimental) que uma ferramenta só poderia ser utilizada apenas uma vez. Dessa forma, 18 ferramentas distintas foram utilizadas em cada etapa. A relação dos ensaios realizados em cada uma das três etapas mencionadas é apresentada, respectivamente, na Tabela A-2, na Tabela A-3 e na Tabela A-4. A réplica experimental foi realizada da mesma forma, resultando em um plano experimental composto por seis etapas de usinagem.

Para execução dos ensaios de forma aleatória em cada etapa estabelecida, cada ferramenta de corte foi devidamente identificada de acordo com as variáveis de controle estabelecidas na Tabela 4, atribuindo-se três identificadores separados por “,”. O primeiro

foi a letra N, utilizado para especificar os ensaios realizados. Esses ensaios são identificados pelos algarismos separados por “-”, o que significa que cada ferramenta foi utilizada para três ensaios unitários que se distinguem pelo nível da variável “Velocidade de corte”. O segundo identificador foi a letra B, referente à variável “Bloco” seguida dos seus respectivos níveis (B1, B2 e B3) e, para identificar as réplicas experimentais, foi precedida da letra R. Os dois últimos identificadores foram os níveis das variáveis “Quebra-cavaco” (1 e 2) e “Avanço” (-1, 0 e 1). Para exemplificar, a identificação N37-39,B3,1,-1 refere-se à ferramenta de corte utilizada nos ensaios 37 ($v_c = 192$ m/min), 38 ($v_c = 240$ m/min) e 39 ($v_c = 300$ m/min), revestida com o BALINIT® DLC STAR (B3), sem quebra-cavaco (1) e com avanço constante de 0,20 mm/rot (-1).

Conforme a Tabela A-1, cada “Bloco” foi composto por 18 ensaios e 6 ferramentas: três com e sem “Quebra-cavaco”. Em seguida, a ordenação desses ensaios foi aleatorizada por meio de sorteio de números. Após isso, foram selecionados 6 ensaios de cada “Bloco”, com ferramentas distintas, para formar um novo conjunto de 18 ensaios, incluindo os três blocos (níveis 1, 2 e 3). Mais uma vez, aplicou-se o sorteio numérico desses ensaios para, então, obter a execução aleatória de cada etapa de usinagem, incluindo a identificação de cada ferramentas de corte (ver Tabela A-2, Tabela A-3 e Tabela A-4). Os sorteios mencionados foram realizados por meio de um algoritmo desenvolvido em linguagem Python no software Visual Studio Code. Tomando a ferramenta N37-39,B3,1,-1 novamente para exemplo, esse sorteio foi realizado para que os ensaios 37, 38 e 39 fossem realizados em etapas distintas, ou seja, uma única ferramenta de corte não seria utilizada duas vezes na mesma etapa.

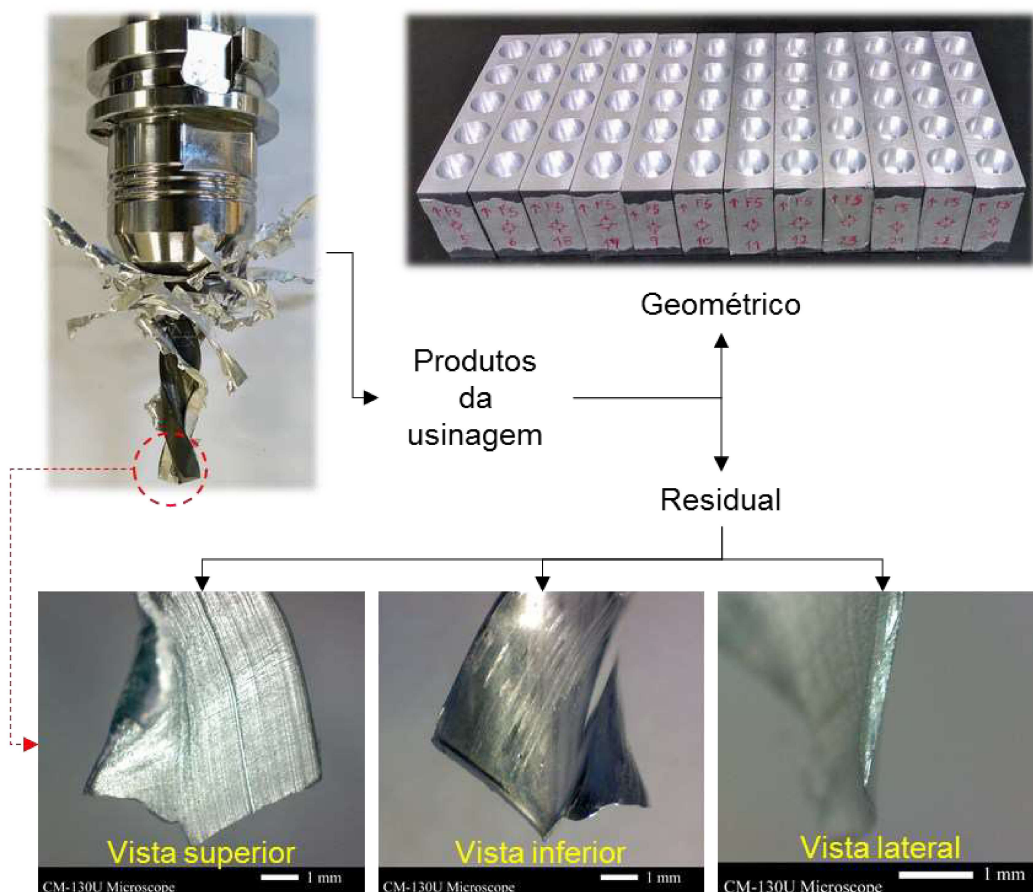
A utilização do DOE permitiu que as variáveis de resposta fossem analisadas estatisticamente em forma descritiva e inferencial. A estatística descritiva consistiu na apresentação gráfica e numérica de valores representativos, acompanhados de desvio padrão, coeficiente de variação (CV) e diferenças percentuais. Em seguida, a estatística inferencial foi utilizada para apresentar a análise de efeito das variáveis de controle, por meio de ANOVA, equações de previsibilidade, análise de correlação linear de Pearson e RSM.

3.5. Variáveis de resposta

3.5.1. Avaliação qualitativa da formação do cavaco – morfologia

Apesar de os furos serem os principais produtos obtidos na furação, com características geométricas definidas, a primeira variável de resposta analisada no plano experimental foi o produto residual: o cavaco (Figura 28). A formação do cavaco foi investigada no âmbito da morfologia, ou seja, de forma qualitativa. Inicialmente, após a execução de cada experimento unitário, foram coletadas amostras de cavaco e registradas imagens das ferramentas de corte nos tempos de máquina parada. Para isso, atenção foi dada para a limpeza local da câmara de usinagem, utilizando jato de ar comprimido e pincel de limpeza. Em seguida, amostras devidamente selecionadas foram analisadas no microscópio digital CM-130U, por meio do registro de imagens das vistas superior, inferior e lateral, com o objetivo de identificar possíveis relações da formação do cavaco com as variáveis de entrada estabelecidas no plano experimental (Tabela 4).

Figura 28 Esquema ilustrativo de análise dos produtos da usinagem, com ênfase no residual (amostras de cavaco), observando vistas superior, inferior e lateral

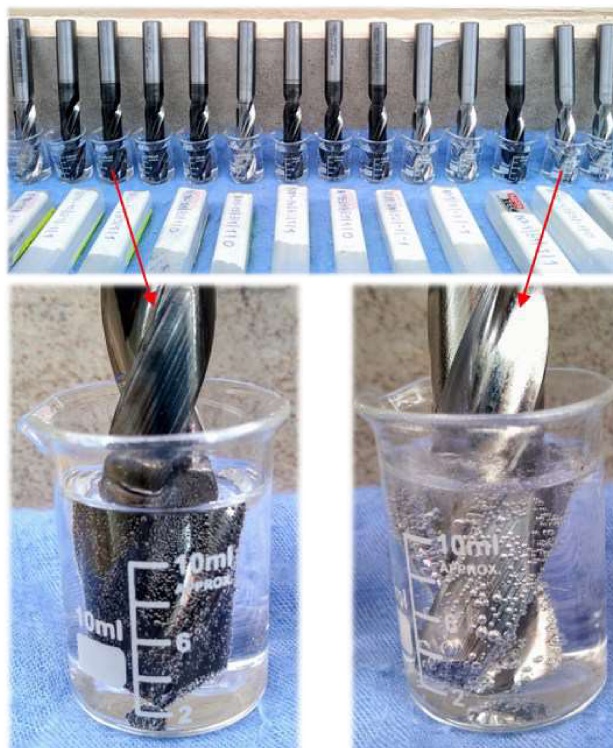


3.5.2. Avaliação qualitativa de mecanismos de desgaste

A principal motivação que levou a realização do planejamento experimental em três etapas, conforme descrita no tópico 3.1.4 (Elaboração do planejamento experimental dos ensaios de usinagem), foi baseada nos resultados observados por Ba et al. (2024), em que alterações na integridade do filme fino de DLC foram verificadas na superfície de saída da broca. No entanto, isso foi possível somente após a realização da decapagem das ferramentas de corte. Além disso, esse procedimento também foi utilizado para amenizar possíveis influências do mecanismo de adesão sobre as variáveis de resposta dos ensaios subsequentes, lembrando de que uma única ferramenta de corte foi utilizada para cada um dos três níveis de avanço.

A decapagem foi realizada ao final de cada etapa do planejamento experimental, em que as ferramentas de corte permaneceram imersas (Figura 29) durante 6 horas em béqueres individuais de 10 ml contendo uma solução de hidróxido de sódio (concentração de 10 % em NaOH, código NA-003301). Em seguida, realizou-se a limpeza com álcool etílico. Nas proximidades da ponta cônica, imagens da superfície de saída e das arestas principais foram registradas com um microscópio digital CM-130U *Microscopy*, em aumentos de 30 e 60 vezes (BA et al., 2024).

Figura 29 Ilustração do procedimento de decapagem das ferramentas de corte



3.5.3. Esforços de usinagem – força de avanço e torque

A F_f e o M_t foram monitorados durante todo o plano experimental. Para isso, utilizou-se o dinamômetro Kistler modelo 9123C1211, o qual é próprio para monitorar os esforços de usinagem quando se utiliza ferramentas de corte rotativas (DA MOTA, 2009).

No sistema de medição, os sinais elétricos (coulombs) da célula de carga são distribuídos em um condicionador multicanais Kistler 5407 e transmitidos, por telemetria, ao módulo amplificador Kistler 5223B1, o qual converte esses sinais para dados de F_f e M_t . Em seguida, o bloco conector BNC 2110 capta esses sinais e os envia para uma placa de aquisição e conversora (analógico $\rightarrow$ digital) National Instruments, a qual está acoplada em um computador. Por fim, a leitura dos sinais digitais é realizada graficamente no *software* LabView Signal Express (PEREIRA, 2010; DA SILVA et al., 2011; DA SILVA, 2016; GOMES, 2022). Baseado no manual do equipamento, o sistema foi ajustado para mensurar valores de F_f e M_t de até 5000 N e 200 Nm, respectivamente, admitindo erros de medições abaixo de 5 %.

A aferição do equipamento de medição foi realizada por meio da verificação da resposta do sinal da componente F_f quando aplicado incrementos de aproximadamente 100 N, iniciando-se em 100 N até 1500 N. Um dispositivo tipo “braço de alavanca” foi projeto e fabricado para realizar os testes de carregamento. Contendo uma relação de 10/1 na distância entre as extremidades de aplicação de carga, foram utilizadas ao todo 15 corpos de aço denominados por “Carga-padrão”, cada um com aproximadamente 1 kg, possibilitando aplicar sobre a célula de carga do dinamômetro 1500 N. Como resultado, o sinal de F_f foi corrigido conforme apresentado na Equação (11).

$$F_f \text{ corrigida (N)} = \left(\frac{F_f}{0,9846} \right) + 9,6103 \quad (11)$$

A frequência natural do dinamômetro aproxima-se a 2000 Hz (DA MOTA, 2009), e para que a medição seja realizada sem erros excessivos (abaixo de 5 %), recomenda-se que a frequência de passagem da aresta de corte ($f_{ferramenta}$) seja igual ou menor que um quinto (1/5) dessa frequência (400 Hz). As frequências de passagem da ferramenta de corte foram calculadas por meio da Equação (12) (GOMES, 2022).

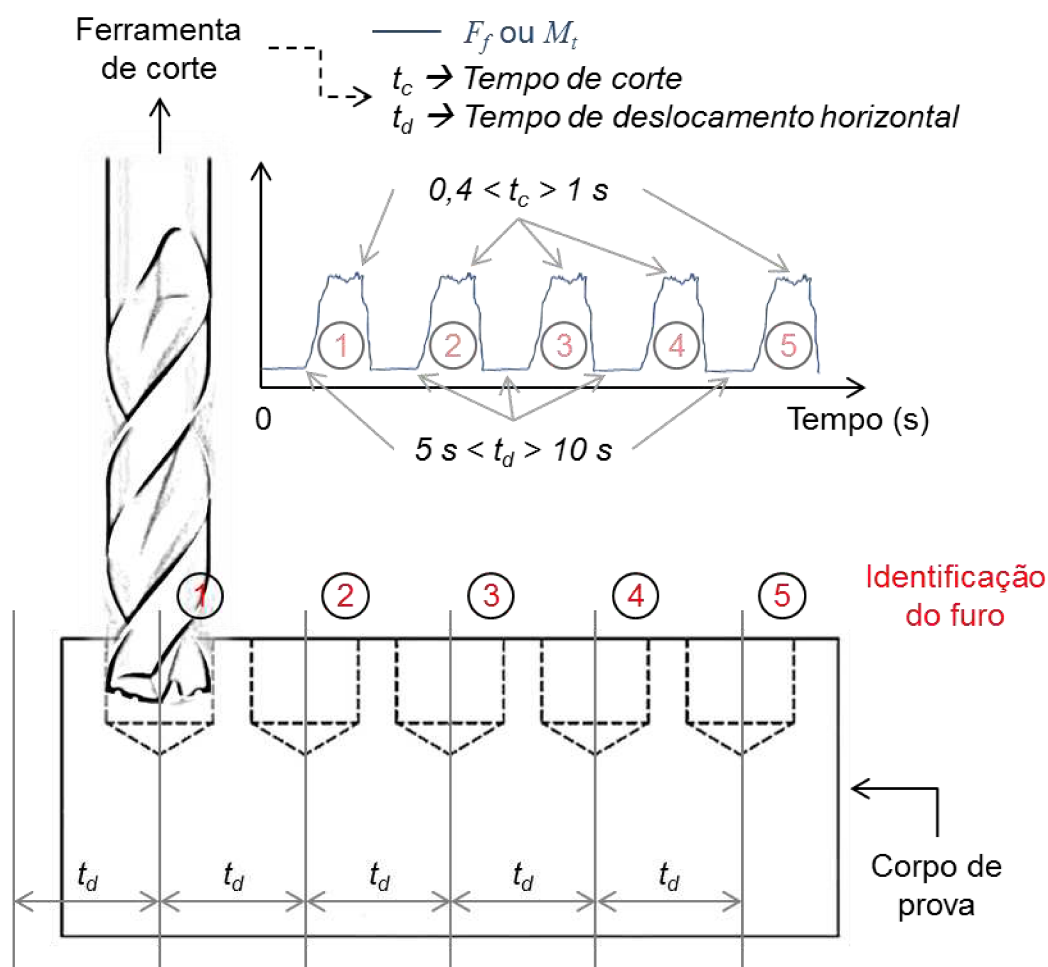
$$f_{ferramenta} (Hz) = \frac{n}{60} \times n_{arestas} \quad (12)$$

Considerando as informações da ferramenta de corte (Figura 21), três frequências foram obtidas, respectivamente para os níveis mínimo, central e máximo da v_c (Tabela 4): 146 Hz, 182 Hz e 227 Hz. Ou seja, as três frequências de passagem da ferramenta de corte estão abaixo de 1/5 da frequência natural do dinamômetro.

Esses valores calculados também foram úteis para selecionar a frequência de aquisição (ou de amostragem) de sinais do sistema de medição. Partindo do Teorema de Nyquist (a Amostragem de Nyquist), em que a frequência de amostragem (f_s) durante uma aquisição de dados deve ser pelo menos duas vezes mais alta que a frequência contida no sinal monitorado (LÉVESQUE, 2014), optou-se por utilizar um fator multiplicador próximo a 5, resultando em frequências de amostragem iguais a 728 Hz, 909 Hz e 1137 Hz, respectivamente. A partir desses três valores, e considerando o maior, optou-se por utilizar uma taxa de aquisição de sinais constante de 1200 Hz. Baseado nos níveis do f , da v_c e do valor constante do l_m , o tempo de corte (t_c) por furo usinado foi compreendido entre 0,007 minutos e 0,017 minutos (ou 0,4 segundos e 1 segundo). Para esse intervalo, os sinais de F_f e de M_t foram amostrados aproximadamente a cada 1 milissegundo em todos os ensaios, resultando na aquisição de aproximadamente 473 a 1155 dados armazenados ao longo do tempo de corte.

Durante a usinagem de cada furo, em um mesmo corpo de prova, F_f e M_t foram representados por um valor médio aritmético resultante de uma amostragem de 300 valores obtidos durante o “regime estacionário” dos sinais, ou seja, durante a ação de corte da ferramenta (Figura 30). Para facilitar a observação dessas amostragens, optou-se em desenvolver a programação de usinagem de forma que houvesse intervalos temporais (t_d na Figura 30) entre 5 e 10 segundos, antecedendo cada ação de corte da ferramenta.

Figura 30 Ilustração esquemática da sequência de aquisição de sinais de F_f e M_t durante a usinagem de um corpo de prova



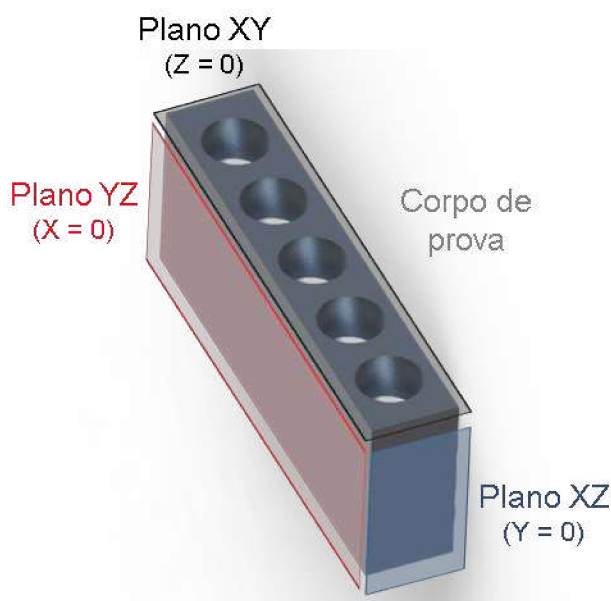
3.5.4. Desvios de forma e de dimensão

Desvios de cilindricidade e de diâmetro foram mensurados em todos os furos. O procedimento de medição foi executado em ambiente climatizado (temperatura de 20 ± 1 °C e umidade relativa de ≈ 50 %), no laboratório de Metrologia da Universidade Federal de Uberlândia. Utilizou-se o equipamento Mitutoyo Crysta-Plus BR-M443, uma máquina de medição em três coordenadas, com apalpador esférico (4 mm) de rubi, $0,5 \mu\text{m}$ de resolução e $\pm 3,5 \mu\text{m}$ de exatidão (em medição de comprimento). Para obter maior confiabilidade dos resultados de medição, considerou-se um desvio máximo de calibração igual a $0,001 \text{ mm}$ (DOS REIS, 2014), a qual foi realizada com uma esfera-padrão de cerâmica. Os desvios de forma e de dimensão foram adquiridos por meio do *software* MCOSMOS, parte integrante da tecnologia MiCAT do equipamento.

Para estabelecer o sistema de coordenadas de medição, primeiramente foi selecionada uma região sobre a mesa na qual o corpo de prova seria constantemente fixado. Em seguida, criaram-se os planos de referência XY, XZ e YZ, a partir das faces do corpo de prova (Figura 31). Em cada furo, os desvios foram obtidos a partir de três ciclos de medição compostos por 11 pontos de contato distribuídos aleatoriamente em cada furo. No caso do desvio de cilindricidade, esses pontos de medição foram distribuídos em dois planos imaginários ao longo do comprimento útil do furo a partir do plano XY. Para cada corpo de prova, foi considerado um valor médio aritmético resultante de todos os valores unitários obtidos em cada furo.

Pensando nessas variáveis de resposta e, considerando a reposição de ferramentas de corte para cada ensaio unitário durante a execução do plano experimental, o batimento foi mensurado no início de cada etapa do plano. Utilizando um relógio apalpador com resolução de 0,01 mm, os valores mensurados variaram de 0,00 mm a 0,01 mm.

Figura 31 Ilustração dos planos de referência estabelecidos nas faces do corpo de prova para medição dos desvios de forma e dimensional



3.5.5. Textura superficial

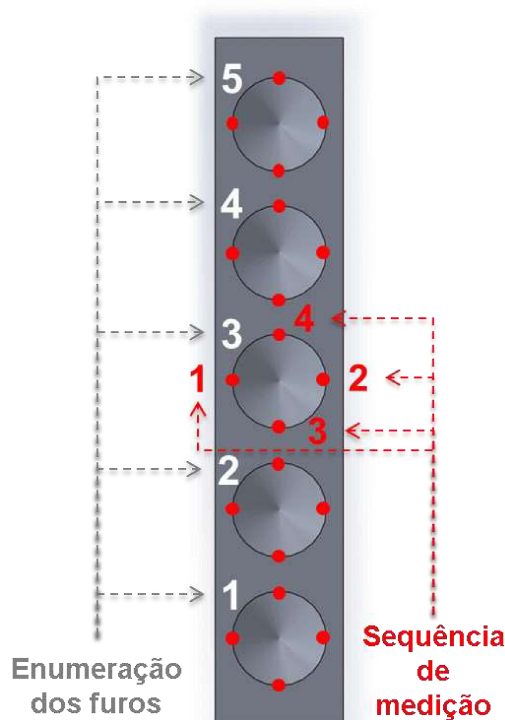
A textura superficial dos furos usinados foi quantificada pelos seguintes parâmetros: média aritmética (R_a), amplitude máxima do perfil (R_z), assimetria (R_{sk}) e curtose (R_{ku}). A medição foi realizada pelo método de contato, com o rugosímetro portátil

Taylor Hobson SURTRONIC 3+, equipado com ponta de prova fabricada em diamante (raio de ponta de $5\ \mu\text{m}$) e acoplado ao software *MountainsMap*.

O rugosímetro foi configurado para dividir o comprimento de avaliação igualmente em cinco amostras (*cut-off*) de 0,8 mm. Dessa forma, o deslocamento total da ponta de prova, ao longo da superfície do furo, foi de 7,2 mm. Para separar as frequências de sinais de ondulações (banda baixa) dos sinais de asperezas (banda alta), optou-se por utilizar o filtro gaussiano (GAUSS), pois de acordo com o estudo de Oliveira (2004), esse filtro proporciona: menor incerteza de medição, salvo alguns casos de parâmetros associados a vales (1); parâmetros relacionados aos vales são mais enfatizados com o filtro gaussiano (2); e as características dos vales são melhor representadas com o filtro gaussiano (3), enquanto os picos são mais identificados com o filtro ISO 2CR.

O procedimento de medição foi padronizado de acordo com dois critérios estabelecidos para facilitar a organização dos dados (Figura 32): a enumeração dos furos (1) e a sequência de medição em cada furo (2) (BA et al., 2024).

Figura 32 Ilustração do corpo de prova usinado, com enumeração (em branco) dos furos e as indicações dos pontos (em vermelho) a serem mensurados



Fonte: adaptada de Ba et al. (2024).

Conforme ilustrado na Figura 32, quatro medições defasadas em 90° (pontos em cor vermelho) foram realizadas na superfície (ou parede) do furo (YILDIZ e SUR, 2021; AL-TAMEEMI et al., 2021; AAMIR et al., 2021). Dessa forma, um corpo de prova e, portanto, um tratamento do plano experimental, foi representado por valores médios aritméticos (AAMIR et al., 2021) dos parâmetros de rugosidade. Esses foram calculados a partir das vinte medições realizadas ao todo (4 medições x 5 furos).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Caracterização dos materiais utilizados no estudo

4.1.1. Liga Al-Mg-Si 6351 T6

4.1.1.1. Composição química representativa

A composição química representativa da liga Al-Mg-Si 6351 T6, mensurada por espectrometria de emissão óptica, é apresentada na Tabela 5. Além do alumínio, foram identificados silício, ferro, cobre, manganês, magnésio e zinco. Elementos residuais identificados na análise foram agrupados em “Outros”. De modo geral, a composição química do material foi similar à apresentada por Ba (2022), o qual comparou os seus resultados com cinco outros resultados encontrados no estado da arte.

Tabela 5 Resultado representativo da composição química da liga Al-Mg-Si 6351 T6

Elemento	Concentração (%)	Desvio padrão (%)
Alumínio (Al)	97,573	0,021
Silício (Si)	1,067	0,005
Ferro (Fe)	0,106	0,003
Cobre (Cu)	0,012	0,001
Magnésio (Mg)	0,671	0,003
Manganês (Mn)	0,512	0,002
Cromo (Cr)	0,002	0,001
Zinco (Zn)	0,007	0,001
Titânio (Ti)	0,017	0,001
Outros	0,014	0,002
Total	99,991	0,011

Verifica-se na Tabela 5 quatro principais elementos constituintes do material (liga quaternária). São eles: alumínio ($97,573 \pm 0,021$ %), silício ($1,067 \pm 0,005$ %), magnésio ($0,671 \pm 0,003$ %) e manganês ($0,512 \pm 0,002$ %). Esses resultados são condizentes com as especificações presentes na norma ABNT NBR ISO 209:2010, possibilitando afirmar que o material analisado realmente se trata da liga Al-Mg-Si 6351 T6 (BA, 2022). Os limites máximos especificados na norma também foram atendidos para os seguintes elementos apresentados na Tabela 5: ferro ($0,106 \pm 0,003$ %), cromo ($0,002 \pm 0,001$ %), zinco ($0,007 \pm 0,001$ %), titânio ($0,017 \pm 0,001$ %), cobre ($0,012 \pm 0,001$ %) e outros

($0,014 \pm 0,002$ %). A presença desses elementos pode estar relacionada à possíveis processos de reciclagem das ligas de alumínio (ZHANG, X. et al., 2021).

A presença do silício, especificamente em concentração próxima a 1 % (ZUPANIČ et al., 2021), e do magnésio são fundamentais para a precipitação do siliceto de magnésio (Mg_2Si) durante a etapa de envelhecimento artificial da liga (OLIVEIRA e ROCHA, 2014; CHEN e DONG, 2018). Essa fase intermetálica e secundária possui baixa massa específica ($1,99 \times 10^3 \text{ kg.m}^{-3}$) e coeficiente de expansão térmica ($7,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$), elevada dureza (4,5 GPa) e ponto de fusão (1085 °C), e um considerável módulo de elasticidade (120 GPa) (KHORSHIDI et al., 2017; YU et al., 2015; WANG et al., 2017). Quando bem dispersa na matriz de alumínio, o Mg_2Si promove o endurecimento da liga devido à maior restrição imposta ao movimento de discordâncias (SEGUNDO et al., 2015) a altas temperaturas de trabalho (GHANDVAR et al., 2021).

De acordo com Ghandvar et al. (2021), o manganês atua no controle (restrição) de coalescimento dos cristais de Mg_2Si . Ghorbani et al. (2012) também observaram que o manganês altera a morfologia desse precipitado, promovendo um decréscimo das áreas de concentração de tensão e dos locais de nucleação de trincas. Além disso, pode inibir a recristalização da liga de alumínio, o que melhora a sua resposta ao tratamento térmico (WANG, Y.; DENG, Y. et al., 2021).

O ferro pode ser considerado como a principal impureza presente nas ligas Al-Mg-Si. Em combinação com outros elementos, pode formar fases que inibem a função do magnésio e fragilizam a microestrutura do material (OLIVEIRA e ROCHA, 2014). Durante a flexão do material, por exemplo, partículas intermetálicas ricas em ferro podem ser quebradas quando interceptadas por bandas de cisalhamento (LI, Z. et al., 2021). A formação da fase lamelar $\beta\text{-Al}_5\text{FeSi}$ pode reduzir de forma significativa o alongamento e a resistência à fadiga (WANG, Y.; DENG, Y. et al., 2021). Com a adição do manganês na composição química, a fase $\beta\text{-AlFeSi}$ é modificada para $\alpha\text{-Al(FeMn)Si}$, amenizando consideravelmente os efeitos indesejáveis do ferro (WANG, Y.; DENG, Y. et al., 2021).

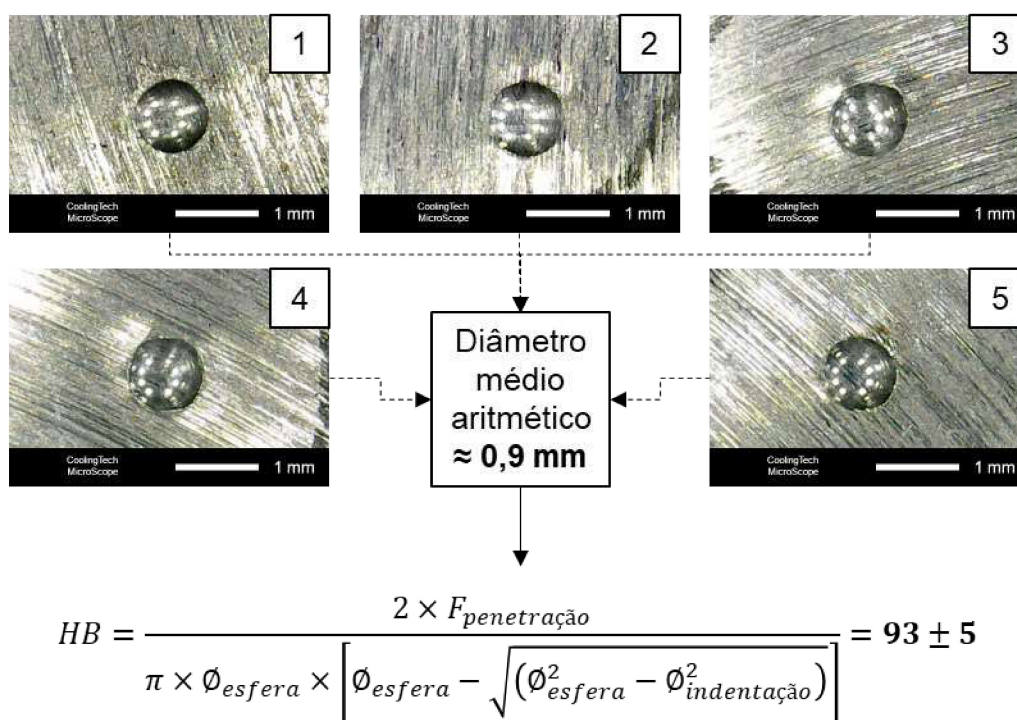
Pequenas quantidades de cobre podem ser adicionadas para melhorar a cinética de endurecimento por precipitação (ZHANG, X. et al. 2021) e aumentar a densidade de precipitados Mg_2Si refinados que possuem melhor estabilidade térmica (CABIBBO et al., 2018). Na liga Al-Mg-Si 6086, por exemplo, o enriquecimento da formação do Mg_2Si por ser obtida com adição de cobre em até 0,8 %. Acima desse valor, a liga de alumínio pode apresentar redução de resistência à corrosão intragranular (SUNDE et al. 2020;

ZUPANIĆ et al., 2021), principalmente se for submetida ao tratamento T6 (WANG et al., 2014). De acordo com Wang, Y.; Deng, Y. et al. (2021), a presença do zinco promove efeitos similares aos do cobre, chamando-se atenção também para a adição em pequenas proporções para não reduzir a resistência à corrosão e a soldabilidade da liga.

4.1.1.2. *Macro dureza Brinell representativa*

Na Figura 33 são apresentados os resultados de caracterização da dureza da liga Al-Mg-Si 6351 T6. Após realizar cinco indentações sobre a amostra do material, foi obtido um diâmetro médio aritmético de aproximadamente 0,9 mm. Seguindo as etapas de cálculos estabelecidas pela norma ABNT NBR ISO 6506-1:2019, a dureza da liga de alumínio foi igual a 93 ± 5 HB. Em estudo anterior (BA, 2022), esse valor apresentou uma diferença percentual de 3 % em comparação ao valor representativo (96 ± 2 HB) de uma base de dados composta por fornecedores, livros e artigos científicos. Diante disso, não se julgou necessário fazer um teste de hipótese estatístico para essa comparação. A proximidade dos valores foi suficiente para confirmar que a amostra analisada se trata da liga Al-Mg-Si 6351 T6.

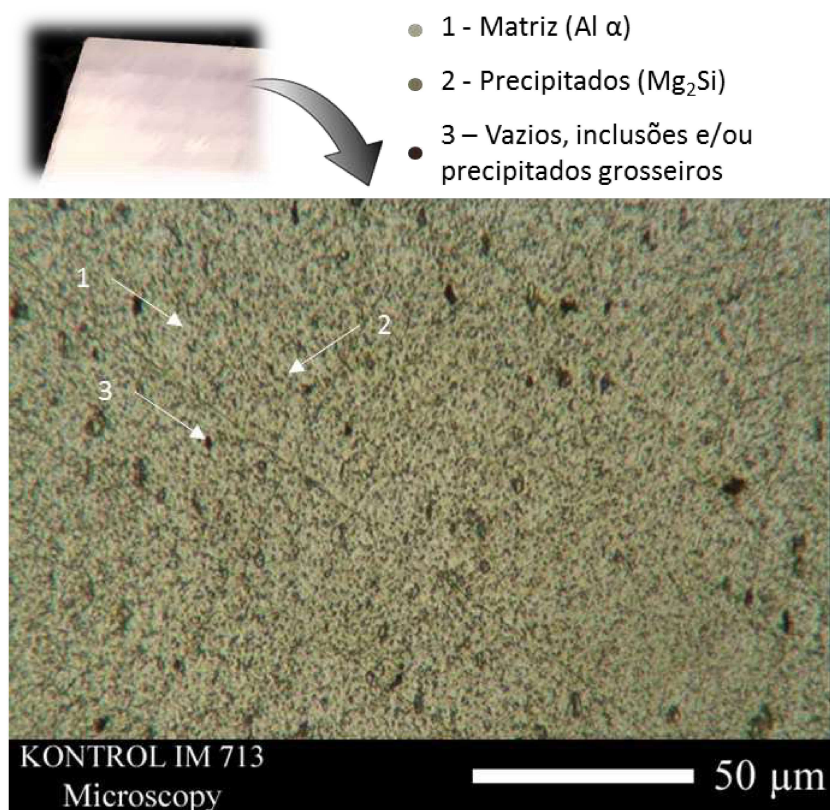
Figura 33 Ilustração das indentações realizadas sobre a amostra da liga Al-Mg-Si 6351 T6 para calcular a dureza Brinell



4.1.1.3. Registro e análise da microestrutura

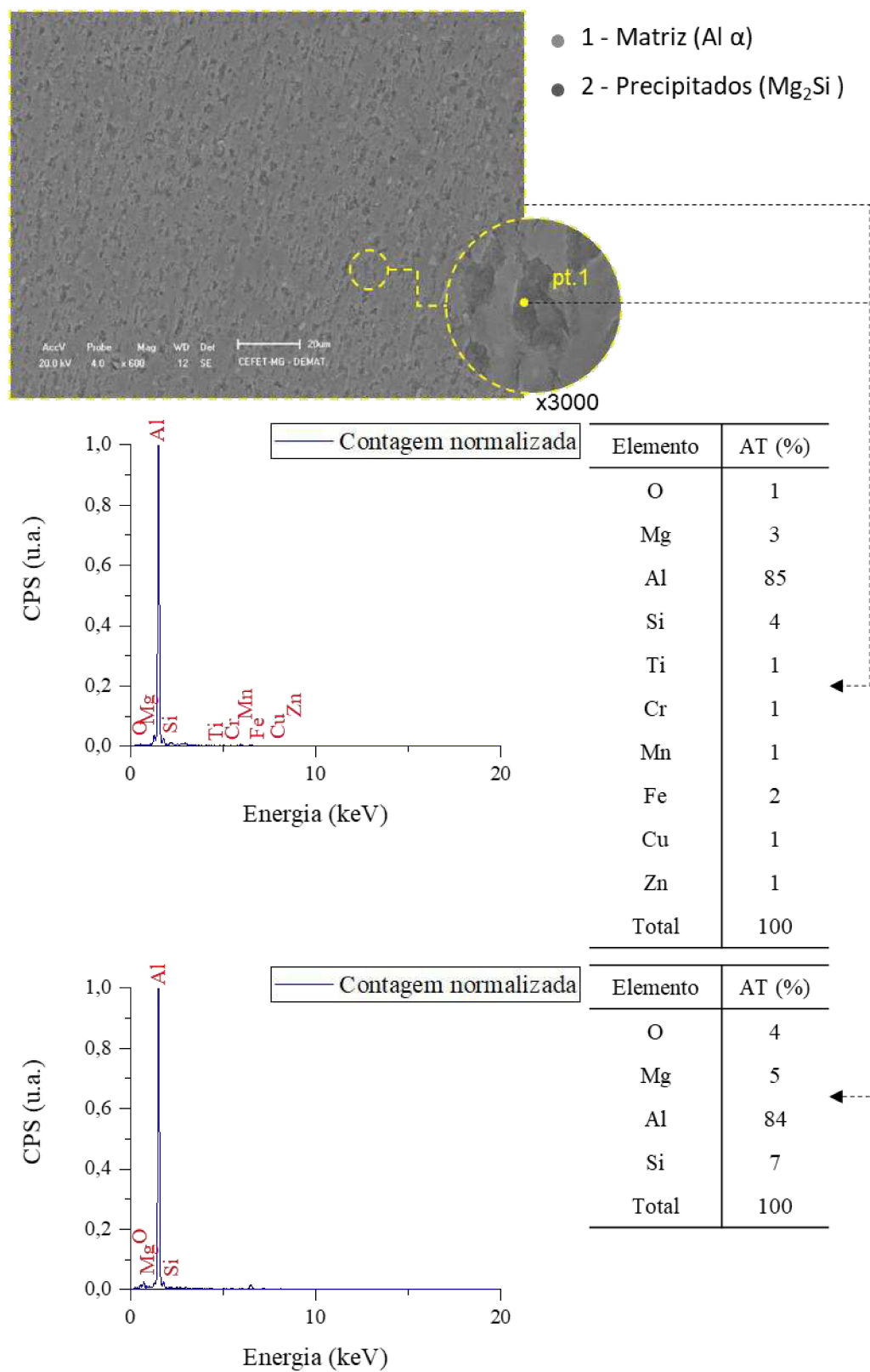
Na Figura 34 é apresentada a micrografia representativa da microestrutura da liga Al-Mg-Si 6351 T6, obtida na análise por microscopia óptica após realização das etapas de preparação metalográfica. Conforme identificado na legenda da figura, a microestrutura da liga Al-Mg-Si 6351 T6 possui primeiramente, em tonalidade mais clara, a predominância da matriz de alumínio. Em seguida, verifica-se a presença da fase responsável pela resistência mecânica do material: o siliceto de magnésio. Os precipitados encontram-se dispersos na matriz e são refinados, provavelmente com morfologia de agulhas ($\text{Mg}_2\text{Si } \beta''$) e/ou de bastonetes ($\text{Mg}_2\text{Si } \beta'$), que são coerentes e semicoerentes com a matriz, respectivamente (POGATSCHER et al., 2013; WANG et al., 2014; CABIBBO et al., 2018). Além da própria precipitação de fase secundária, Sunde et al. (2020) explicaram que o ganho de resistência mecânica das ligas 6XXX está relacionado com a restrição ao movimento de discordâncias na microestrutura. Essa restrição ocorre tanto pela morfologia dos precipitados quanto pela tensão interfacial existente entre os precipitados e a matriz.

Figura 34 Ilustração da micrografia representativa da liga Al-Mg-Si 6351 T6 registrada por meio de microscopia óptica



Após a microscopia óptica, a microestrutura da liga Al-Mg-Si 6351 T6 foi analisada qualitativamente na EDS para verificar os sinais de elementos químicos presentes nas fases anteriormente citadas (conforme Figura 34). A nova micrografia registrada em MEV é apresentada na Figura 35. A microestrutura revelada aparenta ser composta apenas pela matriz e pelo Mg_2Si . Apesar de estarem dispersos na matriz de forma homogênea, a granulometria dos precipitados aparenta ser maior quando comparado à Figura 34. Ao analisar a área total da micrografia, foram detectados os sinais de magnésio (AT = 3 %), alumínio (AT = 85 %), silício (AT = 4 %), titânio (AT = 1 %), cromo (AT = 1 %), manganês (AT = 1 %), ferro (AT = 2 %), cobre (AT = 1 %) e zinco (AT = 1 %), elementos estes que são condizentes com os resultados da composição química do material apresentada na Tabela 5. Quanto ao oxigênio (AT = 1 %), a sua presença pode estar relacionada à formação de algum filme óxido. Em seguida, a presença do siliceto de magnésio pôde ser melhor identificada por meio da análise pontual localizada no ponto “pt.1”, em que foram detectados os sinais de magnésio (AT = 5 %) e de silício (AT = 7 %).

Figura 35 Ilustração da micrografia representativa da liga Al-Mg-Si 6351 T6 registrada e analisada por meio de MEV e de EDS



4.1.2. Aço-rápido AISI M35

4.1.2.1. Composição química representativa

A composição química do aço-rápido AISI M35, obtida por espectrometria de emissão óptica, é apresentada na Tabela 6. Os principais elementos identificados foram: carbono, silício, manganês, fósforo, enxofre, cromo, molibdênio, níquel, cobalto, cobre, vanádio, tungstênio e o ferro. Elementos residuais identificados durante a análise foram considerados como “Outros”. Os resultados apresentados são considerados como válidos para afirmar que o material analisado se trata do AISI M35 (BA et al., 2022).

Tabela 6 Resultado representativo da composição química do aço-rápido AISI M35

Elemento	Concentração (%)	Incerteza de medição (%)
Carbono (C)	0,875	0,034
Silício (Si)	0,494	0,012
Manganês (Mn)	0,288	0,004
Fósforo (P)	0,029	0,002
Enxofre (S)	0,007	0,001
Cromo (Cr)	3,749	0,044
Molibdênio (Mo)	4,396	-
Níquel (Ni)	0,384	0,005
Cobalto (Co)	4,116	0,239
Cobre (Cu)	0,142	0,004
Vanádio (V)	1,715	0,101
Tungstênio (W)	5,891	0,171
Outros	0,180	-
Ferro (Fe) Balanço	77,259	-

Representando 77,259 % da composição química (Tabela 6), o ferro demonstra ser o elemento fundamental do material analisado, o que é característico da composição dos aços em geral. O teor de carbono ($0,875 \pm 0,034$ %) indica que o material pode pertencer à classe dos aços hipereutetóides ($\% C > 0,8$) de alto carbono (KADHIM, 2016), além de estar compreendido na faixa estabelecida pela norma ABNT NBR 116-1:2005 (entre 0,80% a 0,92%). O carbono é o elemento de liga fundamental dos aços-rápidos, pois é responsável pela formação da martensita (endurecimento primário) e, depois, pela formação de carbonetos (endurecimento secundário) (EGELS et al., 2020).

Em acordo com a norma ABNT NBR 116-1:2005, também estão as concentrações dos seguintes elementos: silício ($0,494 \pm 0,012$ %), manganês ($0,288 \pm 0,004$ %), fósforo

($0,029 \pm 0,002$ %), enxofre ($0,007 \pm 0,001$ %), cromo ($3,749 \pm 0,044$ %), vanádio ($1,715 \pm 0,101$ %) e tungstênio ($5,891 \pm 0,171$ %). Os teores de cobalto ($4,116 \pm 0,239$ %) e de molibdênio (4,396 %) mensurados situaram-se aproximadamente 0,2 % abaixo dos valores mínimos especificados pela norma. Mas no caso do molibdênio, o valor apresentado na Tabela 6 se refere ao máximo mensurado pelo equipamento de medição.

Além do carbono, foram identificados outros principais elementos de liga na composição química do aço-rápido AISI M35: cromo, molibdênio, cobalto, vanádio e tungstênio (MARTINS, 2016; DI SCHINO e CORRADI, 2018; AJAMI et al., 2020).

De acordo com Lee et al. (2001), em teores abaixo de 9% o cromo não constitui a composição química de carbonetos e, nesse caso, permanece dissolvido na matriz. Esse elemento retarda a transformação da austenita em perlita e, automaticamente, aumenta a temperabilidade do material (PANT et al., 2020). Além disso, contribui para o aumento da nucleação de carbonetos ricos em molibdênio e controla o coalescimento desses e de outros carbonetos presentes na microestrutura (AJAMI et al., 2020).

Segundo Mohrbacher (2018), a presença do molibdênio é importante para o aumento da temperabilidade, pois reduz a difusividade do carbono na austenita e, consequentemente, retarda as transformações perlítica e ferrítica. Esse elemento também reduz o coalescimento dos grãos austeníticos. Como o tamanho dos pacotes de plaquetas martensíticas é dependente do tamanho de grão da austenita, o refinamento da microestrutura final pode ser melhorado com a adição do molibdênio (URANGA et al., 2020). Além disso, adicionando-se o tungstênio na composição química, há formação de carbonetos do tipo M_2C (LEE et al., 2001).

O cobalto permanece em solução sólida na matriz, promovendo o aumento da temperatura do limite da fase sólida (linha *solidus*), o que permite maiores temperaturas para o endurecimento secundário (solução de carbonetos) e proporciona maior concentração de austenita retida após a têmpera (PELLIZZARI, 2008). Esse elemento também retarda o mecanismo de poligonização das discordâncias durante o tratamento térmico. Esse estado energético favorece a nucleação dos carbonetos M_2C (LEE et al., 2001). Átomos de cobalto também ocupam vacâncias da rede cristalográfica que não podem ser ocupadas por outros elementos de liga. E esse arranjo é benéfico para o material, pois os carbonetos tornam-se mais estáveis sobre condições intensas de cargas térmicas (KŘÍŽ e VOJTĚCH, 2019).

O vanádio aumenta a resistência mecânica do material por meio da formação de precipitados finos (carbonetos de vanádio, tipo MC) que nucleiam nos contornos de grãos austeníticos (MASOUMI et al., 2019). Durante a etapa de encharque do material, no tratamento térmico, esses precipitados automaticamente restringem a difusão atômica da austenita, resultando na limitação do coalescimento dos grãos (ADRIAN, 1999; FANG et al., 2020; PANT et al., 2020).

O tungstênio pode ser considerado como um elemento de liga primário, fundamental para a formação do carboneto tipo M_6C (KŘÍŽ e PRŮCHA, 2019). No estudo realizado por Egels et al. (2020), verificou-se, por meio de MEV, que a microestrutura do aço-rápido AISI M35 é composta majoritariamente por carbonetos M_6C .

A presença do silício é importante para aumentar a temperabilidade do aço (BHARGAVA e BANERJEE, 2017) em compensação ao elevado teor de carbono que tende a abaixar a temperatura M_{final} de formação martensítica (Figura 10) e favorecer a formação do constituinte perlítico (deslocamento à esquerda do cotovelo da curva de transformação no diagrama TTT). Nesse caso, aços que são submetidos à têmpera e revenido possuem silício para impedir a precipitação da cementita (Fe_3C) e assim manter a fase austenítica rica em carbono (ZHENG et al., 2019).

De acordo com Bhargava e Banerjee (2017), o manganês tem importante contribuição para a temperabilidade dos aços. Mahlami e Pan (2014) e Lee e Han (2015) explicaram que o volume de austenita retida estável à temperatura ambiente é proporcional à concentração de manganês na composição química do aço. No entanto, esse elemento deve ser adicionado moderadamente, principalmente em aços temperados, para não intensificar a sensibilidade de fragilização por hidrogênio.

O fósforo é considerado um elemento residual, sendo especificados valores máximos próximos a 0,045 % na composição química de diferentes classes de aços (XUE et al., 2021). Esse elemento tende a segregar nos contornos de grão, causando instabilidade de coesão interfacial (WANG, J. et al., 2021). Portanto, causa a fragilidade intergranular dos aços quando submetidos a trabalhos a frio e efeitos negativos sobre a soldabilidade (WANG, Z. et al., 2021; JIANG et al., 2021). Mas esse efeito pode ser reduzido significativamente pela presença de carbonetos do tipo M_2C e M_6C , por exemplo (WANG, J. et al., 2021).

O enxofre é outro elemento residual, indesejável na composição química do aço, afetando negativamente a dispersão microestrutural por meio de inclusões não metálicas de diferentes morfologias (POLISHKO, 2021). Por esse motivo, assim como o fósforo, o seu teor é controlado: conforme a norma ABNT NBR 116-1:2005, 0,06% a 0,15% para materiais produzidos em aciaria convencional ou de no máximo 0,30% para aqueles produzidos pelo processo de metalurgia do pó.

O níquel também foi identificado na análise química do aço AISI M35 apresentada no estudo de Martins (2016). Baseado em outros estudos (De MOOR et al., 2011; BHARGAVA e BANERJEE, 2017; DI SCHINO e CORRADI, 2018; ZHENG et al., 2019), a sua presença pode ser benéfica para promover a estabilização e o controle de coalescimento da fase austenítica, melhorando, por consequência, a temperabilidade do aço.

De acordo com Mohrbacher (2018), o cobre é também responsável pelo aumento da temperabilidade do aço. Além disso, similar ao cromo, esse elemento pode contribuir na inibição (formação de um filme óxido passivo) de reações anódicas e catódicas de corrosão (WANG, Y. et al., 2021; ZHANG, X. et al., 2021). Em se tratando de usinagem mecânica convencional, a proteção contra o mecanismo de desgaste por corrosão (MACHADO et al., 2011) é importante, uma vez que as ferramentas de corte são geralmente utilizadas com a aplicação de fluidos de corte que contém água, permanecem em contato com o ar ambiente e são submetidas à gradientes de temperatura inerentes à formação do cavaco.

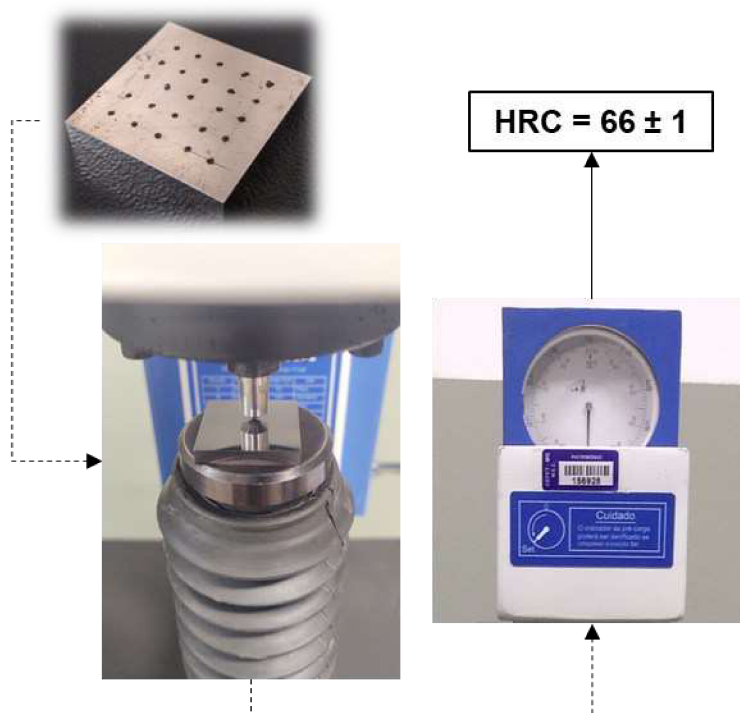
4.1.2.2. Macrodureza Rockwell C representativa

O resultado de caracterização da dureza do aço-rápido AISI M35 é apresentado na Figura 36. Após realizar vinte e cinco indentações sobre a amostra do material, foi obtido um valor médio aritmético igual a 66 ± 1 HRC. Esse resultado foi similar ao observado por Soffritti et al. (2020), Gsellmann et al. (2020) e Ba et al. (2022).

O ensaio de dureza também foi realizado sobre as duas amostras revestidas com DLC, porém com um objetivo de analisar a qualidade de adesão sobre o substrato. Nesse ensaio, estabelecido pela norma VDI 3198 (1992), os parâmetros do equipamento são os mesmos apresentados na Tabela 3 em escala Rockwell C (LENZ et al., 2020). A dureza média aritmética das amostras foi igual a 65 ± 1 HRC. Esse resultado não indicou uma

diferença significativa da dureza quando comparado ao resultado apresentado na Figura 36.

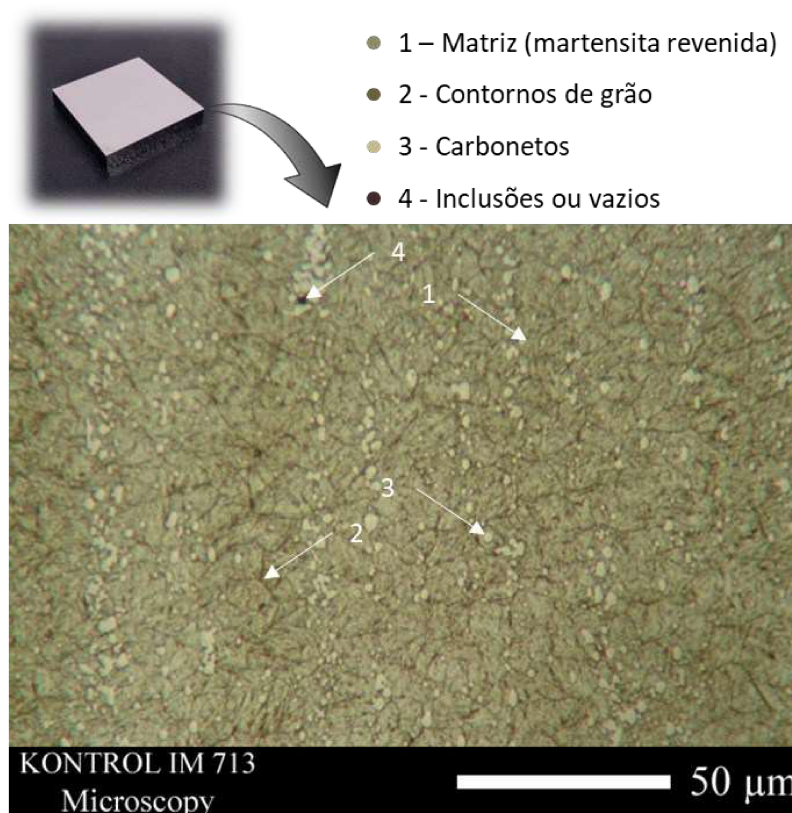
Figura 36 Ilustração do procedimento utilizado para mensurar a dureza do aço-rápido AISI M35



4.1.2.3. Registro e análise da microestrutura

Após realização das etapas metalográficas da amostra de caracterização, a microestrutura do aço-rápido AISI M35 foi revelada, conforme apresentado na Figura 37. A legenda identifica quatro tonalidades distintas, nas quais se identificam as características da microestrutura: a matriz de martensita revenida (1) contendo alguns contornos de grãos referentes à fase antecessora (austenita) (2), a dispersão de carbonetos refinados com diferentes tamanhos e morfologia predominantemente próxima à esferoidal (3) e a presença de alguns vazios ou inclusões (4). Análises semelhantes foram expostas por Gobbi et al. (2018), Maizza et al. (2020) e Soffritti et al. (2020). Em relação aos contornos de grão, pode-se supor que a microestrutura do aço-rápido possui austenita retida estável devido à migração (redução) de átomos de carbono da fase martensítica para a precipitação dos carbonetos (SILVA et al., 2014).

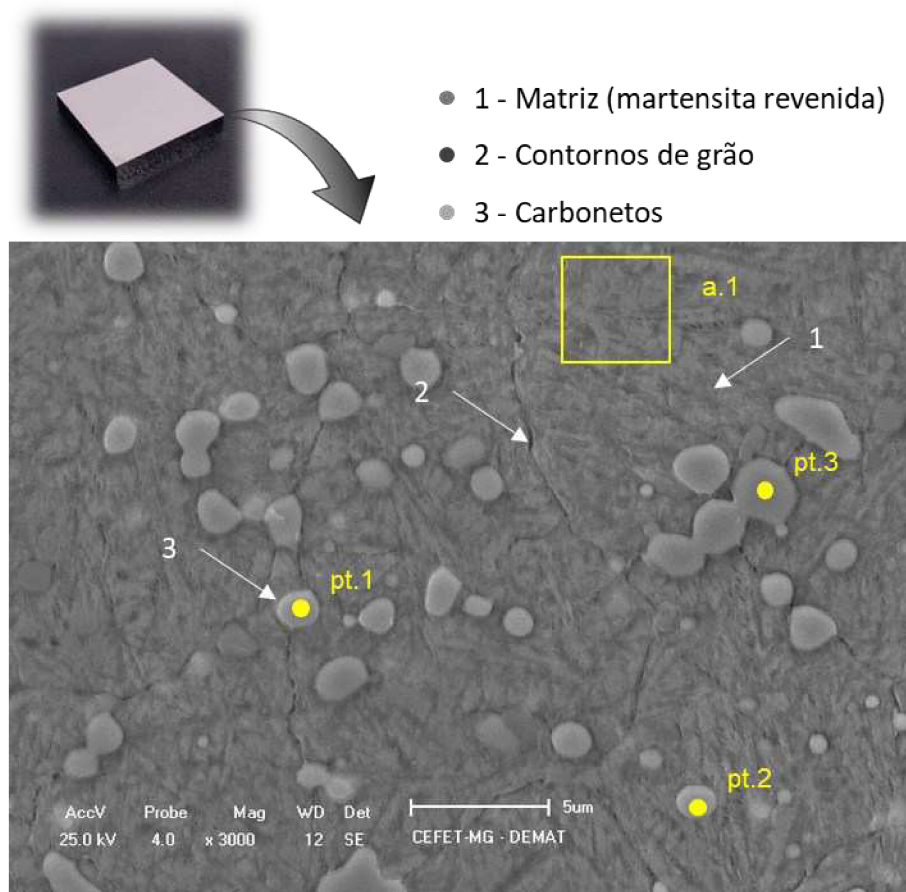
Figura 37 Ilustração da micrografia representativa do aço-rápido AISI M35 registrada por meio de microscopia óptica



Em se tratando de martensita, a morfologia é bem conhecida: plaquetas ou ripas primárias e secundárias (XU et al., 2022). No entanto, essa característica não foi verificada na micrografia da Figura 37, possivelmente devido à limitação do equipamento. Imagens foram obtidas com maiores ampliações, porém, a qualidade de foco foi reduzida drasticamente, impossibilitando a visualização da microestrutura (BA, 2022). Para aprofundar a análise, a amostra foi inserida no microscópio eletrônico de varredura, proporcionando o registro da micrografia apresentada na Figura 38.

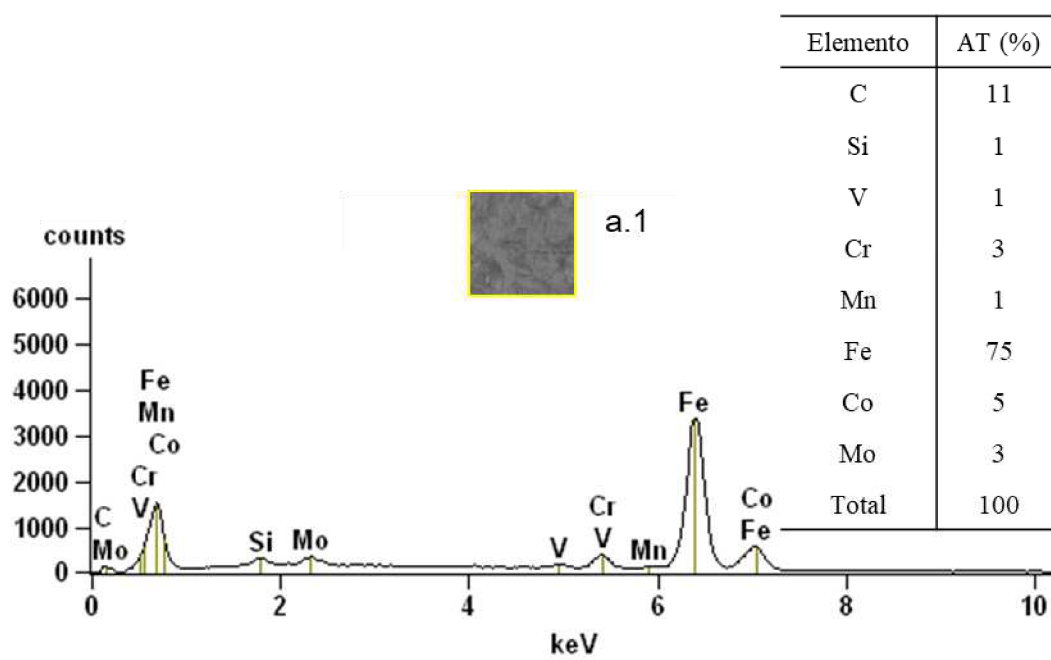
Oferecendo maior resolução e ampliação, a MEV confirma a existência de contornos de grãos, carbonetos com morfologia muito próximas à esferoidal (COLPAERT e DA COSTA, 2008) e, por último, evidencia a predominância de uma “textura”, em forma de linhas, em toda a matriz (ver Figura 38). Esse aspecto visual remete à real morfologia dessa fase/constituente, ou seja, a presença de ripas de ferrita supersaturadas em carbono. Complementando a análise, a EDS foi utilizada de forma qualitativa para detectar sinais de elementos químicos presentes na matriz (área “a.1”) (Figura 39) e nos carbonetos (pontos “pt.1”, “pt.2” e “pt.3”) (Figura 40).

Figura 38 Ilustração da micrografia representativa do aço-rápido AISI M35 registrada por meio de MEV, com a seleção de área e de pontos a serem analisados por meio de EDS



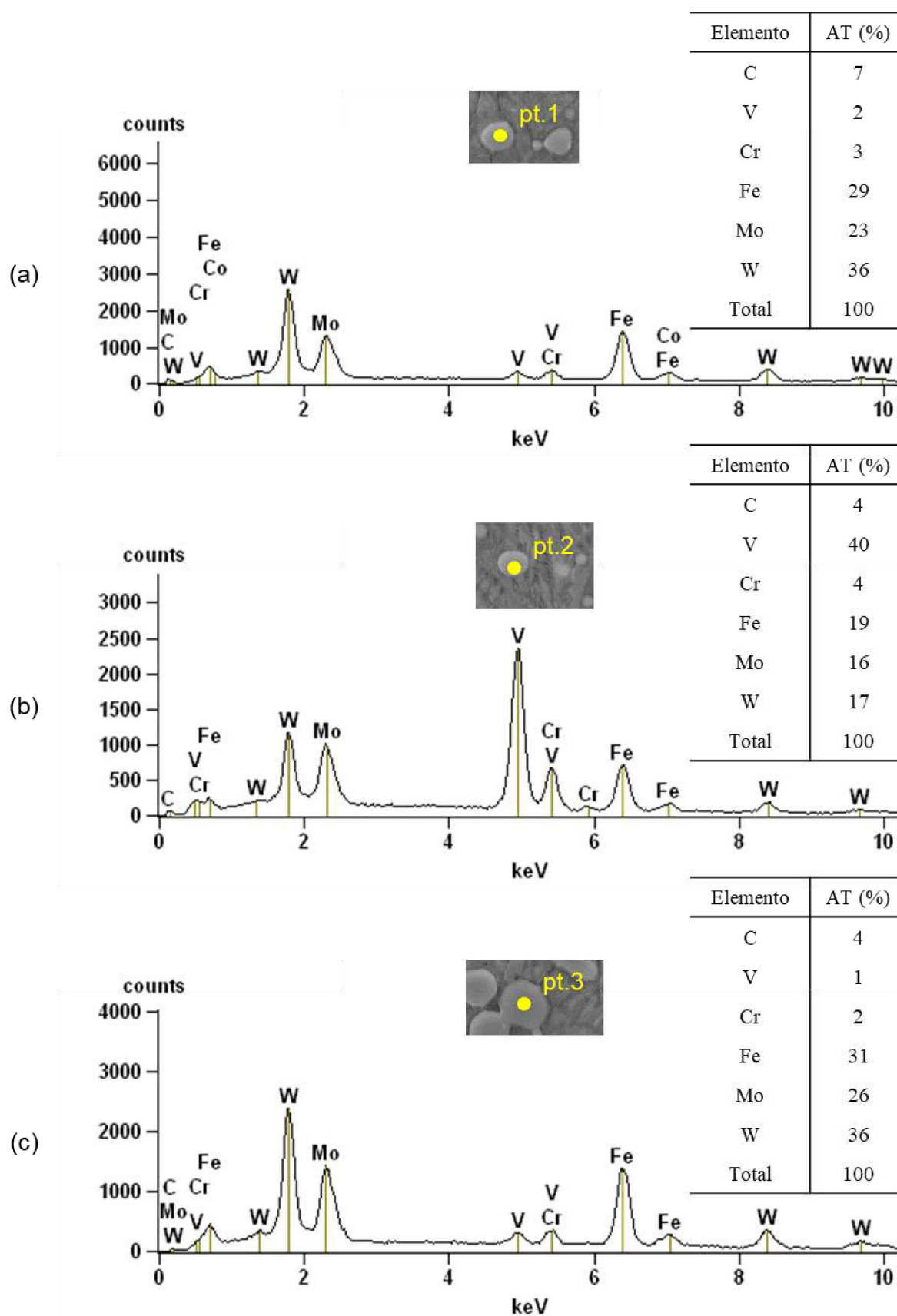
Na Figura 39, observa-se os sinais de elementos químicos detectados na matriz: carbono, silício, vanádio, cromo, manganês, ferro, cobalto e molibdênio. Desses, os maiores percentuais atômicos foram encontrados para o ferro (75 %) e para o carbono (11 %), elementos esses que, de fato, são básicos na constituição da martensita (MAIZZA et al., 2020). Além disso, os demais elementos encontrados condizem com os resultados da análise química do material (ver Tabela 6). Em geral, o ferro, o carbono, o vanádio e o molibdênio são formadores de carbonetos, enquanto o silício, o manganês, o cobalto e o cromo permanecem dissolvidos na matriz (HWANG et al., 1998; LEE et al., 2001; MAIZZA et al., 2020; PANT et al., 2020).

Figura 39 Ilustração do espectro de EDS referente à área “a.1” da micrografia do aço-rápido AISI M35 (Figura 38)



Na Figura 40 são apresentados os espectros de intensidade de elementos químicos observados, pontualmente, nos carbonetos presentes na microestrutura do aço AISI M35 (Figura 38). Nos espectros (a) e (c), referentes às análises de EDS pontuais “pt. 1” e “pt.3”, respectivamente, verificam-se sinais de carbono (AT = 7 % e 4 %), vanádio (AT = 2 % e 1 %), cromo (AT = 3 % e 2 %), ferro (AT = 29 % e 31 %), molibdênio (AT = 23 % e 26 %) e tungstênio (AT = 36 %). Esses resultados podem indicar que o carboneto analisado se trata de um M_6C ou M_2C , ambos comumente encontrados na microestrutura de aços-rápido (MAIZZA et al., 2020; SOFFRITTI et al., 2020; SIVAPRAHASAM et al., 2019; GSELLMANN et al., 2022). O primeiro tipo, de acordo com Kříž e Vojtěch (2019) e Yuan et al. (2024), geralmente apresenta configurações químicas do tipo A_4B_2C ou A_3B_3C , em que as letras A, B e C são, respectivamente, tungstênio, molibdênio e carbono. O segundo tipo, de acordo com Abdukahhorov (2024), a letra M (o elemento metálico) pode ser molibdênio (Mo_2C) ou tungstênio (W_2C).

Figura 40 Ilustração do espectro de EDS referente aos pontos “pt.1”, “pt.2” e “pt.3” da micrografia do aço-rápido AISI M35 (Figura 38)



No espectro seguinte (Figura 40b), correspondente ao ponto “pt.2” da Figura 38, foram identificados carbono, vanádio, cromo, ferro, molibdênio e tungstênio. Os percentuais atômicos desses elementos químicos foram iguais a 4 %, 40 %, 4 %, 19 %, 16 % e 17 %. Considerando o vanádio como o elemento-destaque desses resultados, pode-se supor que há presença de carbonetos de vanádio na microestrutura (GSELLMANN et al., 2020; MAIZZA et al., 2020; SOFFRITTI et al., (2020). Conhecido como carboneto tipo MC (MASOUMI et al., 2019), o vanádio, representado pela letra M, é ligado quimicamente com o carbono (letra C) na configuração V_4C_3 (KŘÍŽ e VOJTĚCH, 2019) ou V_8C_7 (HERRANZ et al., 2013). Os carbonetos de vanádio são os principais responsáveis pela resistência ao amolecimento do aço-rápido durante o revenimento, pois apresentam uma considerável estabilidade térmica: até aproximadamente 1260 °C, ou seja, próximo do limite da fase sólida (linha *solidus* de transformação) (KŘÍŽ e VOJTĚCH, 2019).

Em todos os espectros apresentados na Figura 40, foram detectados alguns elementos que, a princípio, não fazem parte da constituição teórica dos carbonetos. Por exemplo, o cromo esteve presente nos três espectros e o molibdênio e o tungstênio estiveram presentes no espectro (b). Para essas situações, a hipótese sugerida é que haja interferência de sinais de elementos químicos presentes ao redor dos pontos analisados, podendo ser referente à matriz e/ou de outro carboneto vizinho (BA et al., 2022).

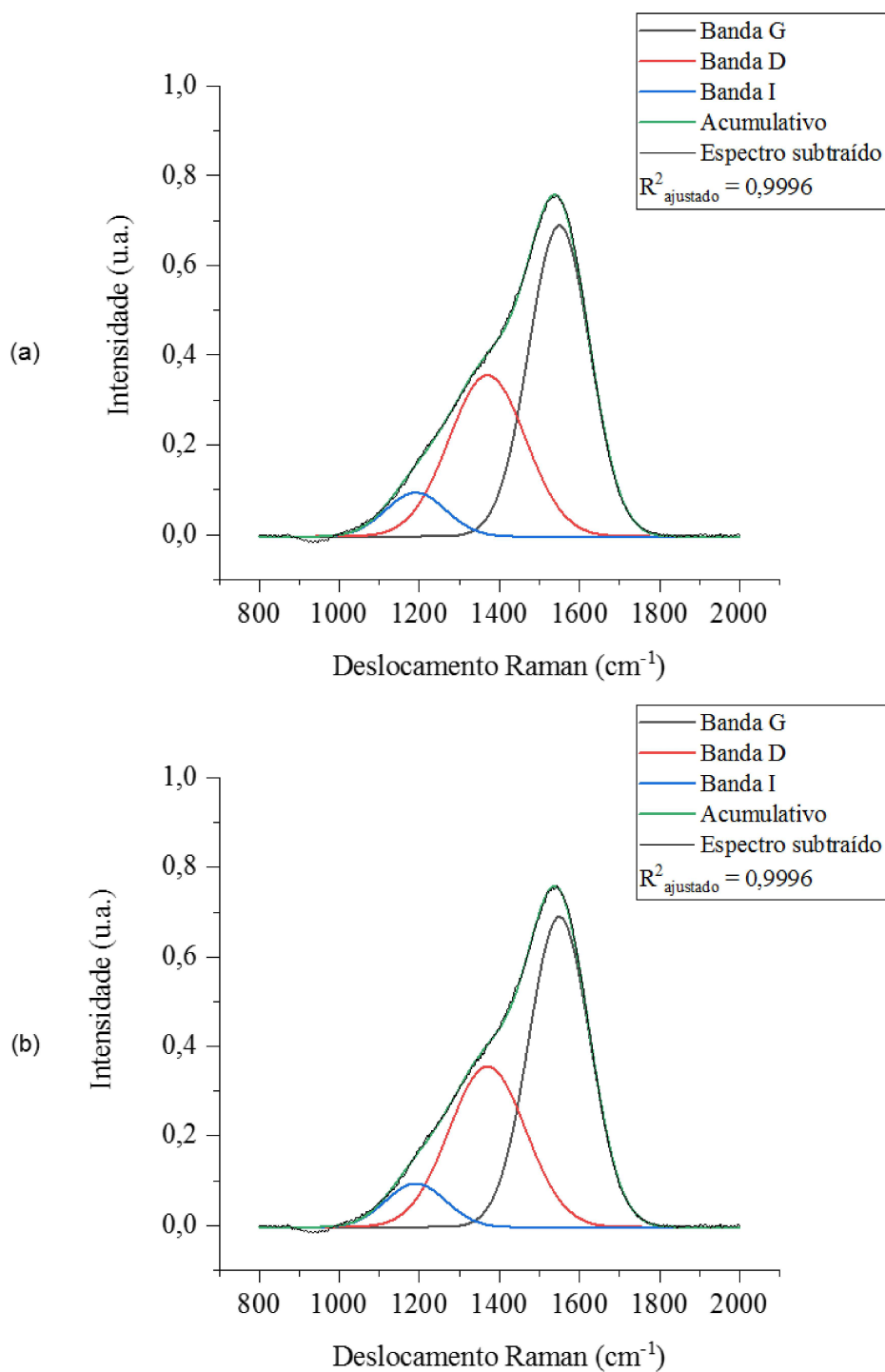
4.1.3. Caracterização dos filmes finos BALINIT® DLC e BALINIT® DLC STAR

4.1.3.1. Análise estrutural por espectroscopia Raman

Na Figura 41 são apresentados os espectros Raman dos filmes BALINIT® DLC (a) e BALINIT® DLC STAR (b), em que foram identificadas as sobreposições das bandas G, D e I. A banda G representa o modo vibracional “E2g” das hibridizações sp^2 , caracterizado pelo estiramento simétrico dos anéis (*rings*) hexagonais e das cadeias (*chains*) atômicas de carbono presentes na estrutura cristalina do grafite (REN et al., 2024; ZHANG et al., 2024). A banda D representa o modo de vibração “A1g” também pertencente às hibridizações sp^2 , no entanto, ocorre quando há alguma desordem estrutural na rede cristalina do grafite, em que os anéis hexagonais se alongam, similar aos movimentos de inspiração e expiração. E essa desordem estrutural é atribuída à presença das hibridizações sp^3 (COSTA e SILVA et al., 2018; DAI et al., 2023). A última

banda identificada foi nomeada como “Banda I” que pode indicar a presença da estrutura do diamante (POPESCU et al., 2017), ou indicar um modo adicional do estiramento das cadeias atômicas do grafite (PADMANABAN et al., 2021).

Figura 41 Ilustração dos espectros Raman dos filmes finos BALINIT® DLC (a) e BALINIT® DLC STAR (b), identificando a sobreposição das bandas G, D e I no intervalo de 800 cm^{-1} a 2000 cm^{-1}



Na Tabela 7 são apresentados alguns parâmetros referentes aos espectros da Figura 41, que foram obtidos no processo de deconvolução e na aplicação da Equação (5), Equação (6), Equação (7) e da Equação (8). As bandas G, D e I estão posicionadas próximo a 1550 cm^{-1} (BARBA et al., 2024), 1360 cm^{-1} (PADMANABAN et al., 2021) e 1200 cm^{-1} (POPESCU et al., 2017). As intensidades, em termos de altura, também são similares e, com isso, resultaram em razões I_D/I_G similares: $0,518 \pm 0,007$. Seguindo a metodologia utilizada anteriormente (BA et al., 2022), o conteúdo de sp^3 , ou seja, a fração de carbono na forma alotrópica do diamante, foi estimada em 35 %. Utilizando a intensidade da Banda G ($I(G)$) e a inclinação da linha de base do espectro (m), constatou-se que ambos os filmes apresentaram uma estimativa de 13 % de hidrogênio. Com os valores da razão I_D/I_G e da posição da banda D, verificou-se que os resultados também foram similares para o tamanho dos agrupamentos atômicos do grafite ($clusters\ sp^2 = 10\text{ nm}$) e para a tensão residual (-17 MPa).

Conforme observado na Figura 41 e na Tabela 7, é interessante notar que os resultados foram similares entre os dois filmes analisados. Isso pode estar relacionado com o fato de que ambas as camadas de DLC são produzidas pelo mesmo processo (CVD). Além disso, pode indicar que o processo de fabricação desses filmes apresenta um padrão de qualidade controlado. Nesse caso, é possível afirmar que a diferença significativa entre os filmes está relacionada à presença da camada de CrN que não foi detectada na análise por espectroscopia Raman. Quanto à estimativa do conteúdo de hibridizações sp^3 , considera-se que os resultados obtidos (35 % de sp^3) com a Equação (5) são válidos para caracterizar os filmes, uma vez que Danelon et al. (2023), Samiee et al. (2024) e Soares et al. (2024) obtiveram resultados similares. Sendo assim, é possível afirmar que os filmes finos BALINIT® DLC e BALINIT® DLC STAR pertencem à classe a-C:H. De acordo com Samiee et al. (2024), o tamanho dos *clusters* de sp^2 pode ser considerado como “pequeno”. Quanto à tensão residual, pode-se supor que os filmes se encontram em estado compressivo (valor negativo), assim como observado por Plichta et al. (2023). De acordo com Kolawole et al. (2023), o valor obtido não se enquadra na faixa de alta tensão residual (1 GPa a 10 GPa), o que pode indicar, ao menos, uma qualidade satisfatória de adesão. Plichta et al. (2023), por exemplo, encontraram valores relativamente baixos de tensão compressiva, entre -0,04 GPa a -0,5 GPa. No decorrer do estudo, os autores não observaram deslocamento significativo dos filmes.

Tabela 7 Resultados de parâmetros geométricos das bandas sobrepostas nos espectros Raman e das estimativas dos conteúdos percentuais de sp^3 e de hidrogênio

Filme	Inclinação da linha de base	Banda	Posição da banda (cm^{-1})	Intensidade da banda (u.a.)	Razão de intensidade I_D/I_G	Conteúdo de sp^3 (%)	Conteúdo de H (%)	Tamanho dos <i>clusters</i> de sp^2 (nm)	Tensão residual (MPa)
BALINIT® DLC	0,00002	G	1549,608	0,693	0,518 $\pm$ 0,007	35	13	10	-17
			$\pm$	$\pm$					
			0,606	0,007					
		D	1370,000	0,359					
			$\pm$	$\pm$					
			0,000	0,003					
BALINIT® DLC STAR	0,00002	I	1190,979	0,098	0,518 $\pm$ 0,007	35	13	10	-17
			$\pm$	$\pm$					
			4,192	0,007					
		G	1549,615	0,693					
			$\pm$	$\pm$					
			0,605	0,007					
BALINIT® DLC STAR	0,00002	D	1370,000	0,359	0,518 $\pm$ 0,007	35	13	10	-17
			$\pm$	$\pm$					
			0,000	0,003					
		I	1190,929	0,098					
			$\pm$	$\pm$					
			4,191	0,007					

4.1.3.2. *Análise das alterações da textura superficial nas amostras de caracterização*

A superfície do filme BALINIT® DLC foi analisada em MEV, conforme apresentado na Figura 42. O aspecto visual remete a uma superfície aparentemente “lisa” (PADMANABAN et al., 2021), isenta de defeitos e que pode servir como constatação para um processo de deposição de qualidade. Para reforçar a hipótese/comprovação de existência do filme na superfície analisada, a EDS foi utilizada qualitativamente para identificar sinais de elementos químicos. Nessa análise foram encontrados carbono, cromo e ferro, respectivamente com percentuais atômicos iguais a 91 %, 8 % e 1 %. A predominância do carbono pode ser um bom indicativo da presença do DLC na superfície da amostra. Os demais elementos podem ser resultantes da capacidade de penetração dos elétrons durante a análise, que superam a espessura do filme e acabam atingindo o substrato (BA et al., 2024).

Observando a Figura 43, nota-se um aspecto visual que difere da Figura 42: a superfície do BALINIT® DLC STAR aparenta ser formada por agrupamentos atômicos em formato aproximadamente esférico. Essa morfologia pode ser um reflexo da própria formação (nucleação e coalescimento) do filme. No estudo realizado por Samiee et al. (2024), filmes finos de DLC foram produzidos pelo processo de deposição química assistido por plasma e, durante as análises em MEV, os autores mencionaram que essa morfologia é comum dos filmes finos de carbono amorfo: partículas similares a esferas com diferentes granulometrias. Outra hipótese seria que esse formato esférico, na verdade, seja um reflexo do crescimento colunar do filme de DLC. Essas colunas, nesse caso, possuem seção transversal similar à circular. Dessa forma, o que se observa em vista superior pode ser, de fato, o diâmetro dessas colunas.

Durante o estudo da rugosidade do filme em função da sua espessura, Salvadori et al. (2006) explicaram que a formação dos filmes finos de DLC se dá por sucessivas sobreposições de camadas, obedecendo ao denominado Modelo Balístico (*BD – Ballistic model*). De acordo com esse modelo (Figura 44), o crescimento do filme é mais rápido na sobreposição dos picos do que no preenchimento dos vales. Nesse estágio inicial, o modelo prevê que a rugosidade da superfície revestida tende a ser maior do que a rugosidade do substrato, devido ao crescimento médio dos picos. É interessante notar que, nessa análise, a rugosidade é avaliada principalmente pela altura dos picos. Conforme o decorrer do processo de deposição, novas camadas adjacentes se formam e a espessura do filme aumenta. No entanto, o crescimento no sentido vertical (da espessura) tende a reduzir às custas do crescimento no sentido horizontal (perpendicular à espessura). Nesse momento, há uma preferência pelo preenchimento dos vales e, a partir daí a

rugosidade do estágio final do filme pode ser menor do que aquela observada no estágio inicial. Ainda de acordo com Salvadori et al. (2006), no caso de substratos com “baixa rugosidade” e/ou a deposição de filmes espessos, a rugosidade após o processo de deposição pode não ter qualquer característica da rugosidade da superfície inicial (do substrato).

Figura 42 Ilustração da superfície da amostra de caracterização revestida com o BALINIT® DLC, observada e analisada em MEV e EDS

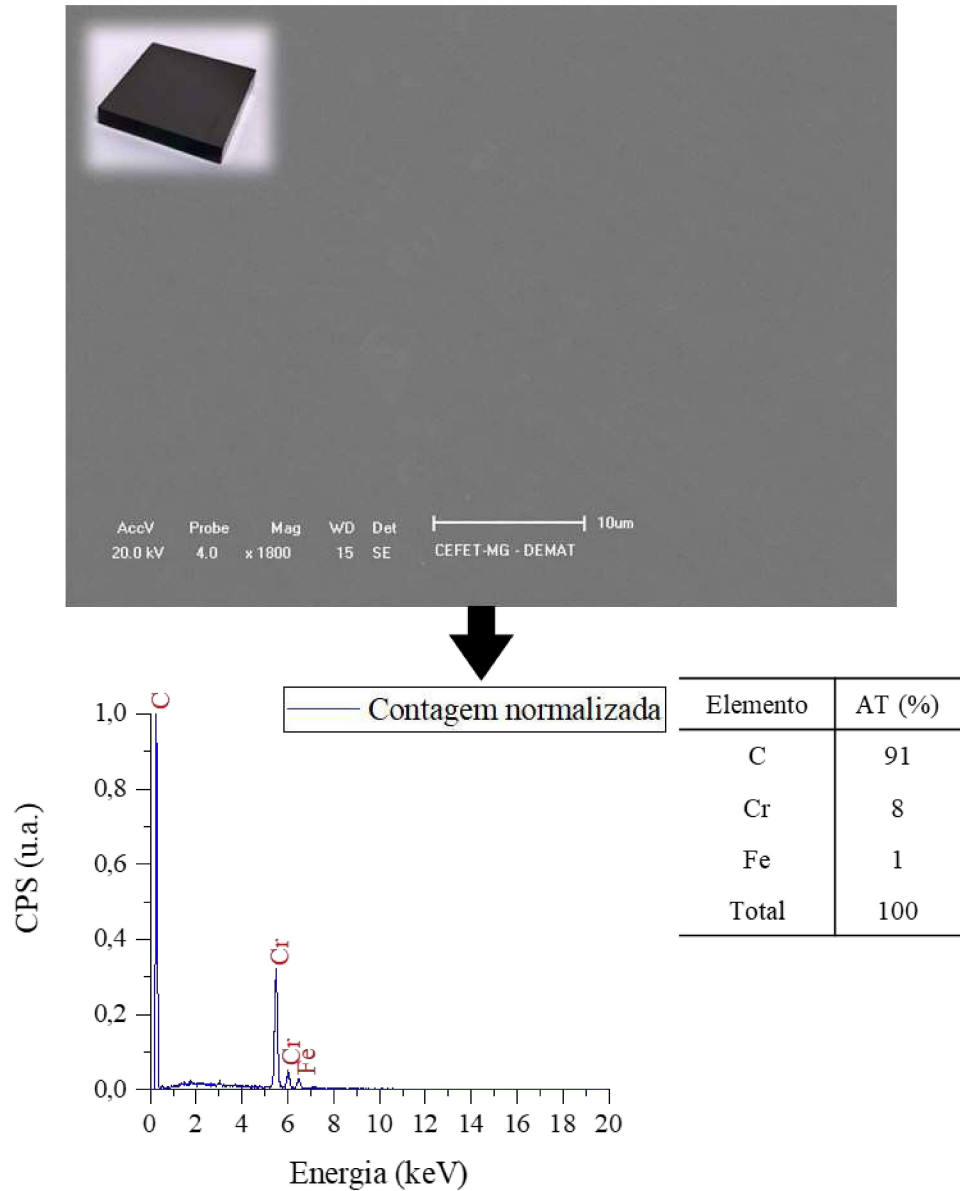


Figura 43 Ilustração da superfície da amostra de caracterização revestida com o BALINIT® DLC STAR, observada e analisada em MEV e EDS

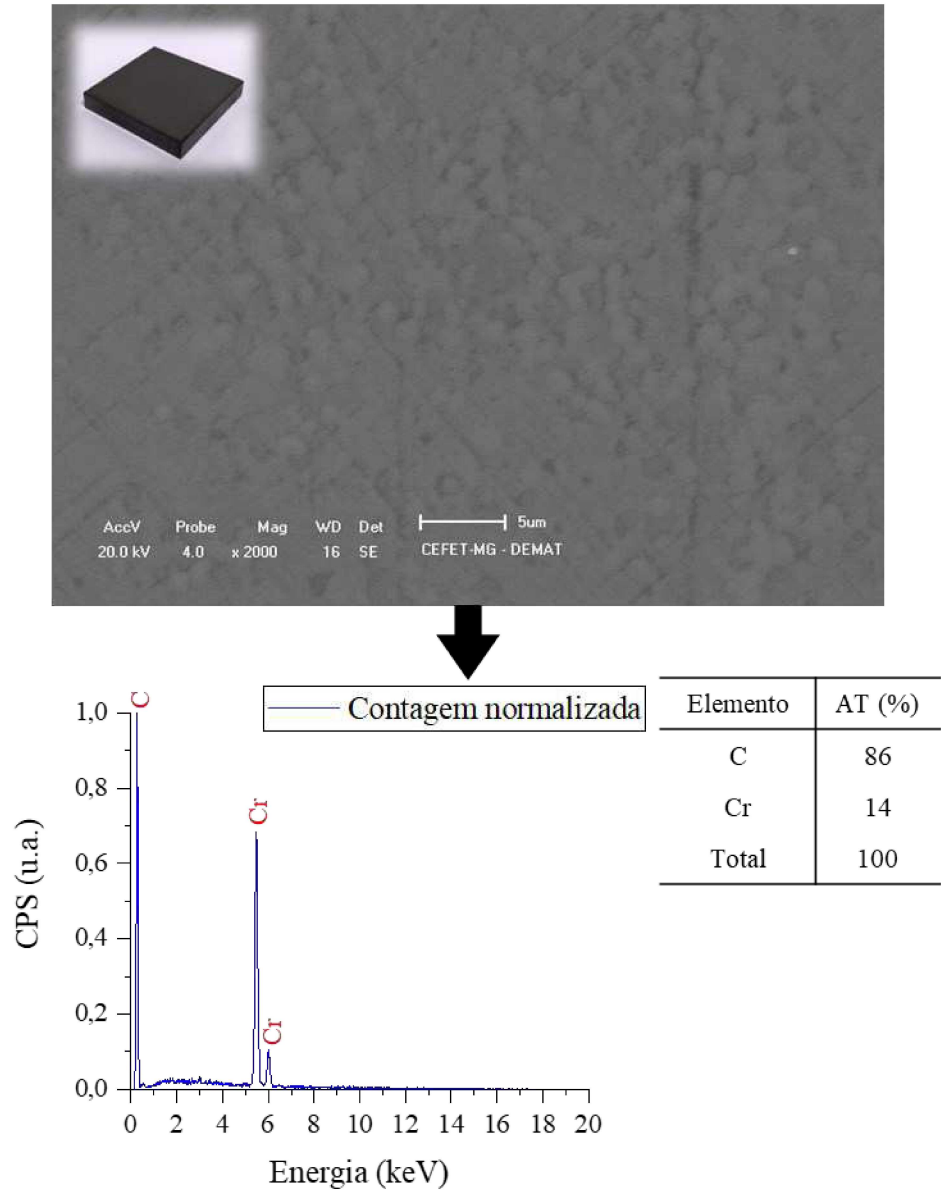
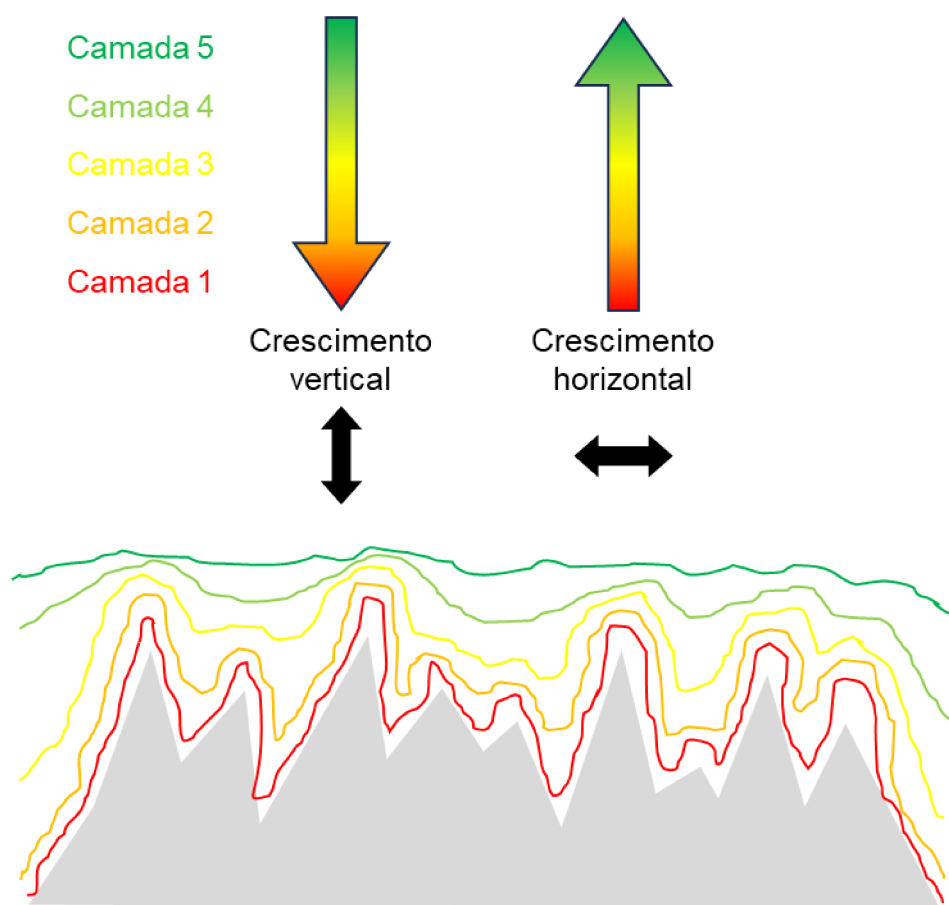


Figura 44 Esquema ilustrativo da formação de filmes finos de DLC segundo o Modelo Balístico (*BD – Ballistic model*)



Fonte: inspirada em Salvadori et al. (2006).

Para complementar esta discussão, se fez necessário mensurar a rugosidade das amostras de caracterização pelo método de contato, após serem analisadas na MEV (conforme Figura 42 e Figura 43). Os resultados das medições foram apresentados por meio dos parâmetros representativos (média aritmética, desvio padrão, mínimo, máximo, e CV) da estatística descritiva (JIMÉNEZ et al., 2021) presentes na Tabela 8.

Pelo valor representativo de R_q (Tabela 8), verifica-se uma proximidade entre as amostras AISI M35 + BALINIT® DLC ($0,08 \pm 0,02 \mu\text{m}$) e AISI M35 + BALINIT® DLC STAR ($0,09 \pm 0,03 \mu\text{m}$), enquanto a amostra AISI M35 apresenta o menor valor ($0,05 \pm 0,01 \mu\text{m}$). Os valores mínimos e máximos podem indicar que o possível aumento significativo da rugosidade, em comparação à amostra sem filme, pode estar relacionado com a maior dispersão das medições unitárias ao redor do valor médio aritmético. Isso pode ser observado nos valores do CV: 28 %, 31 % e 13 %, respectivamente para o BALINIT® DLC, o BALINIT® DLC

STAR e o aço AISI M35. De acordo com Talibouya Ba et al. (2022), esses coeficientes são considerados como alto (entre 20 % e 30 %), muito alto (acima de 30 %) e moderado (entre 10 % e 20 %), respectivamente. Análise similar pode ser considerada para o parâmetro R_z , chamando atenção para os valores mínimos, máximos e do CV. Ao contrário do que foi observado por Madej (2014), ao estudar o efeito da camada intermediária de CrN no filme fino de DLC hidrogenado, esses resultados deixam mais claro de que a deposição dos filmes produz uma superfície que se difere à do substrato, possivelmente caracterizada por um perfil de rugosidade mais heterogêneo (em termos de altura) e com maior distância vertical média entre picos e vales.

Tabela 8 Resultados da estatística descritiva dos parâmetros R_q , R_z , R_{sk} e R_{ku} mensurados nas superfícies das amostras de caracterização (AISI M35, ASI M35 + BALINIT® DLC e ASI M35 + BALINIT® DLC STAR)

Amostra	Parâmetro de rugosidade	Média aritmética	Desvio padrão	Mínimo	Máximo	CV (%)
AISI M35	R_q (μm)	0,05	0,01	0,04	0,07	13
ASI M35 + BALINIT® DLC		0,08	0,02	0,05	0,11	28
AISI M35 + BALINIT® DLC STAR		0,09	0,03	0,06	0,18	31
AISI M35	R_z (μm)	0,27	0,03	0,23	0,33	10
ASI M35 + BALINIT® DLC		0,67	0,28	0,40	1,31	42
AISI M35 + BALINIT® DLC STAR		0,77	0,32	0,35	1,48	42
AISI M35	R_{sk}	0,08	0,17	-0,31	0,34	223
ASI M35 + BALINIT® DLC		0,35	0,92	-2,22	2,51	264
AISI M35 + BALINIT® DLC STAR		0,80	0,98	-0,64	3,18	122
AISI M35	R_{ku}	2,70	0,30	2,33	3,29	11
ASI M35 + BALINIT® DLC		11,21	5,98	3,17	29,07	53
AISI M35 + BALINIT® DLC STAR		11,82	9,31	3,01	31,63	79

O termo “heterogêneo” mencionado anteriormente foi utilizado para caracterizar a altura e a profundidade de picos e vales do perfil de rugosidade. Mas o termo também pode ser utilizado para a discussão dos resultados do parâmetro R_{sk} , o qual descreve a probabilidade de distribuição do perfil de rugosidade ser predominante em picos ($R_{sk} > 0$), em vales ($R_{sk} < 0$) ou

distribuído igualmente entre picos e vales ($R_{sk} = 0$) (TALIBOUYA BA et al., 2022). Na Tabela 8, verifica-se uma diferença aparentemente significativa apenas em relação à superfície do aço-rápido AISI M35 ($0,08 \pm 0,17$) comparada aos dois filmes. Estando mais próximo ao valor de R_{sk} igual a zero, a amostra sem filme se aproxima de um perfil com distribuição mais homogênea entre picos e vales (distribuição Normal). Esse resultado pode estar relacionado com o nível de qualidade do processo de usinagem utilizado: a retificação (AWALE et al., 2021; GUPTA et al., 2021). É interessante também observar que o desvio padrão é maior do que o próprio valor médio aritmético. Em seguida, os valores mínimos e máximos mostram a dispersão da assimetria entre os domínios negativo e positivo, resultando em coeficientes de variação que ultrapassam o 100 % (muito alto). Resultados similares também foram observados por Ba et al. (2024). No estudo de Limandri et al. (2016), por exemplo, esses níveis de dispersão foram utilizados como justificativa para não se recomendar o uso desse parâmetro de rugosidade.

Os resultados do parâmetro R_{ku} apresentados na Tabela 8 também indicam maior uniformidade do perfil de rugosidade da superfície da amostra AISI M35. Por meio da média aritmética ($2,70 \pm 0,30$) e do CV (11 %), nota-se uma pequena tendência à predominância de picos e vales com extremidades achatadas (CAO et al., 2022). Por outro lado, com média aritmética próxima a 11, o perfil de rugosidade da superfície dos filmes tem maior predominância em asperezas com extremidades pontiagudas. Essa característica fica mais evidente quando se observa os valores mínimos e máximos, ambos acima do valor gaussiano ($R_{ku} = 3$) (TALIBOUYA BA et al., 2022). A superfície do BALINIT® DLC STAR apresentou o maior CV (79 %), caracterizando-se como o perfil mais dispersivo em torno do valor médio aritmético.

O teste de normalidade de Shapiro-Wilk foi aplicado nos conjuntos de dados (medições unitárias de rugosidade) de cada uma das amostras de caracterização apresentadas na Tabela 8 para avaliar se satisfazem uma condição básica exigida para a utilização do teste de hipótese paramétrico ou não-paramétrico: ao nível de 5 % de significância, é verificado se os dados de uma população seguem ou não uma distribuição Normal (TALIBOUYA BA et al., 2022; ARAVINDKUMAR et al., 2024). Os resultados dessa análise indicaram (ver Tabela B-1 no APÊNDICE B) que somente as amostras AISI M35, no parâmetro R_z , e as amostras AISI M35 e AISI M35 + BALINIT® DLC, no parâmetro R_{sk} , obtiveram distribuição de dados conforme uma distribuição Normal. Nesse caso, para comparar se os parâmetros de rugosidade são estatisticamente similares ou não entre as amostras, optou-se por utilizar o teste de hipótese de

natureza não-paramétrica: o Kruskal-Wallis ANOVA (FERNÁNDEZ-CANOSA et al., 2024; ARAVINDKUMAR et al., 2024).

O resultado do teste Kruskal-Wallis ANOVA é baseado no cálculo do índice estatístico H que reflete a variância nos *Ranks* entre os grupos (MCKIGHT e NAJAB, 2010). Resumidamente, é mensurado quão a “Média aritmética de *Rank*” se distancia do valor previsto ($(\text{Número total de dados} + 1)/2$): se o valor calculado ($H_{\text{calculado}}$) for maior que o valor previsto (H_{tabelado}), rejeita-se a hipótese nula H_0 (os grupos são estatisticamente iguais) e a hipótese alternativa H_1 (pelo menos um dos grupos é estatisticamente diferente) torna-se verdadeira (OSTERTAGOVA et al., 2014). Assim como nos demais testes da estatística inferencial, o índice H é correlacionado a um p-valor, tanto o calculado ($p\text{-valor}_{\text{calculado}}$) quanto o tabelado ($p\text{-valor}_{\text{referência}}$). Nos resultados (ver Tabela B-2 no APÊNDICE B) verificou-se que, para um nível de 5 % de significância ($p\text{-valor}_{\text{referência}} = 0,05$), ao menos um dos três grupos possui uma mediana diferente em todos os parâmetros de rugosidade, pois os resultados de $p\text{-valor}_{\text{calculado}}$ indicam a rejeição da hipótese nula H_0 (OSTERTAGOVA et al., 2014).

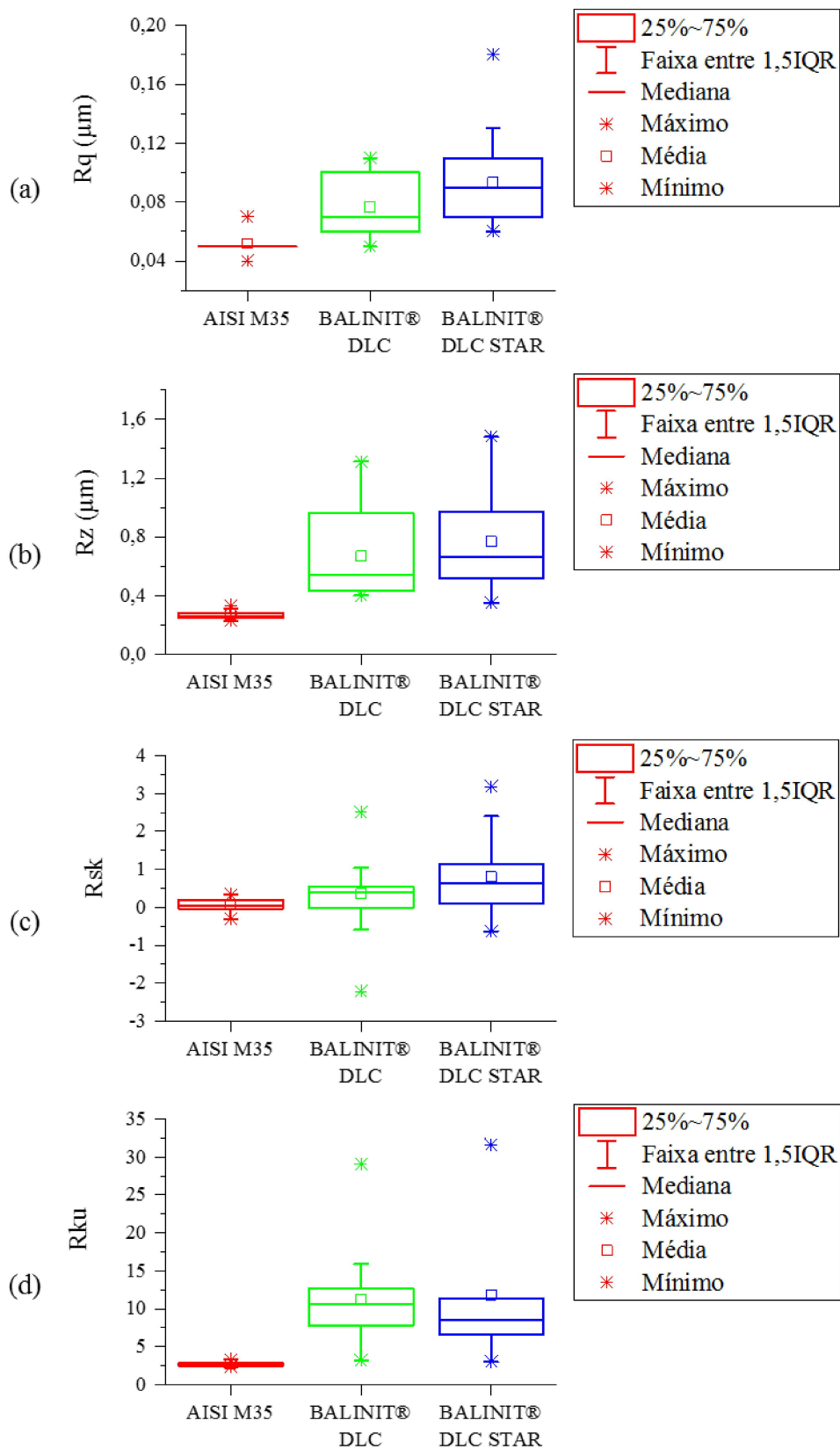
No entanto, esses resultados são insuficientes para finalizar a análise de rugosidade, pois ainda não se sabe qual grupo é responsável pela diferença estatística. Nesse caso, utiliza-se o teste *Conover-Inman Multi comparison 2-tailed Post-hoc* (OSTERTAGOVA et al., 2014). Dois grupos são considerados diferentes (hipótese alternativa H_1 aceita) quando o valor absoluto da diferença entre suas médias aritméticas de *Rank* for superior à um valor crítico. Os resultados também são associados ao $p\text{-valor}_{\text{calculado}}$ e ao $p\text{-valor}_{\text{referência}}$. Para o nível de 5 % de significância, verificou-se (ver Tabela B-3 no APÊNDICE B) que o principal grupo responsável pela diferença estatística é a amostra AISI M35 em comparação às demais amostras, nos parâmetros R_q , R_z e R_{ku} . No parâmetro R_{sk} , a superfície do filme BALINIT® DLC STAR foi a única diferente em comparação às demais superfícies. Esses resultados são condizentes com a discussão realizada na Tabela 8. Pode-se mencionar, baseado em resultados estatísticos, que a rugosidade dos filmes é diferente e aparenta não ter qualquer relação com a rugosidade da superfície do substrato, o que também foi mencionado no modelo apresentado por Salvadori et al. (2006) (Figura 44).

Uma vez que o teste Kruskal-Wallis ANOVA não considera a média aritmética dos grupos, a observação gráfica dos resultados apresentados na Tabela 8 pode ser melhor compreendida por meio do *box and whiskers plot*, que considera a mediana (*middle line*), os valores mínimo e máximo, a faixa (*box*) entre 25 % e 75 % dos dados (*Interquartile Range - IQR*) e a faixa (*whiskers*) de *outliers* ($1,5IQR$) (DAWSON, 2011; EDWARDS et al., 2017). Em ambos os gráficos da Figura 45 é possível verificar que a amostra AISI M35 possui uma

distribuição de dados menos dispersiva em comparação às amostras revestidas, a qual é condizente com a discussão realizada sobre os resultados apresentados na Tabela 8. Essa menor dispersão está relacionada com a altura do *box*, a proximidade dos *wiskers* acima e abaixo do *box*, assim como a proximidade dos valores máximos e mínimos. Por outro lado, nas amostras revestidas se observa maior altura do *box*, o que significa que entre 25 % e 75 % dos dados há maior dispersão dos parâmetros de rugosidade, além de que os valores extremos (máximo e mínimo) se encontram mais distantes da linha mediana.

Essa análise é também condizente com os resultados do teste de normalidade (Tabela B-1). Nos gráficos (b) e (c) da Figura 45, respectivos aos parâmetros R_z e R_{sk} , nota-se maior centralização entre a média aritmética, a mediana e o *box*. Isso significa uma maior probabilidade de a distribuição dos dados ser similar à uma distribuição Normal. Isso não foi observado, por exemplo, nas amostras revestidas em todos os parâmetros de rugosidade: nenhuma delas foi considerada como distribuição Normal (Tabela B-1).

Figura 45 Apresentação gráfica (*box and whiskers plot*) da comparação dos parâmetros R_q (a), R_z (b), R_{sk} (c) e R_{ku} (d) obtidos nas amostras de caracterização, baseado no teste Kruskal-Wallis ANOVA

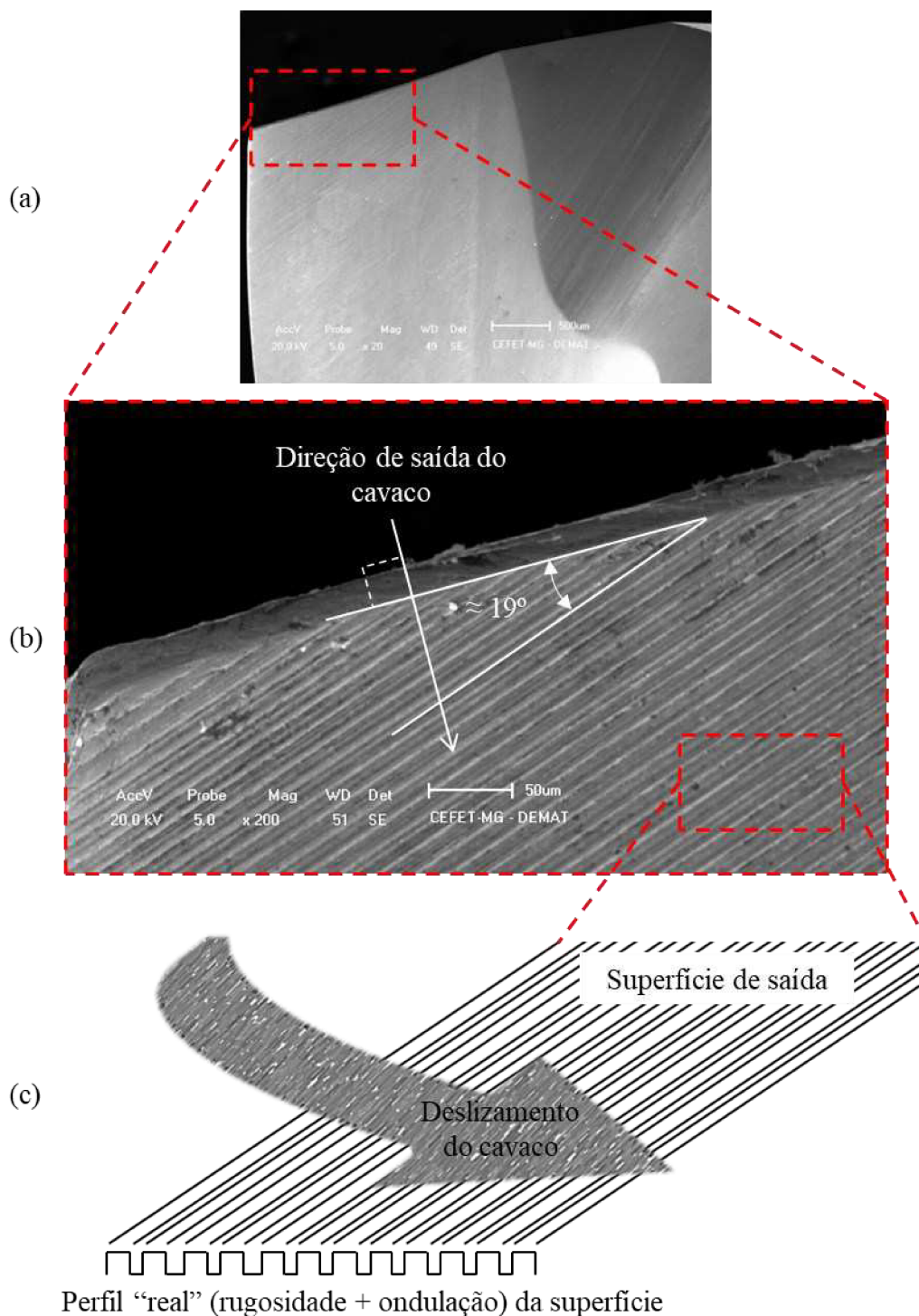


4.1.3.3. *Análise das alterações da textura superficial nas ferramentas de corte*

Na Figura 46 são apresentadas imagens da superfície de saída da ferramenta de corte sem filme. Na Figura 46a há uma visualização inicial da superfície, obtida com uma ampliação de 20X, em que se observa uma superfície aparentemente lisa. Mais próximo ao centro da broca, onde há uma mudança no ângulo da superfície de saída (alívio da aresta transversal), nota-se que a superfície, na verdade, possui marcas de avanço referentes ao processo de acabamento (retificação) (YUE et al., 2024). Isso fica mais evidente na ampliação realizada nas proximidades da aresta principal de corte, conforme apresentado na Figura 46b. As marcas de avanço se estendem de forma uniforme sobre a superfície de saída, na forma de *grooves* (XU et al., 2024), formando um ângulo próximo a 19° em relação à aresta principal de corte. Essa uniformidade pode ter alguma correlação com o valor do parâmetro R_{sk} e com os menores valores de dispersão observados na Tabela 8 para a amostra AISI M35.

Baseado na Figura 46b, uma possível análise tribológica poderia ser realizada a partir do esquema ilustrativo apresentado na Figura 46c. Apesar de a literatura clássica mencionar que não há movimento relativo entre a superfície de saída e o cavaco nas proximidades da aresta de corte, muito estudos tribológicos avaliam a interface cavaco-ferramenta e consideram a existência de um coeficiente de atrito que tem maior influência na zona secundária de cisalhamento do cavaco (PAWANR e GUPTA, 2024). Nesse caso, pode-se considerar que há um deslizamento do cavaco, em que muitos pesquisadores investigam, por exemplo, os efeitos da texturização da superfície de saída, justamente para reduzir o coeficiente de atrito nessa interface (KAWASEGI et al., 2019; VÁZQUEZ et al., 2022). Madej (2014) também salientou a relação existente entre a topografia e as propriedades tribológicas. Vale mencionar que o controle do coeficiente representa um impacto importante em várias aplicações industriais: o consumo energético (YUE et al., 2024). Uma das variáveis presentes nessa tecnologia tribológica é a orientação dos *grooves* em relação à direção de deslizamento relativo entre as superfícies presentes no em um tribossistema. Isso pode ser determinante para aumentar ou reduzir o coeficiente de atrito, o que também dependerá do objetivo pretendido em cada projeto (TEWELDE et al., 2023).

Figura 46 Ilustração das imagens preliminar (a) e focalizada (b), registradas em MEV, da superfície de saída da ferramenta de corte sem filme, com esquema ilustrativo das marcas de avanço impressas pelo processo de retificação (c)



Em análise similar realizada por Moronuki e Furukawa (2003) e Ba et al. (2022), verifica-se na Figura 46c que o perfil ilustrativo da superfície possui saliências e protuberâncias posicionadas contra a direção de saída do cavaco, formando um ângulo próximo a 71° ($90^\circ -$

19°). De acordo com os autores, essa relação entre as superfícies em contato pode proporcionar um menor coeficiente de atrito quando comparado a uma relação em que as asperezas estão paralelas (ângulo nulo) à direção de saída do cavaco. No alinhamento paralelo, as asperezas atuam como “trilhos” de sustentação que proporcionam uma área de contato maior e constante contra o deslizamento do cavaco. Por outro lado, quando as asperezas estão perpendiculares ou próximas a esse valor, a área de contato torna-se intermitente e menor, reduzindo o coeficiente de atrito. Além disso, pode ser benéfico para a penetração de lubrificantes na interface de contato, reduzindo a atuação do mecanismo adesivo (PETTERSSON e JACOBSON, 2004). Variando o ângulo de posição da textura superficial dos discos entre 0° e 90° em relação ao deslizamento retilíneo de uma esfera (ensaio tribológico tipo esfera-sobre-disco), em regime lubrificado, Li et al. (2024) observaram que o menor coeficiente de atrito (0,054) foi obtido com o ângulo de 75°. Mas é interessante mencionar que o nível de ampliação utilizado na MEV (Figura 46b) não possibilita a visualização real das asperezas que constitui o perfil de rugosidade. Nesse caso, é coerente afirmar que o perfil ilustrado na Figura 46c representa, no máximo, uma simplificação do perfil real da superfície. Isso reforça a possibilidade de que as marcas de avanço observadas na Figura 46b podem estar mais próximas da característica de um processo de texturização superficial.

Observando a ferramenta revestida com o BALINIT® DLC (Figura 47), é interessante notar que as marcas de avanço do processo de retificação ainda estão presentes na superfície de saída (ver Figura 47b) assim como na Figura 46b. Nesse caso, pode-se supor que a espessura desse filme, que está relacionado ao tempo de deposição, não foi suficiente para sobrepor completamente as asperezas do substrato. Em relação ao modelo de crescimento apresentado na Figura 44, pode-se supor que o crescimento vertical foi mais predominante do que o crescimento horizontal. Deve-se lembrar de que os resultados apresentados na Tabela 8 e na Tabela B-2 do APÊNDICE B indicaram um aumento de rugosidade em termos de altura das asperezas. Mas é importante mencionar que isso não significa que houve alguma falha no processo de deposição, mas sim de que se trata da característica do próprio filme.

Na Figura 48 são apresentadas imagens da ferramenta de corte revestida com o BALINIT® DLC STAR. Inicialmente, a Figura 48a poderia indicar certa similaridade com o aspecto superficial do BALINIT® DLC (Figura 47a). No entanto, a imagem presente na Figura 48b descarta essa possibilidade e mostra que, assim como observado na análise das amostras de caracterização (Figura 42 e Figura 43), a característica topográfica do BALINIT® DLC STAR é diferente. A principal diferença notada é a ausência das marcas de avanço do processo de retificação que foram substituídas por uma nova superfície aparentemente porosa. Aqui é

interessante também fazer uma correlação com o modelo de crescimento apresentado na Figura 48: ao contrário do observado no BALINIT® DLC, o BALINIT® DLC STAR provavelmente teve um maior crescimento no sentido horizontal, resultando na cobertura total das asperezas do substrato. Uma hipótese para isso pode ser a existência da camada primária de CrN. Nesse caso, pode-se supor que a espessura total do BALINIT® DLC STAR seja superior ao do BALINIT® DLC.

Figura 47 Ilustração das imagens preliminar (a) e focalizada (b), registradas em MEV, da superfície de saída da ferramenta de corte revestida com o BALINIT® DLC

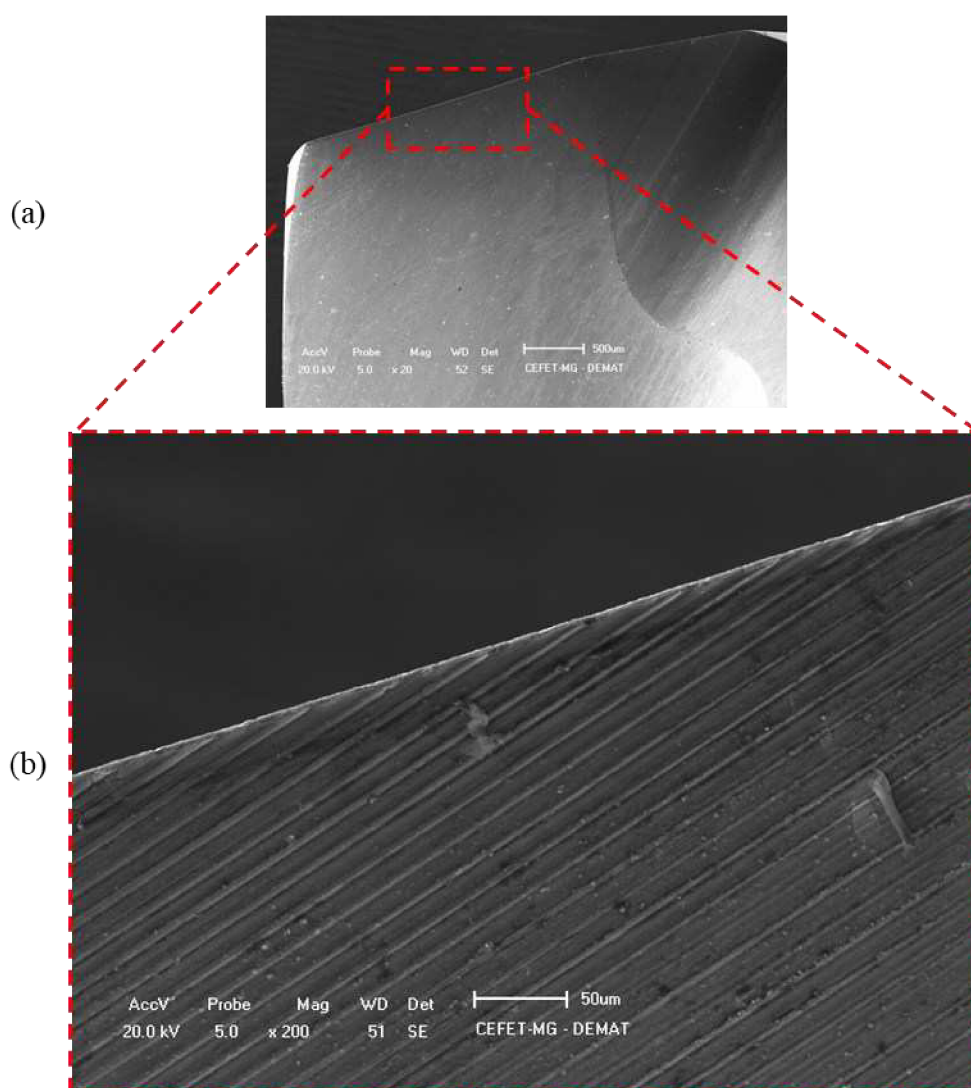
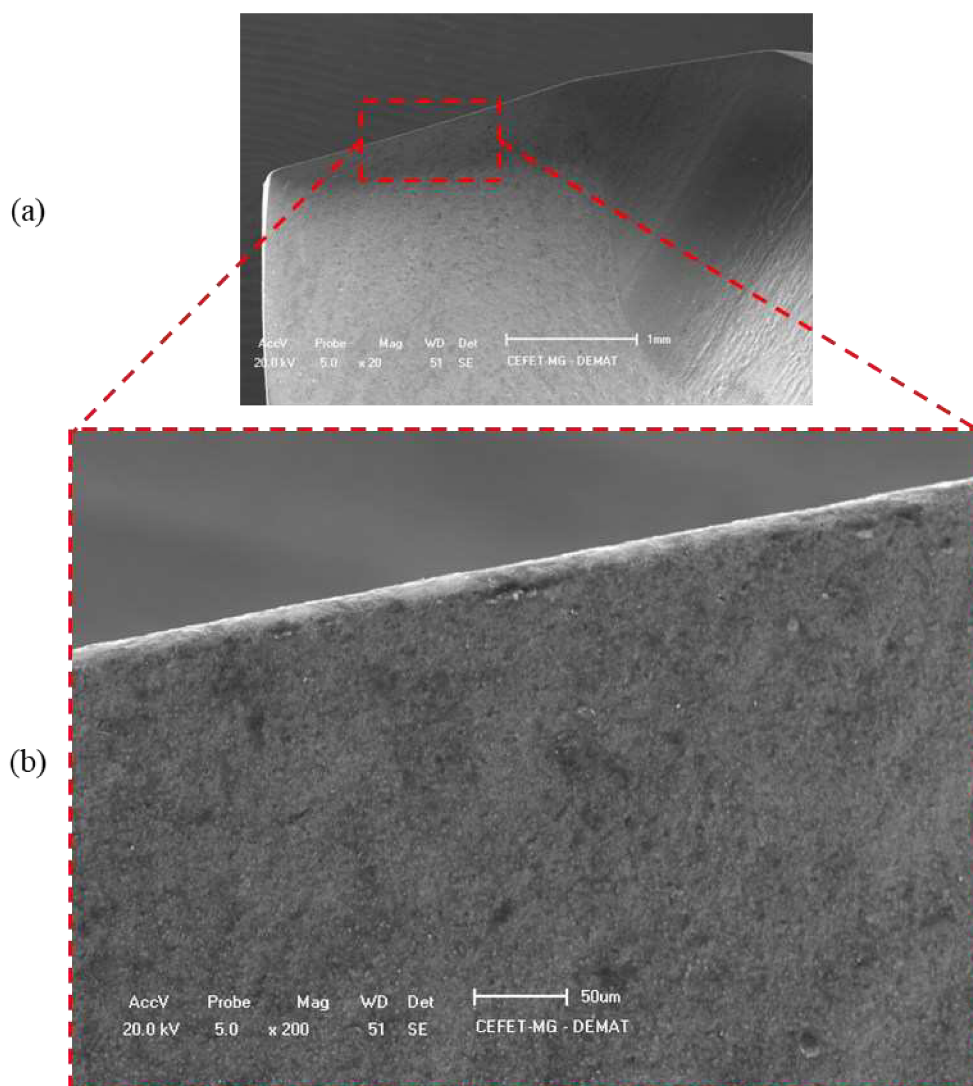


Figura 48 Ilustração das imagens preliminar (a) e focalizada (b), registradas em MEV, da superfície de saída da ferramenta de corte revestida com o BALINIT® DLC STAR



Considerando somente a característica da textura superficial da superfície de saída da ferramenta de corte, discutida na Figura 46, seria possível supor um comportamento similar entre os pares tribológicos (cavaco e ferramenta) formados com as superfícies apresentadas na Figura 46b e Figura 47b. No entanto, a presença do BALINIT® DLC pode reduzir o coeficiente de atrito devido às suas propriedades já conhecidas: inércia química, dureza e lubrificação sólida. Em comparação à superfície não revestida, o BALINIT® DLC STAR provavelmente pode apresentar esse mesmo benefício. Mas comparando os dois filmes, considerando que o DLC é o mesmo em ambos, pode-se esperar uma diferença no comportamento de deslizamento do cavaco. Nesse caso, o mecanismo de adesão pode ser relativamente maior na ferramenta de corte revestida com o BALINIT® DLC STAR. Isso poderá ser observado indiretamente nos resultados dos esforços de usinagem (AGARI et al., 2024).

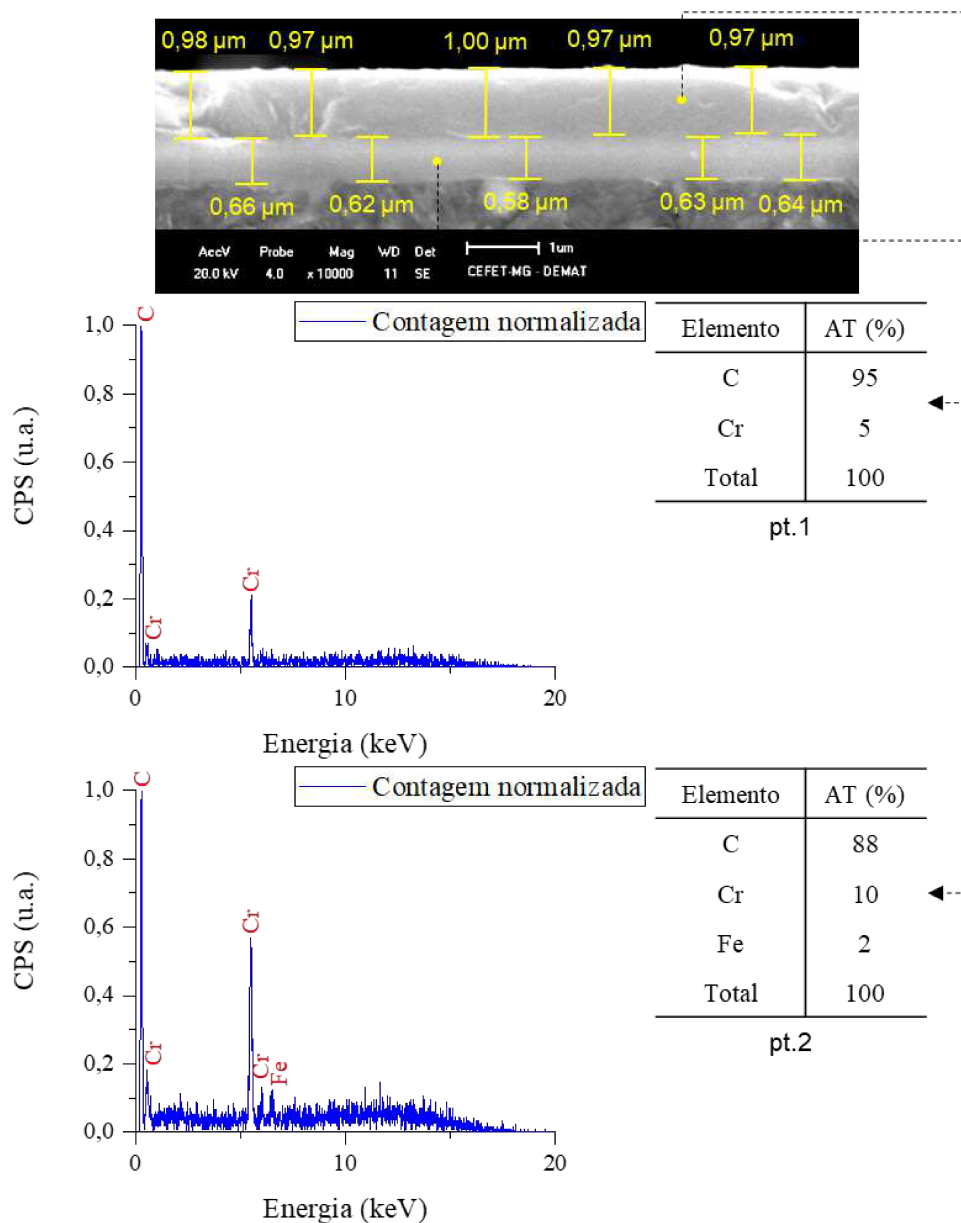
Outro ponto interessante a ser mencionado é a aplicação de filmes finos de DLC hidrogenados (conforme apresentado na Tabela 7) na usinagem a seco da liga Al-Mg-Si 6351 T6. Nas proximidades da aresta principal de corte (Figura 46, Figura 47 e Figura 48), onde se encontra a zona secundária de cisalhamento do cavaco, a pressão de contato existente entre o cavaco e a superfície de saída é alta o suficiente para se considerar que a interface de contato caracteriza-se como um ambiente em vácuo. Nesse caso, conforme explicado por Sharifahmadian et al. (2023), a presença do hidrogênio faz com que os átomos de carbono, presentes na superfície do filme, sejam duplamente hidratados (*di-hydrated carbon atoms on the DLC surface*), resultando no “destravamento” das fortes ligações covalentes de carbono (C-C). De acordo com os autores, essa é a principal explicação dada para a lubricidade desses filmes. Mas se a usinagem ocorrer com a utilização de fluidos de corte à base de água, apesar de que não há certeza se o fluido é capaz de penetrar totalmente na zona secundária de cisalhamento, haveria um aumento da área de contato na interface devido à presença de forças capilares oriundas da absorção de água na superfície do filme. Como resultado, haveria o “travamento” das ligações de carbono, aumento da pressão de contato hertziana, aumento do coeficiente de atrito e do desgaste do próprio filme devido à grafitização.

4.1.3.4. Estimativa da espessura dos filmes baseada exclusivamente em análise de MEV

Após analisar a microestrutura do aço-rápido AISI M35 (Figura 38) e a superfície das amostras de caracterização (Figura 42 e Figura 43), a técnica de caracterização por MEV foi direcionada para os filmes finos de DLC. Dessa forma, as imagens foram editadas para dar foco à estimativa das espessuras das camadas depositadas e para comprovar a existências dessas camadas por meio da técnica de EDS. De modo geral, foi possível constatar a deposição de finos finos íntegros, isentos de trincas, inclusões e de porosidade.

A análise do filme BALINIT® DLC é apresentada na Figura 49. Acima do substrato foram identificadas a presença de duas camadas depositadas. A primeira camada possui uma espessura média aritmética igual a $0,63 \pm 0,03 \mu\text{m}$. Conforme a análise de sinais de elementos químicos realizada no ponto “pt.2”, a presença de ferro pode ser relacionada com a interferência de sinal do substrato (BA et al., 2024). O cromo, que também faz parte da composição química do substrato, aparece com um percentual atômico de 10 %. Além da possibilidade de interferência de sinal do substrato, esse resultado também pode ser um indicativo de que o BALINIT® DLC possui uma camada primária de cromo.

Figura 49 Ilustração das camadas constituintes do filme BALINIT® DLC, observadas e analisadas na seção transversal da amostra de caracterização por meio de MEV e EDS



Retornando à análise EDS dessa camada (“pt.2”), foi verificada também a predominância do percentual atômico de carbono (88 %), possivelmente devido à interferência do substrato e, mais importante, à interferência da camada subsequente: o DLC. Conforme observado na Figura 49, a camada de DLC possui espessura média aritmética de $0,98 \pm 0,01 \mu\text{m}$. No ponto “pt.1”, diferente do observado na camada primária, não foi detectada a presença de ferro, provavelmente devido à distância do ponto de análise em relação ao substrato. A presença de cromo, com percentual atômico de 5 %, pode ser resultante da camada primária. E

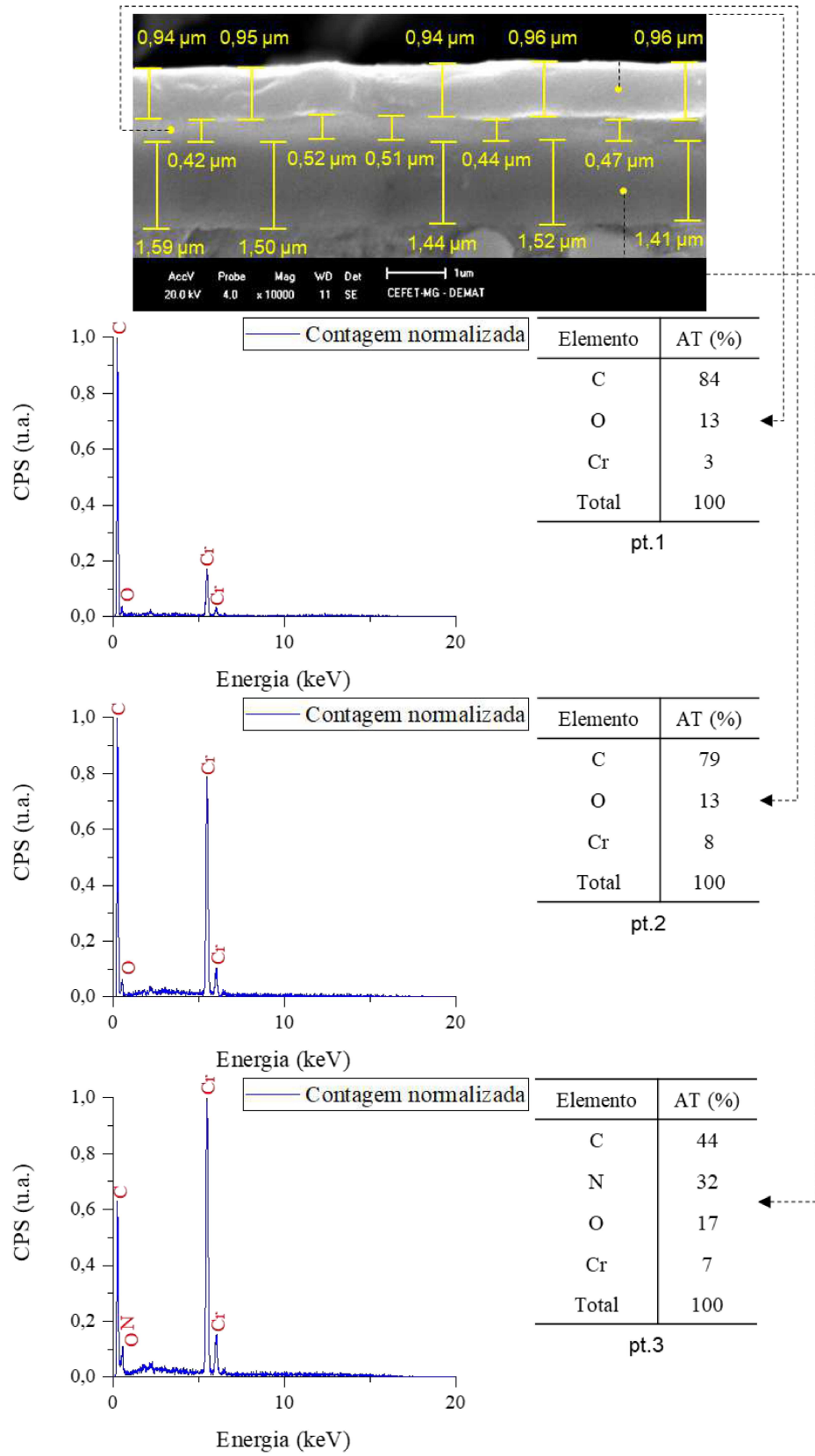
por último, o percentual dominante de carbono (AT = 95 %) pode confirmar que a camada analisada se trata do filme fino de carbono amorfo.

As camadas presentes no filme BALINIT® DLC STAR podem ser observadas na Figura 50. Pelas tonalidades presentes na imagem, é possível identificar três camadas distintas. Logo acima do substrato, está presente uma camada com $1,49 \pm 0,06 \mu\text{m}$ de espessura (DAVIS et al., 2024). No ponto “pt.3”, a análise pontual de EDS identificou, além do carbono e do oxigênio, sinais de cromo (AT = 7 %) e de nitrogênio (AT = 32 %), o que pode indicar a deposição da camada de CrN (KOLAWOLE et al., 2024). Assim como mencionado pela empresa responsável pelos filmes (Oerlikon Balzers), Vahidi et al. (2024) e Luo et al. (2024) também utilizaram a camada de CrN com a finalidade de melhorar a resistência do filme ao esforço de carregamento. De acordo com Liu et al. (2024), o nitreto de cromo foi um dos primeiros filmes a ser aplicado nas engenharias como solução tecnológica da tribologia.

Retomando a apresentação dos resultados da Figura 50, os sinais de elementos químicos identificados no ponto “pt.2” podem indicar a presença de uma camada intermediária de cromo (AT = 8 %), assim como observada no BALINIT® DLC (Figura 49), porém com uma espessura de $0,47 \pm 0,04 \mu\text{m}$ (VAHIDI et al., 2024). E a partir da superfície da amostra, há a deposição do DLC: uma camada com $0,950 \pm 0,009 \mu\text{m}$ de espessura que pode ser comprovada por meio da análise de EDS realizada no ponto “pt.1”, em que foi detectado alto sinal de carbono (AT = 84 %).

Assim como discutido sobre os resultados do BALINIT® DLC (Figura 49), a detecção de alguns elementos durante a análise de EDS no BALINIT® DLC STAR (Figura 50) pode ocorrer devido à interferência de sinais de camadas adjacentes. Como exemplo, na camada primária (CrN), o sinal de carbono pode ser relativo ao substrato, enquanto que na camada intermediária (Cr), o sinal desse elemento é provavelmente devido à camada de DLC. Além disso, a presença de oxigênio pode indicar a formação de algum óxido ou a sua adsorção sobre a superfície da amostra.

Figura 50 Ilustração das camadas constituintes do filme BALINIT® DLC STAR, observadas e analisadas na seção transversal da amostra de caracterização por meio de MEV e EDS



Ao analisar a seção transversal das amostras de caracterização, conforme a Figura 49 e a Figura 50, é interessante notar que ambos os filmes apresentam uma camada de cromo que antecede a deposição da camada de DLC. Nesse caso, pode-se supor que, nesses filmes, é utilizada a técnica de deposição de camada intermediária com o objetivo de melhorar a adesão do DLC ao substrato. Em se tratando de aço-rápido, Martins et al. (2021) já mencionavam o problema de deslocamento do DLC quando aplicado diretamente em ferramentas de corte fabricadas em aço-rápido AISI M35. Nesse caso, existe uma incompatibilidade entre o substrato e o filme, ou seja, um alto estado de tensão residual na interface. Isso reduz, consideravelmente, a adesão do DLC (ILIC et al., 2019).

Madej (2014) investigou os efeitos tribológicos dessa técnica em filmes finos de DLC hidrogenado produzidos pela empresa Oerlikon Balzers. O autor afirmou que o cromo proporciona uma forte adesão entre o DLC e o substrato de aço-rápido AISI M2. O cromo também foi utilizado para essa finalidade nos estudos de Ilic et al. (2019), Hao et al. (2020), Vahidi et al. (2024), Sahoo et al. (2024) e de Kolawole (2024). Além disso, é interessante mencionar que nos estudos de Ilic et al. (2019), Hao et al. (2020) e de Vahidi et al. (2024), por exemplo, essa camada também foi depositada por meio do processo PVD de pulverização catódica (*Magnetron Sputtering* - MS), assim como aplicado nos filmes BALINIT® DLC e BALINIT® DLC STAR. De acordo com Chen e Hong (2005), o cromo possui uma boa compatibilidade metalúrgica com o aço. Isso se deve, por exemplo, à proximidade entre o seu coeficiente de expansão térmica ($11,8 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$) com o do ferro ($12,5 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$), que resulta em um menor estado de tensão térmica na interface de contato durante o processo de deposição e, com isso, proporcionando melhor adesão do filme. Os autores também fazem menção à tenacidade do cromo e à forte ligação química obtida entre o DLC e o substrato.

Em ambos os filmes (Figura 49 e Figura 50), a camada de DLC possui uma espessura próxima a 1 μm (PENG, J. et al., 2022; SAHOO et al., 2024), o que pode demonstrar uma qualidade (repetitividade) do processo de deposição e também uma conformidade com os padrões observados em outros estudos. A espessura total do BALINIT® DLC STAR é de $2,91 \pm 0,27 \mu\text{m}$ (HAO et al., 2020; KOLAWOLE, 2024), valor este que se aproxima do dobro da espessura total do BALINIT® DLC ($1,60 \pm 0,07 \mu\text{m}$). É válido lembrar que durante a discussão dos resultados da rugosidade das amostras de caracterização (Figura 42 e Figura 43) e da textura superficial das superfícies de saída das ferramentas de corte (Figura 46, Figura 47 e Figura 48), já havia sido mencionada a hipótese do BALINIT® DLC STAR ser mais espesso. De acordo com Luo et al. (2024), a estrutura multicamadas combinada com a maior espessura do BALINIT® DLC STAR pode dificultar a propagação de trincas, resultando em maior

tenacidade à fratura em comparação ao BALINIT® DLC. Isso pode refletir em melhores resultados de qualidade de adesão do carbono amorfo quando se adiciona a camada de CrN.

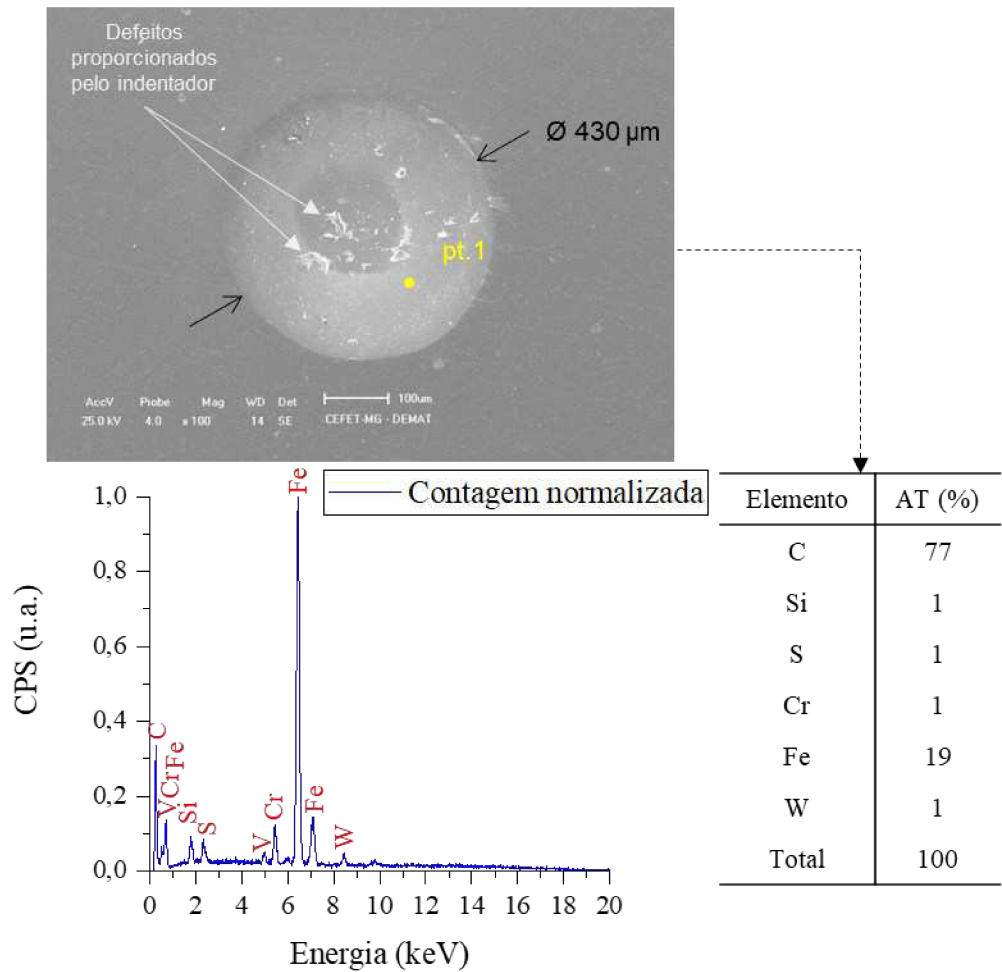
É interessante lembrar que a camada de carbono amorfo analisada em ambos os filmes (Figura 49 e Figura 50) pertence à classe hidrogenada, ou seja, é um a-C:H. No entanto, o hidrogênio não foi identificado durante as análises de EDS. De acordo com Weiss (2021), isso se deve às limitações das técnicas de microscopia por bombardeamento de elétrons que não são capazes de quantificar a presença desse elemento químico, muitas vezes, devido à sua massa atômica ($\approx 1,66 \times 10^{-24}$ g) ser muito menor do que os demais elementos químicos geralmente analisados (os metais, por exemplo). Dentre essas técnicas, podem ser citadas: a fluorescência de Raios X, a espectroscopia de Raios X por energia dispersiva, a espectroscopia de elétrons Auger e a espectroscopia de Raios X por fotoelétrons. Essa última técnica, por exemplo, é frequentemente utilizada durante a caracterização de filmes finos de DLC, complementando a espectroscopia Raman com a quantificação dos conteúdos de hibridizações sp^2 e sp^3 (BA et al., 2022).

4.1.3.5. Análise da qualidade de adesão ao substrato

Sabendo-se que o método de análise da qualidade de adesão dos filmes, utilizado nesse estudo, é qualitativo, porém, ainda muito utilizado, a MEV foi preferencialmente utilizada na busca de se obter uma caracterização mais assertiva. A EDS também foi utilizada para encontrar possíveis evidências de perdas das camadas de DLC dos filmes. E para isso, optou-se por analisar uma indentação realizada sobre a superfície da amostra de aço-rápido AISI M35 sem filme, conforme apresentada na Figura 51, para ser utilizado como uma referência dos sinais de elementos químicos presentes no substrato e, portanto, ser comparado com as análises realizadas nas amostras revestidas.

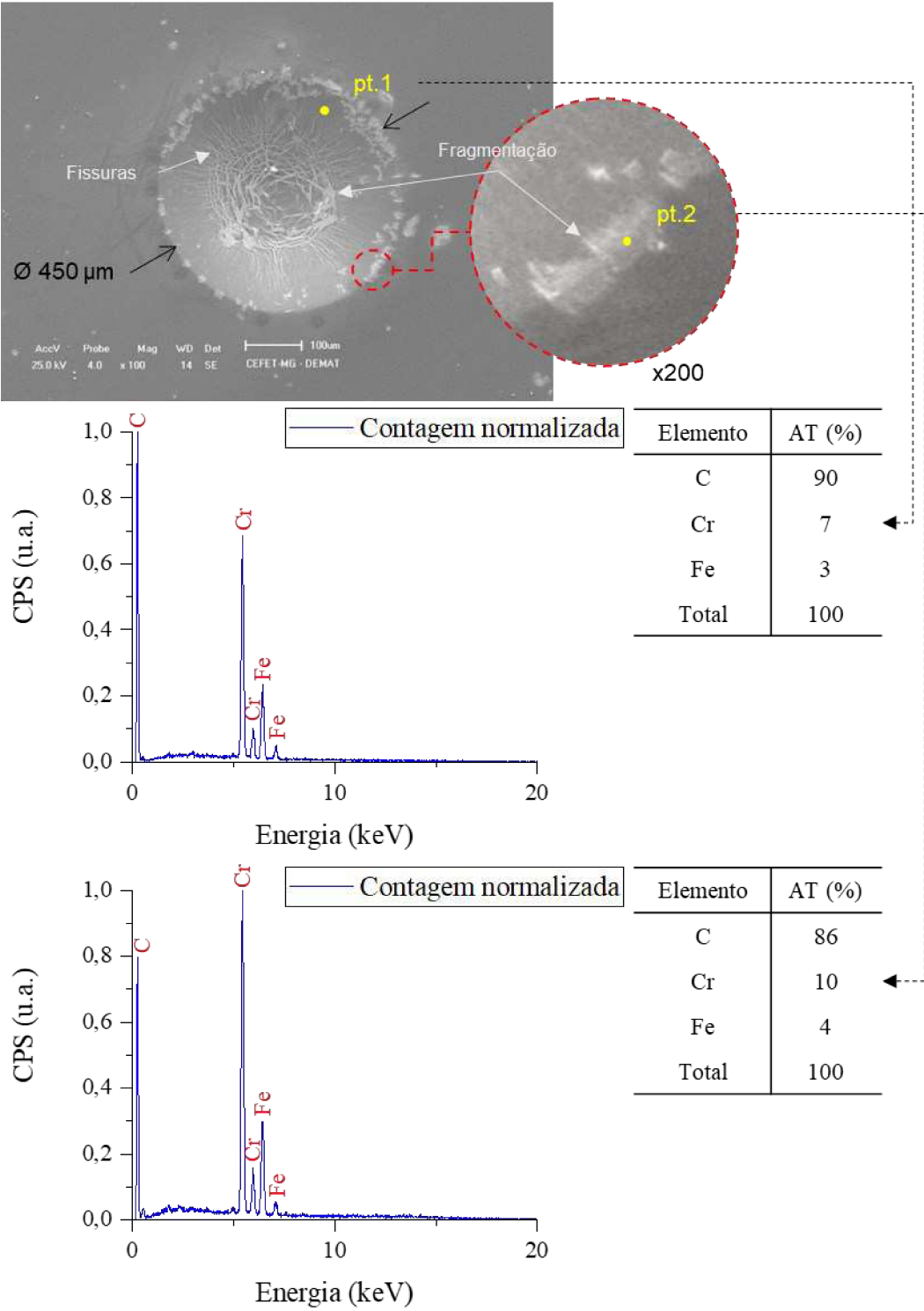
Na Figura 51, a indentação analisada possui aproximadamente 430 μm de diâmetro máximo. Mais próximo ao centro da área deformado, há regiões em tonalidades mais claras (próximo à cor branco) que foram observadas em todas as cinco indentações realizadas na amostra sendo, então, originadas pela superfície do indentador, provavelmente algum tipo de desgaste natural ou alguma inclusão. No ponto “pt.1” foi realizada a análise de EDS, em que foram encontrados sinais de elementos químicos que condizem com os elementos apresentados na Tabela 6 e, portanto, são referentes à composição química do aço-rápido AISI M35: carbono (AT = 77 %), silício (AT = 1 %), enxofre (AT = 1 %), cromo (AT = 1 %), ferro (AT = 19 %) e tungstênio (AT = 1 %).

Figura 51 Ilustração da imagem registrada e analisada por meio de MEV e EDS da indentação realizada sobre a amostras do aço-rápido AISI M35



Em seguida são apresentadas, na Figura 52 e na Figura 53, as imagens das indentações realizadas nos filmes finos de DLC. A partir dos modos de falhas de adesão citados por Bhoi et al. (2022) e Wang, L. et al. (2022), optou-se por considerar os termos “delaminação”, “fragmentação” e “deslocamento” durante a discussão dos resultados. Devido à natureza do ensaio Rockwell C, que é a de deformar consideravelmente a superfície, a falha de adesão inicia-se pela nucleação seguida da propagação de trincas. Nesse estágio, a camada apresenta a falha por delaminação, mas conforme mencionado por Bhoi et al. (2022), ela ainda fica presente na superfície. A fragmentação (WANG, L. et al., 2022) seria o próximo tipo de falha a ocorrer, no qual há perdas da camada em forma de pequenos fragmentos. Em seguida, ocorre o deslocamento (WANG, L. et al., 2022), que pode ser considerado como o último estágio de falha, em que as perdas da camada são mais acentuadas, em forma de placas, e podem expor mais claramente o substrato ou a camada subsequente.

Figura 52 Ilustração da imagem registrada e analisada por meio de MEV e EDS da indentação realizada sobre a amostras do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC



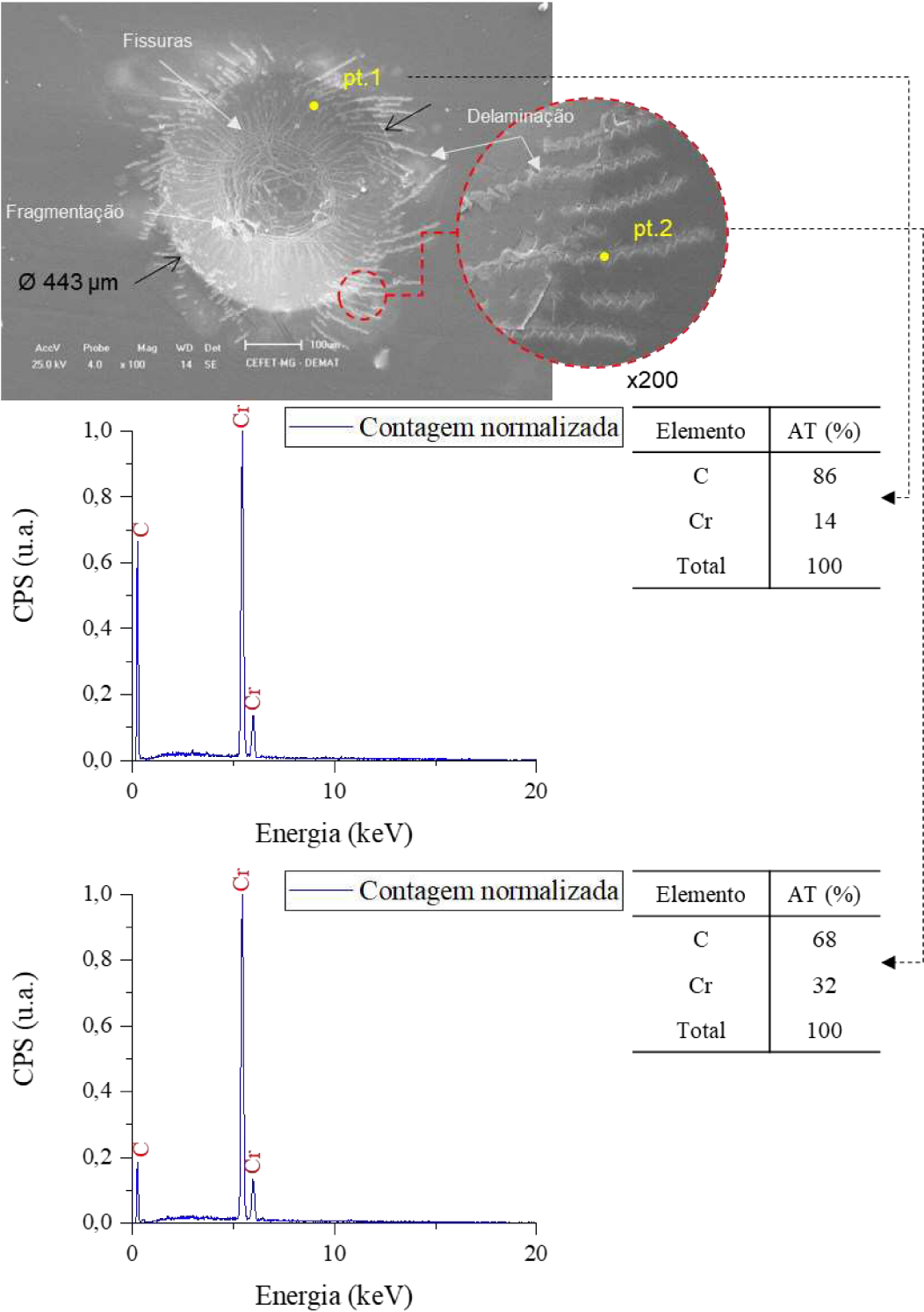
A indentação realizada na amostra revestida com o BALINIT® DLC (Figura 52) possui um diâmetro máximo próximo a 450 μm . É possível identificar duas tonalidades na imagem. A

mais escura é referente à camada de DLC, conforme a análise pontual (“pt.1”) de sinais de elementos químicos identificou a presença dominante do carbono (AT = 90 %), similar à observada na Figura 49. A tonalidade mais clara aparece, mais próximo ao centro da indentação, na forma de fissuras e de fragmentações que indicam a falha de adesão da camada. Nessa região, esse comportamento é esperado devido a elevada deformação plástica imposta no ensaio. Esse pode ser um dos motivos pelo qual alguns autores consideram esse método de caracterização como qualitativo. No entanto, a principal região a ser analisada é a borda da indentação, em que há também fragmentações espalhadas ao longo do seu perímetro, principalmente na parte superior da indentação. A análise pontual (“pt.2”) da EDS realizada em um desses fragmentos apresentou resultados similares ao observado no ponto “pt.2” da Figura 49. Nesse caso, considera-se que essas regiões em tonalidade mais clara indicam a exposição da camada de cromo devido a falha de adesão (fragmentação) do DLC.

Na Figura 53 é apresentada a indentação realizada sobre a amostra revestida com o BALINIT® DLC STAR. Em tonalidade mais clara, verifica-se a presença dominante de fissuras próximas ao centro da área deformada e algumas fragmentações. Próximo à borda da indentação, cujo diâmetro máximo é de 443 μm , é possível afirmar que o aspecto visual da falha de adesão é diferente quando comparado ao BALINIT® DLC (Figura 52): a camada de DLC, identificada em tonalidade mais escura e pelo espectro EDS referente ao ponto “pt. 1” (incluindo percentual atômico similar ao observado na Figura 50), aparenta se desprender na forma de “arcos” longos e finos. Ao analisar um desses “arcos”, no ponto “pt.2”, foi observada apenas a presença de carbono (AT = 68 %) e de cromo (AT = 32 %), o que leva à hipótese de que a camada de DLC ainda está presente na superfície. Esse comportamento é sugestivo para caracterizar a falha de adesão pelo modo de delaminação.

Baseado nos espectros de EDS apresentados na Figura 52 e na Figura 53 não é possível afirmar que o substrato foi exposto nas indentações realizadas nas amostras revestidas, pois era esperado a detecção de outros elementos além do carbono, cromo e do ferro, similar ao espectro apresentado na Figura 51. Isso pode indicar que ambos os filmes apresentam, no mínimo, uma qualidade aceitável de adesão HF4: presença de deslocamento ao redor da indentação, em maior proporção quando comparado à classe HF3 (LENZ et al., 2020). Essa seria a primeira avaliação atribuída aos filmes, levando em consideração que esse método de caracterização é qualitativo e pode apresentar uma variação de resultados de acordo com o avaliador responsável.

Figura 53 Ilustração da imagem registrada e analisada por meio de MEV e EDS da indentação realizada sobre a amostras do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC STAR



No entanto, com base nos aspectos das indentações, é possível sugerir outras classes de adesão para os filmes analisados. Para o BALINIT® DLC, a qualidade de adesão pode se

adequar à classe HF3: presença de fragmentações pequenas e descontínuas ao redor da indentação (HUA et al., 2024; IORDACHE et al., 2024). A classe HF2 poderia ser atribuída para a qualidade de adesão do BALINIT® DLC STAR: ao longo da borda da indentação não são observadas fragmentações e exposição do substrato, e sim apenas trincas (aqui considerada como a delaminação) distribuídas aleatoriamente (TILLMANN et al., 2024; SMYRNOVA et al., 2024), caracterizando a denominada “falha coesiva” do filme (SUN et al., 2024).

É importante lembrar que esses resultados se devem, primeiramente, à presença da camada intermediária de cromo. Em seguida, especificamente para BALINIT® DLC STAR, a sua qualidade de adesão, aparentemente superior ao BALINIT® DLC, pode ser relacionada à camada de CrN. Kolawole et al. (2024) citam que essa camada, além de melhorar a resistência ao carregamento, também melhorar a adesão do DLC ao substrato. Os autores também mencionaram a prevenção do *eggshell effect* (efeito casca de ovo).

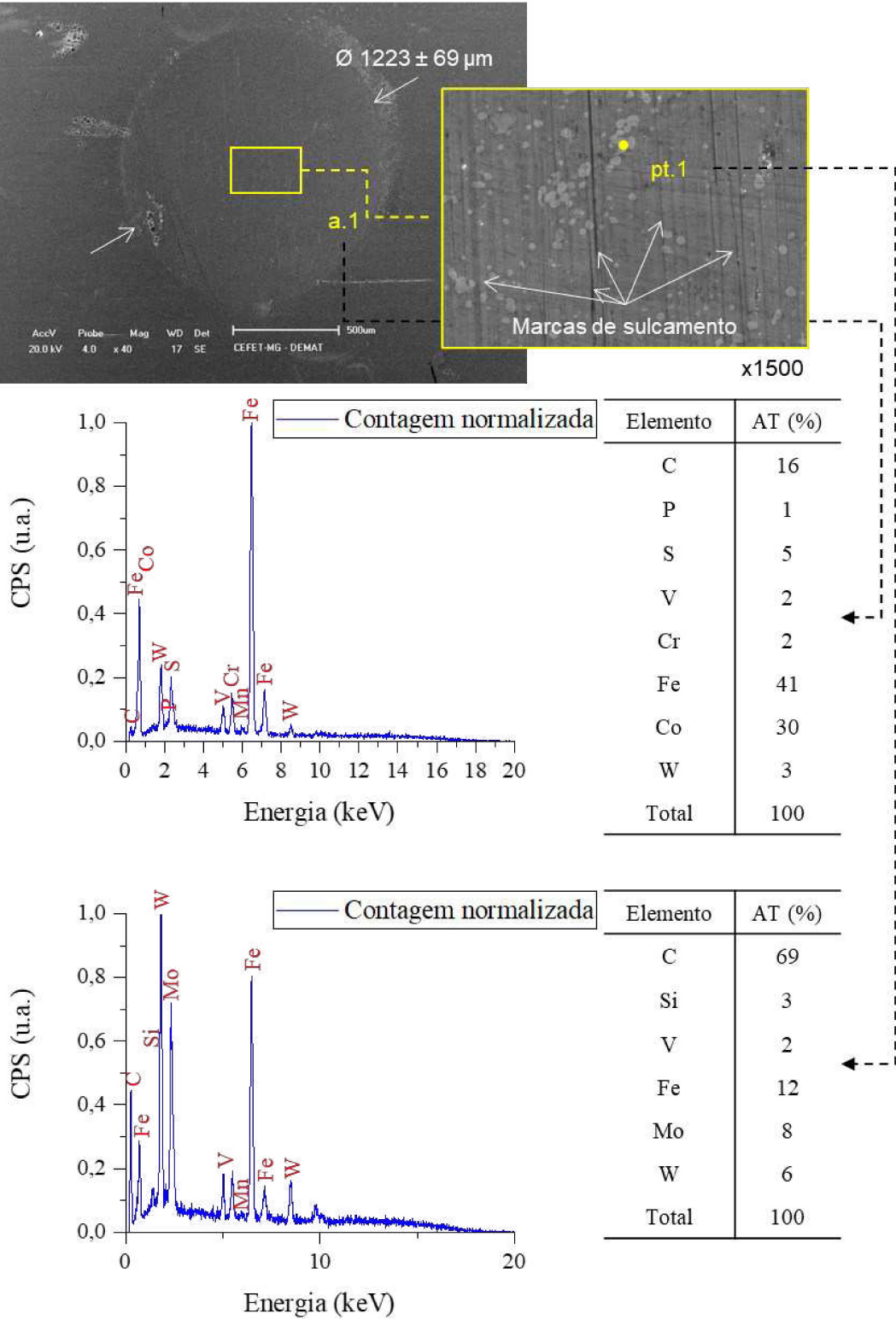
4.1.3.6. Calotest - análise da resistência ao desgaste microabrasivo e estimativa da espessura dos filmes

Antecedendo a análise das amostras revestidas, os ensaios de desgaste foram realizados na amostra sem filme (Figura 54), possibilitando verificar os seguintes aspectos: a qualidade de formação da calota, o comportamento das partículas abrasivas na ação de desgaste da superfície e o padrão qualitativo de sinais de elementos químicos na análise EDS. Quanto à qualidade, verifica-se que as calotas foram bem formadas durante os ensaios, apresentando, tendo a vista superior como referência, um formato similar a um círculo com bordas bem definidas, delimitando um diâmetro de $1223 \pm 69 \mu\text{m}$. Analisando a área “a.1”, foram identificados sinais de elementos químicos que constituem o aço AISI M35 (ver Tabela 6), predominando, dentre outros, aqueles que estão presentes na matriz de martensita revenida: carbono (AT = 16 %), ferro (AT = 41 %) e cobalto (AT = 30 %).

Aumentando a ampliação de análise na área “a.1” em 1500 vezes, em relação à imagem principal (Figura 54), é interessante observar, em tonalidade mais clara (similar à Figura 38), regiões com formatos esferoidais que podem indicar a exposição dos carbonetos na superfície desgastada. É importante mencionar que a amostra analisada não foi atacada quimicamente. Nesse caso, a hipótese é de que a ação de desgaste do par esfera-líquido abrasivo proporcionou um acabamento superficial suficiente, possivelmente próximo ao estado “polido”, para expor a microestrutura do substrato. Na análise de EDS realizada no ponto “pt.1”, foram identificados maiores percentuais atômicos de carbono (AT = 69 %), ferro (AT = 12 %), molibdênio (AT =

8 %) e tungstênio (AT = 6 %), o que pode indicar a presença de carbonetos do tipo M_6C ou M_2C .

Figura 54 Ilustração da imagem da calota de desgaste produzida sobre a amostra do aço-rápido AISI M35, registrada e analisada por meio de MEV e EDS

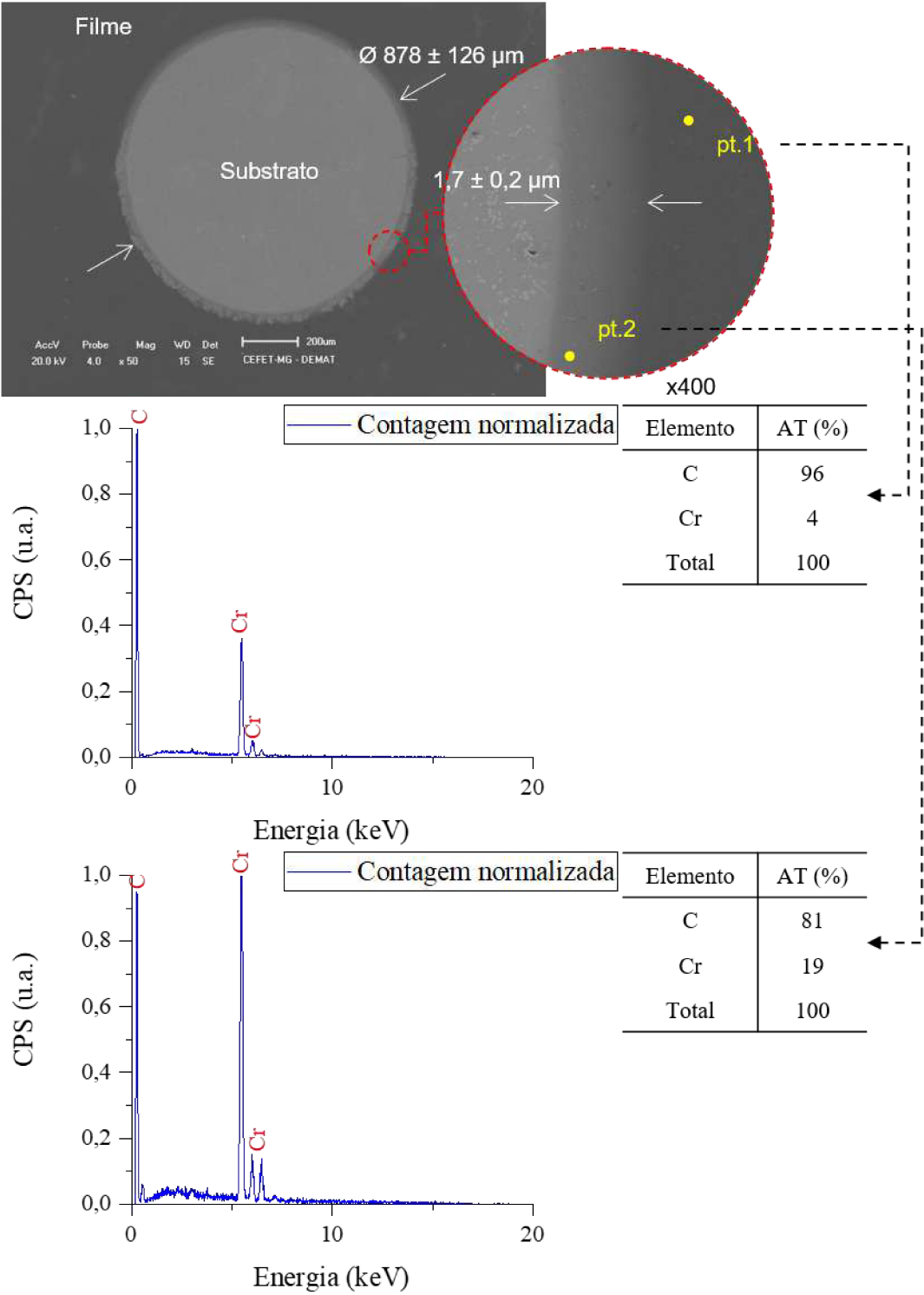


Quanto ao mecanismo de desgaste abrasivo, na área “a.1” verifica-se a predominância de ranhuras (*grooving*) que podem indicar a ação de sulcamento das partículas abrasivas sobre a superfície, no mesmo sentido do movimento da esfera. Nesse caso, o tribossistema é do tipo “três corpos”, em que a carga normal da esfera (corpo 1) e o seu movimento relativo promovem a penetração das partículas abrasivas (corpo 2) e, depois, a ação de cisalhamento das mesmas sobre a superfície (corpo 3), iniciando-se pela remoção das asperezas originais até formar uma nova camada superficial (DORNER et al., 2001; BA et al., 2021). De acordo com Ba et al. (2021), essas partículas atuam como microarestas de corte, porém, sem geometria definida. Conforme mencionado por Pinto et al. (2021), o modo de desgaste “*grooving*” ocorre pelo fato de as partículas abrasivas manterem-se aderidas na superfície da esfera devido à presença da água destilada que forma a solução abrasiva. Já nos estudos realizados por Almeida et al. (2022) e Danelon et al. (2023), o modo “*rolling*” foi predominante, em que as partículas abrasivas rolam (rolamento) sobre a superfície, removem material de forma aleatória e produzindo uma nova superfície visualmente composta por falhas similares a indentações.

Cozza et al. (2009), em um dos seus estudos detalhados sobre o ensaio de desgaste microabrasivo, citaram que “*grooving*” e “*rolling*” podem ocorrer separadamente ou simultaneamente. O segundo modo de desgaste pode ocorrer com maior frequência e ser mais dominante na área total desgastada. De acordo com os resultados obtidos pelos autores, o primeiro modo geralmente apresenta maior coeficiente de atrito, o que pode indicar maior severidade no regime de desgaste abrasivo.

Na Figura 55 é apresentada a calota de desgaste formada na amostra de caracterização revestida com o BALINIT® DLC. Observa-se a formação bem definida da borda externa que delimita um diâmetro de $878 \pm 126 \mu\text{m}$. Pela diferenciação de tonalidades presente na imagem, a qual não houve na Figura 54, nota-se a presença do filme na superfície da amostra e a exposição do substrato no interior da calota. Entre essas duas regiões, conforme indicado pela ampliação realizada próxima à borda, é possível identificar a camada desgastada do filme, com espessura de $1,7 \pm 0,2 \mu\text{m}$. É interessante notar que, ao contrário da Figura 49, a camada intermediária de cromo não foi identificada pela diferenciação de tonalidades da imagem. Mas pela análise de EDS realizada foi possível prever a presença dessa camada. No ponto “pt.1”, a predominância de carbono (AT = 96 %) é um indicativo da existência do DLC. Embora o percentual atômico desse elemento também seja dominante no ponto “pt.2”, o aumento da intensidade do cromo (AT = 19 %) em comparação ao ponto “pt.1” pode indicar a presença da camada de cromo. Essa hipótese é reforçada quando se nota que esses resultados foram similares aos apresentados na Figura 49.

Figura 55 Ilustração da imagem da calota de desgaste produzida sobre a amostra do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC, registrada e analisada por meio de MEV e EDS



A calota de desgaste gerada na amostra de caracterização revestida com o BALINIT® DLC STAR é apresentada na Figura 56. Em geral, a análise é similar à Figura 55, observando

a formação da borda externa da calota com um diâmetro de $892 \pm 52 \mu\text{m}$ que delimita as duas principais diferenças de tonalidades presentes na imagem: o filme (mais escura) e o substrato (mais clara). Ampliando uma região próxima à borda da calota, foram observadas as três camadas que constituem o filme. A camada de DLC possui $1,1 \pm 0,2 \mu\text{m}$ de espessura e é identificada pelo ponto “pt.1”, contendo carbono (AT = 82 %) e cromo (AT = 18 %). Em seguida, a camada de cromo, com $0,4 \pm 0,2 \mu\text{m}$ de espessura, é visível (diferente da Figura 55) e pode ser evidenciada pela predominância do percentual atômico de cromo (AT = 71 %). Em contato com o substrato encontra-se a camada de CrN com $1,3 \pm 0,2 \mu\text{m}$ de espessura, cujos elementos cromo e nitrogênio foram detectados na análise pontual “pt.3”, respectivamente com percentuais atômicos de 57 % e 43 %.

Os valores de espessura apresentados na Figura 55 e na Figura 56 foram calculados por meio da Equação (9) e, conforme apresentado na Tabela 9, se assemelham com os valores obtidos diretamente na medição por MEV na seção transversal das amostras de caracterização (Figura 49 e Figura 50). No BALINIT® DLC, embora a camada de cromo não tenha sido identificada visualmente, a espessura total calculada com a Equação (9) é similar à somatória das espessuras mensuradas na MEV, apresentando uma diferença percentual de 5 %, tendo o maior valor (1,7 %) como referência. Seguindo o mesmo procedimento de análise para o BALINIT® DLC STAR, as diferenças percentuais foram de 14 %, 20 % e 13 %, respectivamente para as camadas de DLC, de cromo e de CrN.

Figura 56 Ilustração da imagem da calota de desgaste produzida sobre a amostra do aço-rápido AISI M35 revestida com o BALINIT® DLC STAR, registrada e analisada por meio de MEV e EDS

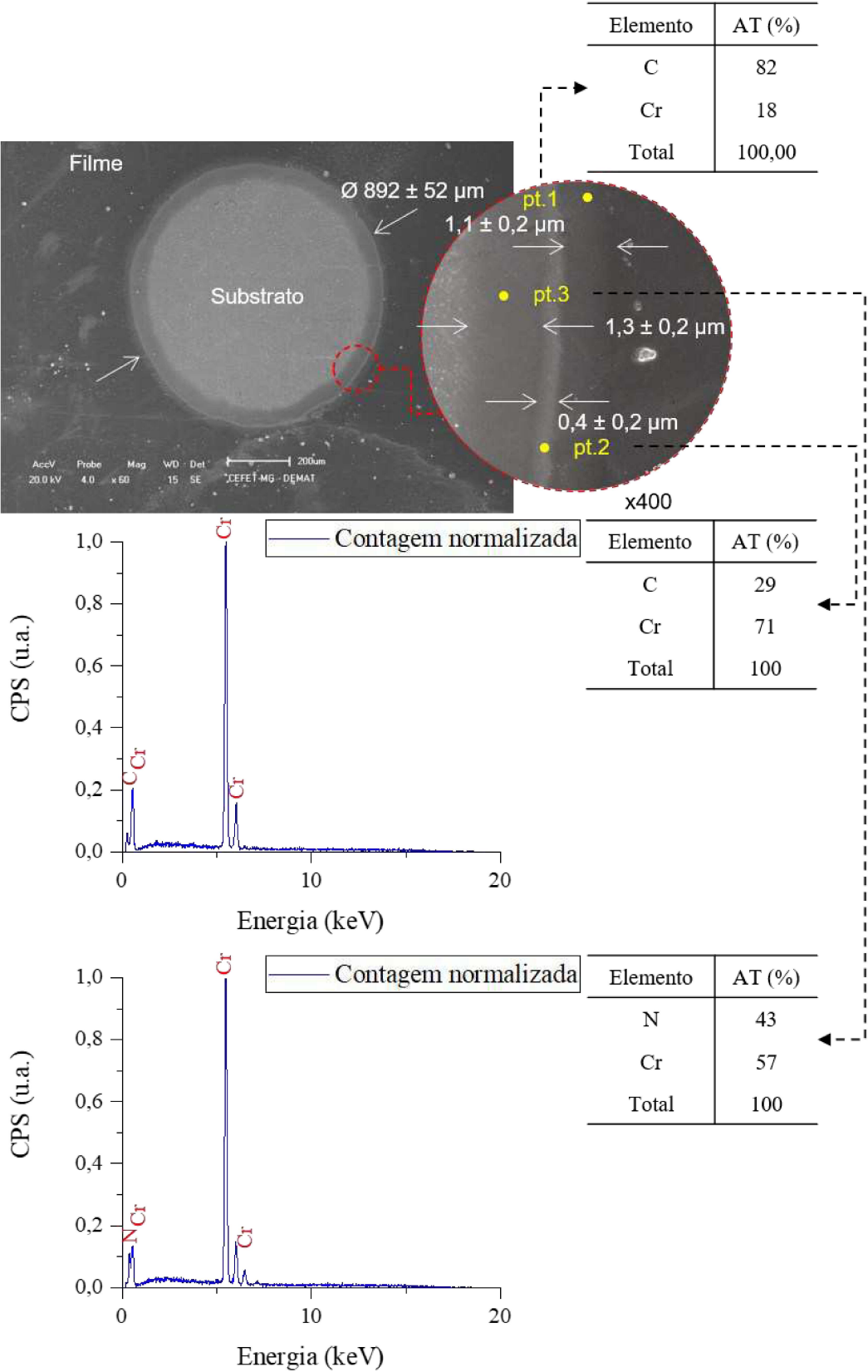
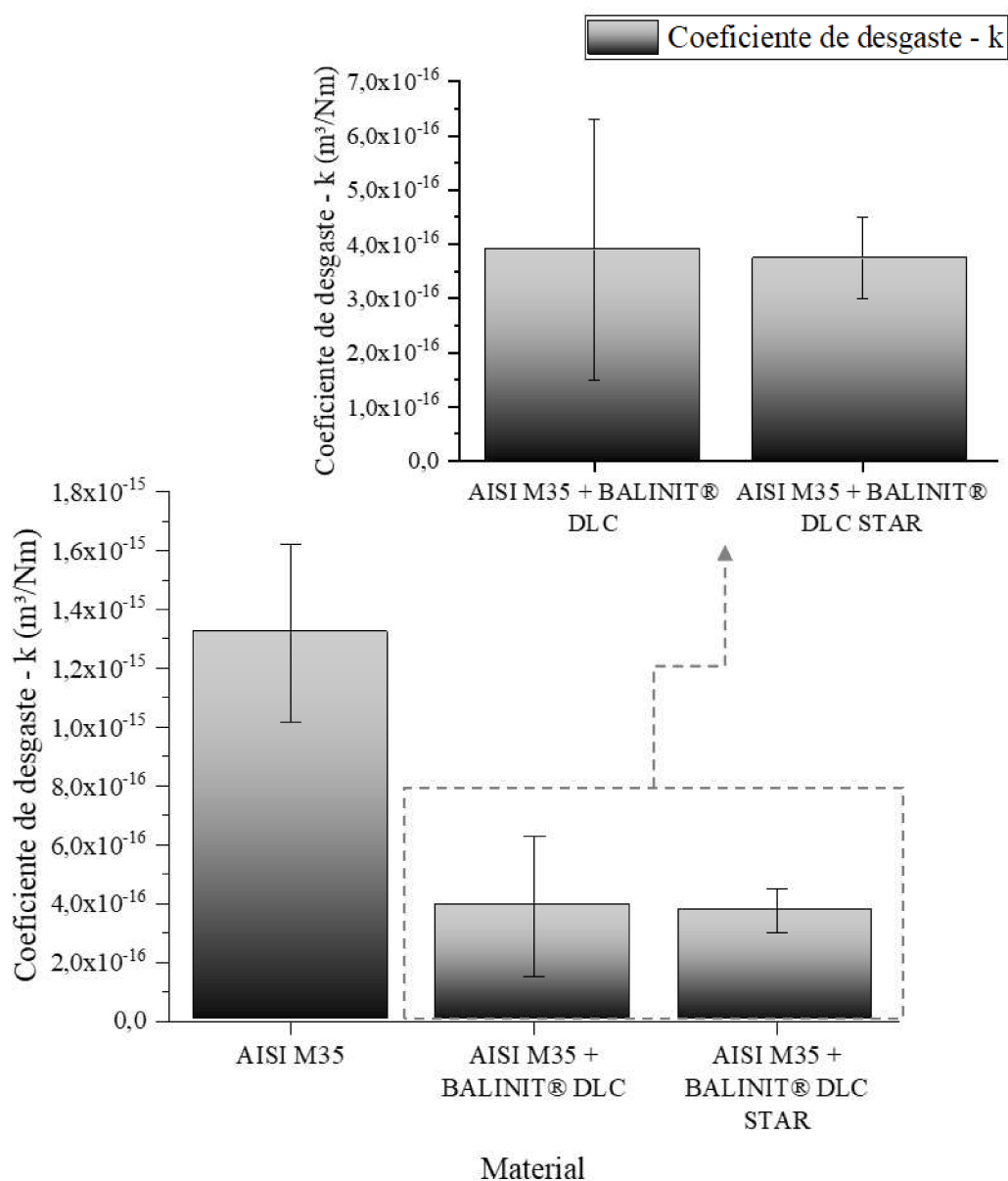


Tabela 9 Comparação dos resultados representativos obtidos por meio de MEV e do ensaio de desgaste microabrasivo para estimar a espessura das camadas constituintes dos filmes finos de DLC

Método de medição	Filme	Camada	Espessura (μm)
Análise em MEV da seção transversal da amostra	BALINIT® DLC	DLC	$0,98 \pm 0,01$
		Cr	$0,63 \pm 0,03$
		DLC + Cr	$1,7 \pm 0,2$
Cálculo por meio dos diâmetros externo e interno presentes nas calotas	BALINIT® DLC STAR	DLC	$0,950 \pm 0,009$
		Cr	$0,47 \pm 0,04$
		CrN	$1,49 \pm 0,06$
Análise em MEV da seção transversal da amostra	BALINIT® DLC STAR	DLC	$1,1 \pm 0,2$
		Cr	$0,4 \pm 0,2$
		CrN	$1,3 \pm 0,2$

Os resultados extraídos dos ensaios de desgaste microabrasivo são finalizados com a apresentação da Figura 57, que ilustra a comparação do coeficiente de desgaste obtido nas três amostras de caracterização. Ao todo, 15 calotas foram produzidas, sendo 5 unidades em cada amostra, resultando em 60 horas de ensaios, desconsiderando-se os tempos gastos com preparação do equipamento, limpeza das amostras e análise em MEV. Aplicando a Equação (10), foram obtidos valores de k iguais a $1,3 \times 10^{-15} \pm 3,0 \times 10^{-16} \text{ m}^3/\text{Nm}$, $3,9 \times 10^{-16} \pm 2,4 \times 10^{-16} \text{ m}^3/\text{Nm}$ e $3,7 \times 10^{-16} \pm 7,5 \times 10^{-17} \text{ m}^3/\text{Nm}$, respectivos às amostras do substrato AISI M35, AISI M35 revestido com BALINIT® DLC e AISI M35 revestido com BALINIT® DLC STAR.

Figura 57 Ilustração comparativa do coeficiente de desgaste k obtido nos ensaios de desgaste microabrasivo para as amostras de aço-rápido AISI M35, revestida com o BALINIT® DLC e com o BALINIT® DLC STAR



Desses resultados, primeiramente se observa que a presença dos filmes finos de DLC contribui para a resistência ao desgaste abrasivo: a diferença percentual entre os valores de k do substrato e dos filmes foi aproximada a 70 %. Isso se deve à sua maior dureza (diamante $\rightarrow$ C-sp³) e o seu menor coeficiente de atrito (grafite $\rightarrow$ C-sp²) do DLC, quando comparado ao substrato (DRUMOND et al., 2020; MARTINS et al., 2022b; DANELON et al., 2023). Em segundo lugar, é interessante notar que os coeficientes de desgaste apresentados por ambas as amostras revestidas foram similares. Isso pode estar relacionado com o fato de que ambas as

camadas de DLC possuem características similares, conforme a espessura (ver Figura 49 e Figura 50) e a composição de hidrogênio e de hibridizações sp^2 e sp^3 (ver Tabela 7). Nesse caso, assim como observado por Dorner et al. (2001), o aumento da espessura total do filme não é necessariamente correlata com a resistência ao desgaste. E conforme Cozza (2013), a resistência ao desgaste é proporcional à espessura da camada dura presente no filme. Dessa forma, sugere-se que a camada de CrN presente no BALINIT® DLC STAR não proporciona efeitos expressivos para essa aplicação tribológica, embora seja importante notar que a sua presença pode ter influenciado na menor dispersão dos resultados de k quando comparado com o resultado obtido com o BALINIT® DLC. Aqui é interessante citar o estudo realizado por Beake et al. (2021), em que foi investigado o efeito da dopagem de filmes finos de DLC com silício e tungstênio. Durante a discussão dos resultados, os autores mencionaram que, em certas condições tribológicas, o desempenho tribológico de um filme pode ser melhor quando o mesmo apresenta menor dureza e módulo de elasticidade. Nesse caso, essas propriedades permitem que o filme se deforme em regime elástico (amortecimento) e se mantenha aderido no substrato ou na camada subsequente.

4.2. Ensaios de furação da liga Al-Mg-Si 6351 T6

4.2.1. Formação do cavaco

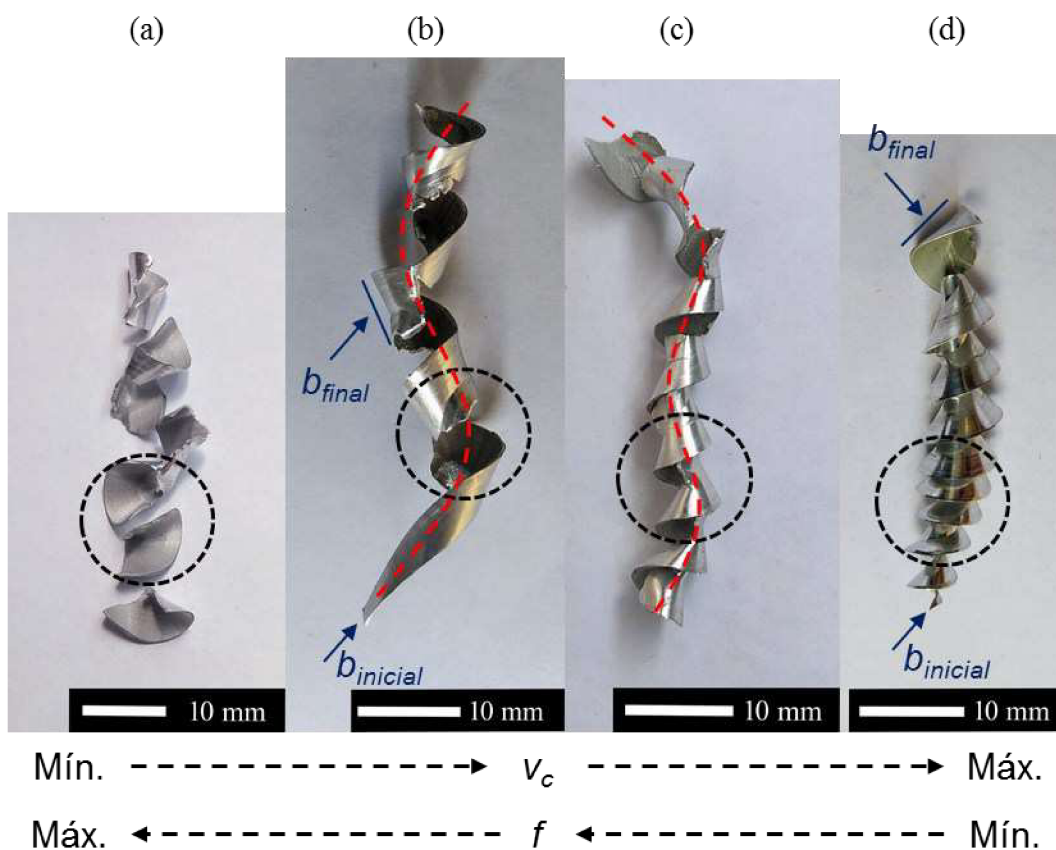
4.2.1.1. Cavacos obtidos durante a usinagem utilizando ferramentas de corte sem quebra-cavaco

Na Figura 58 é apresentado um resumo do formato dos cavacos obtidos nos ensaios de usinagem realizados com as ferramentas de corte sem o quebra-cavaco. Após comparação com outros estudos, foi possível chegar ao consenso de que a forma predominante dos cavacos foi a “cônica-helicoidal”. As amostras (b), (c) e (d) indicam com maior clareza essa forma, a qual é similar à forma “helicoidal-cônica” da norma ISO 3685 citada por Al-Khafaji et al. (2024). Amostras similares foram classificadas como “cônica-espiral” ou “parafuso”, assim como observado nos estudos de Zhu et al. (2018), Ming et al. (2020), Parasuraman et al. (2021) e Bayraktar et al. (2025). O termo “cônico” pode ser atribuído quando se considera apenas a presença da v_c , formando um único cavaco após a rotação completa da ferramenta. Adicionando o movimento de avanço (f) da ferramenta, os cones são formados continuamente com um passo constante, onde pode ser atribuído o termo “helicoidal”. Como resultado da v_c e do f (movimento efetivo de corte), obtém-se o denominado cavaco “cônico-helicoidal”, terminologia atribuída apenas nessa tese, sem intenção de contrapor àquela atribuída na norma.

Conforme indicado pelas linhas de cor vermelha nas amostras (b) e (c) da Figura 58, a forma cônica-helicoidal não segue uma continuidade retilínea, e sim algo semelhante a uma curva senoidal que provavelmente é devido ao formato dos canais de escoamento da broca. Mas isso não foi observado em todos os cavacos, como na amostra (d), por exemplo. Quando o comprimento do cavaco é maior do que o comprimento do furo usinado, a rotação da ferramenta tende a remover (similar à ausência de força centrípeta) os cavacos dos canais helicoidais. Isso pode favorecer a quebra do cavaco e, também, reduzir o seu tempo de contato com o canal helicoidal da ferramenta (AHMAD et al., 2024).

Por meio das indicações em cor azul nas amostras (b) e (d) da Figura 58, é possível supor que a largura do cavaco se forma ao longo da aresta principal de corte, iniciando com um valor mínimo ($b_{inicial}$) até atingir o valor máximo (b_{final}) antes de sua ruptura. Esse comportamento acontece devido ao ângulo de posição principal X_r ser menor do que 90° , resultando na penetração progressiva da aresta principal de corte sobre o material usinado (MING et al., 2020).

Figura 58 Ilustração das amostras de cavacos representativas dos ensaios realizados com as ferramentas de corte sem quebra-cavaco – formato cônico-helicoidal fraturado (a), de passo longo e parcialmente fraturado (b), de passo intermediário (c) e de passo curto (d)



A Figura 58 também indica modificações que ocorrem na formação do cavaco quando há variação da v_c e do f . Conforme indicado pelas circunferências tracejadas em cor preta, a ocorrência de fratura (AHMAD et al., 2024) e a distância (passo) entre os cones dos cavacos tendem a aumentar quando o f é maximizado e possui efeito mais significativo em comparação à v_c . Por outro lado, maximizando a v_c , o formato cônico torna-se mais definido e a superfície posterior (em contato com a superfície de saída) do cavaco assume um aspecto visual mais polido.

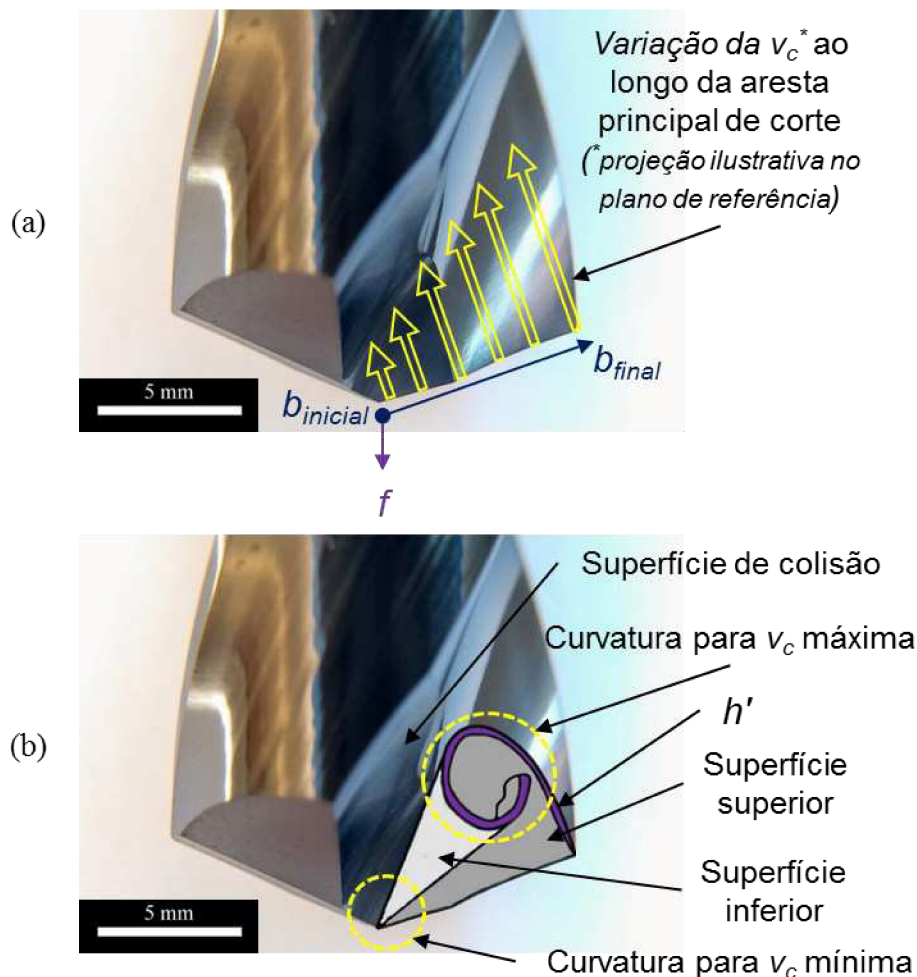
No caso do f , forma-se um cavaco mais rígido, com espessura h' tal qual oferece maior resistência à deformação plástica que é imposta pela geometria da ferramenta (UDDIN et al., 2018; AL-KHAFAJI et al., 2024). Como resultado, observam-se cavacos similares às amostras (a) e (b) na Figura 58. Quando se observa a amostra (d) até a (b), em analogia ao passo de uma rosca de um parafuso, nota-se que a distância entre os cones aparenta ter correlação positiva

com o f , ou seja, essa distância pode ser um indicativo do deslocamento linear da ferramenta de corte após completar uma única rotação.

Quando o efeito da v_c (efeito na temperatura de usinagem) sobrepõe o do f , maior quantidade de energia, na forma de calor, é transferida para o cavaco. Isso reduz a sua resistência à deformação plástica, tornando-o menos rígido e sujeito à fratura (BAYRAKTAR et al., 2025). As amostras (c) e (d) são exemplos dessa condição. Além disso, quanto maior for a v_c , supõe-se que a sua variação ao longo da aresta de corte, ou seja, do centro da ferramenta até a sua extremidade, também seja maior. Isso implica na maior variação de componentes unitárias de vetores-velocidade de escoamento ao longo do cavaco. Como resultado, a curvatura do cavaco se torna maior, proporcionando um formato cônico mais aberto, como na amostra (d) (PRAMANIK et al., 2024). Conforme mencionado por Luo et al. (2021), cavacos similares à amostra (d) podem indicar um bom desempenho do processo de usinagem principalmente devido ao aspecto visual da superfície posterior, a qual pode indicar uma condição mais favorável (coeficiente de atrito) na interface cavaco-ferramenta. É interessante mencionar que, em relação à v_c , a discussão apresentada contradiz os resultados de Uddin et al. (2018), Gökçe et al. (2022) e Al-Khafaji et al. (2024). Nesses estudos, os autores mencionam que os cavacos tenderam a quebrar com mais facilidade devido à energia cinética resultante do aumento da v_c .

A formação do cavaco cônico-helicoidal observada na Figura 58 pode ser mais bem compreendida por meio da Figura 59 (MING et al., 2020; PARASURAMAN et al., 2021). A v_c , observada normalmente no plano de trabalho, varia ao longo da aresta principal de corte, e isso impacta na velocidade de escoamento do cavaco sobre a superfície de saída na medida em que a ferramenta avança sobre o material e a largura de corte aumenta ($b_{inicial}$ até b_{final}) (Figura 59a). Quando a largura do cavaco é igual à largura da aresta principal (Figura 59b), nota-se que o formato cônico é resultante da curvatura que o cavaco sofre em função da variação da v_c : no ponto $b_{inicial}$, v_c aproxima-se ao valor nulo (curvatura mínima), enquanto o seu valor é máximo no ponto b_{final} (curvatura máxima). Adicionando a variável f , o cavaco se forma continuamente pela sobreposição de cones na direção oposta ao movimento de avanço, o que está correlacionado com o formato helicoidal. Baseado nos esquemas ilustrativos apresentados por Zhu et al. (2018) e Ming et al. (2020), a forma cônica e a fratura do cavaco também pode ser favorecida pela geometria da ferramenta, nesse caso, especificamente pela presença de uma superfície de colisão que se localiza próximo à superfície de alívio do flanco principal conforme indicado na Figura 59b.

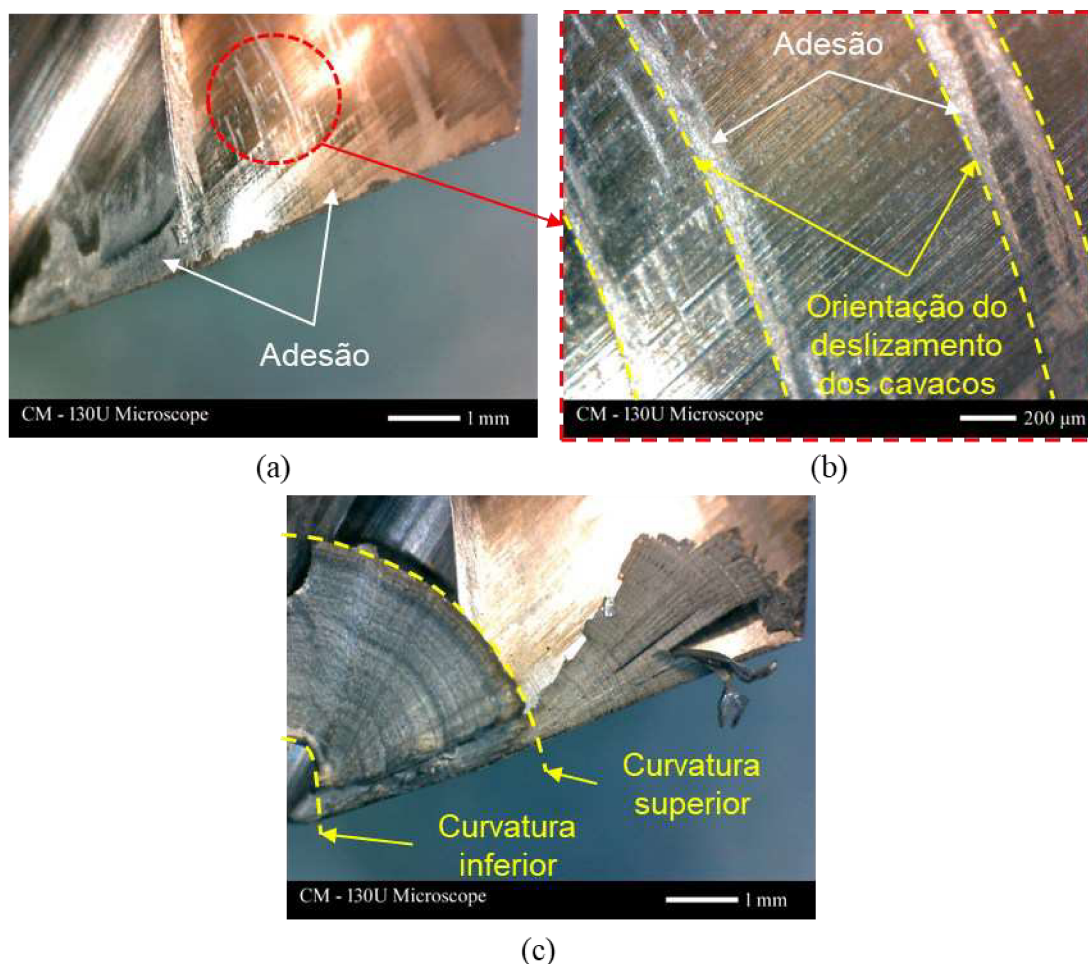
Figura 59 Esquema ilustrativo da formação do cavaco em uma ferramenta de corte helicoidal - variação da v_c ao longo da aresta principal de corte (a) responsável pela forma cônica-espiral do cavaco (b)



Fonte: inspirado em Ming et al. (2020)

Imagens de duas ferramentas de corte, registradas antes do processo de decapagem, foram selecionadas na busca de se evidenciar o que foi discutido a respeito da Figura 59. Na primeira ferramenta (Figura 60a), observa-se a presença de adesão sobre a superfície de saída. Ao ampliar a visualização sobre uma área dessa superfície distante da aresta principal de corte, é possível notar que o material aderido sobrepõe apenas algumas regiões, e essa sobreposição aparenta seguir uma trajetória não retilínea (Figura 60b). Por meio das linhas tracejadas em cor amarela, supõe-se que essa trajetória seja uma representação de como se dá o deslizamento do cavaco, o que corrobora com a Figura 59b (curvatura do cavaco). Na segunda ferramenta analisada (Figura 60c), as linhas tracejadas delimitam raios de curvatura mínimo e máximo do cavaco aderido, o que reforça a hipótese mencionada na Figura 60b e na Figura 59.

Figura 60 Vista superior da aresta principal de corte e da superfície de saída (a), indícios de adesão e de deslizamento do cavaco sobre uma área da superfície de saída (b) e indicações das linhas de curvatura inferior e superior presentes em um cavaco aderido (c)



4.2.1.2. Cavacos obtidos durante a usinagem utilizando ferramentas de corte com quebra-cavaco

Ao utilizar as ferramentas de corte com o quebra-cavaco, notou-se diferença expressiva na forma dos cavacos em comparação aos cavacos apresentados anteriormente (Figura 58), porém, em contramão ao comportamento esperado. A Figura 61a representa o aspecto da formação do cavaco comumente observado ao longo de todos os ensaios de usinagem, independentemente da variação do f , da v_c e do filme. De modo geral, os cavacos se formaram como fitas longas e emaranhadas, assim como observado por Zhu et al. (2018), que denominou a geometria da ferramenta com quebra-cavaco como “aresta multi-pontas”. Após notar similaridade com o resultado desses autores, despertou-se a curiosidade em observar o

emaranhado dos cavacos com maior detalhe, no qual se concluiu que a geometria “aresta multi-pontas” produz um emaranhado de “multi-cavacos”. Sendo mais específico, foram identificados cinco cavacos distintos, nomeados como “Cavaco 1”, “Cavaco 2”, “Cavaco 3”, “Cavaco 4” e “Cavaco 5” (Figura 61b). Cada um desses será apresentado separadamente mais adiante nesse capítulo. Embora todos tenham sido considerados como helicoidais, é importante mencionar que, com exceção do Cavaco 3, essa característica não foi atribuída pelo efeito do f como citado para os cavacos apresentados na Figura 58, mas sim pela característica geométrica dos canais de escoamento presentes nas ferramentas de corte, que também são helicoidais.

O Cavaco 1 (Figura 62a) pode ser caracterizado como uma fita helicoidal longa, com aproximadamente $1,41 \pm 0,01$ mm de largura, flexível e facilmente deformada plasticamente. O aspecto visual da superfície superior (menor aspereza) pode indicar que esse cavaco seja o menos deformado no plano cisalhamento quando comparado às demais amostras. O Cavaco 2 (Figura 62b) também pode ser considerado como uma fita helicoidal longa, porém mais larga ($3,17 \pm 0,01$ mm) e rígida quando comparado ao Cavaco 1. No centro da superfície superior, há um estreito ressalto em forma de trapézio (topo e base com $0,38 \pm 0,02$ mm e $0,66 \pm 0,05$ mm de largura, respectivamente) que se estende ao longo do cavaco. Observando o esboço da seção transversal do cavaco, nota-se que esse ressalto constitui uma região central onde a espessura do cavaco é máxima, o que pode justificar a sua maior rigidez. Na vista inferior observa-se a presença de duas superfícies localizadas em planos distintos, podendo ser um reflexo da geometria de afiação da ferramenta de corte. A superfície mais estreita possui aproximadamente $0,76 \pm 0,03$ mm de largura. Ambas as superfícies apresentam um aspecto visual mais liso em comparação à superfície superior, sendo então aquelas em contato com a superfície de saída. O Cavaco 3 (Figura 62c) foi dificilmente identificado no emaranhado (Figura 61a) devido ao seu pequeno comprimento. O cavaco é helicoidal, possui largura próxima a $1,32 \pm 0,14$ mm, mas não aparenta ser uma fita como as demais amostras. A superfície superior apresenta um aspecto áspero similar ao Cavaco 2, o que pode indicar maior deformação sofrida no plano de cisalhamento quando comparado ao Cavaco 1.

Figura 61 Ilustração dos cavacos emaranhados na ferramenta de corte com o quebra-cavaco (a) e do detalhamento das cinco formas de cavacos identificadas em uma amostra (b)

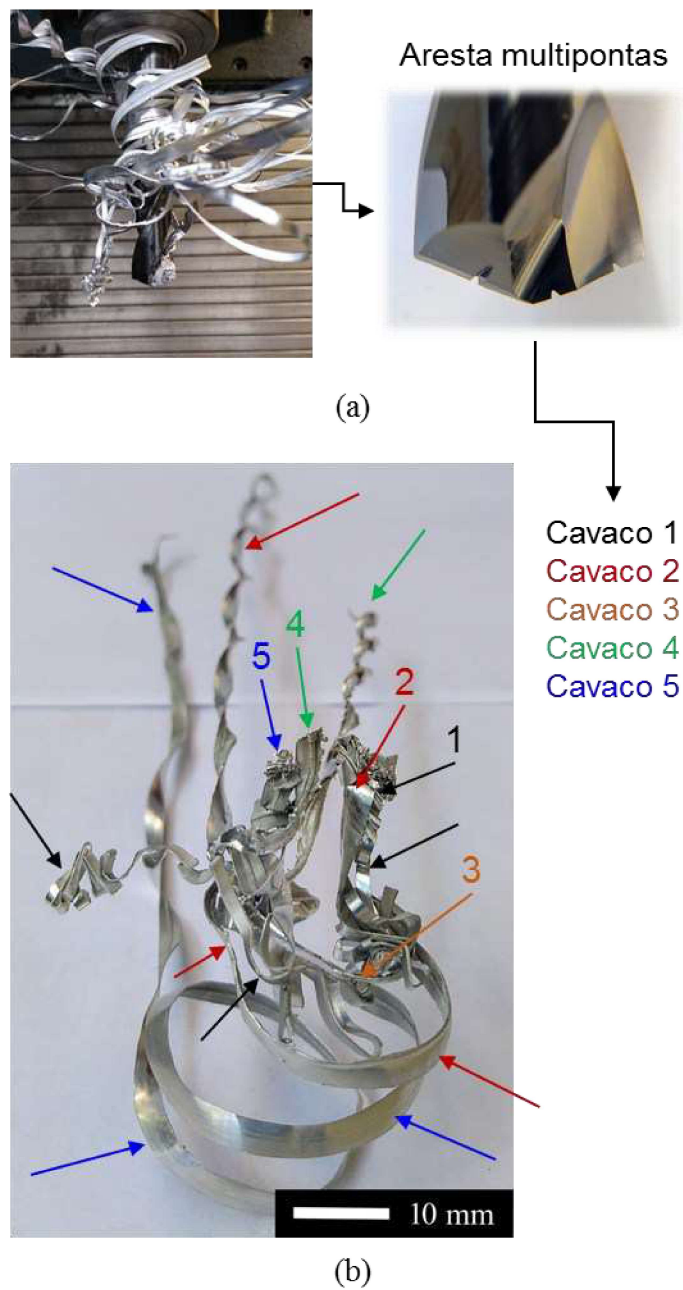
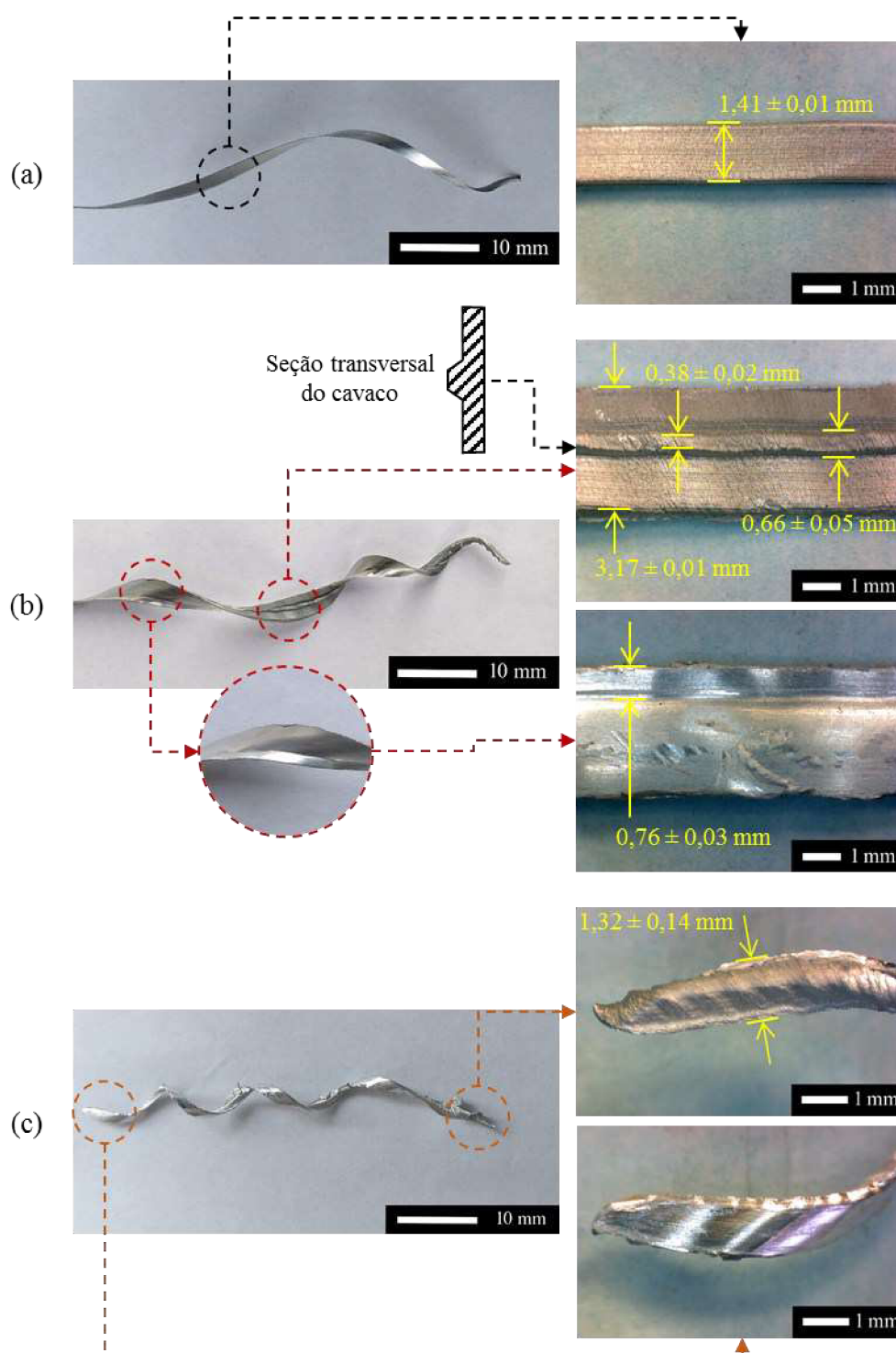


Figura 62 Ilustração de amostras de cavacos obtidas na usinagem utilizando ferramentas de corte com o quebra-cavaco - Cavaco 1 (a), Cavaco 2 (b) e Cavaco 3 (c)



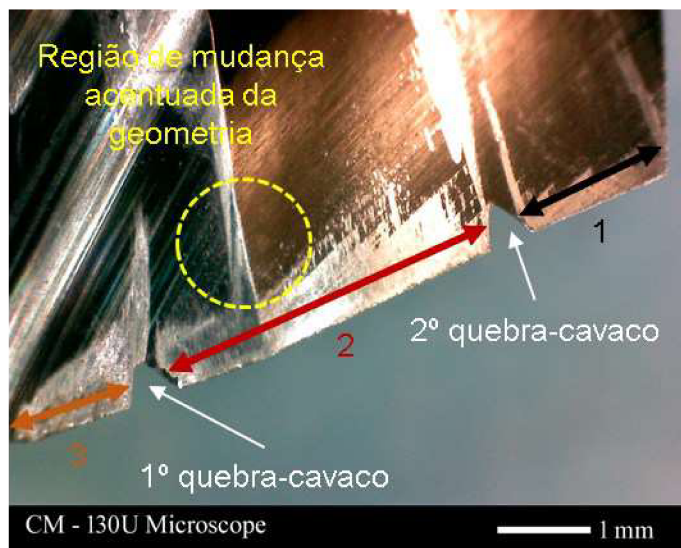
Os cavacos 1, 2 e 3 são formados na aresta principal de corte que contém dois quebra-cavacos, conforme apresentado na Figura 63a. Mais próximo ao centro da ferramenta é formado o Cavaco 3. Lembrando que nessa região da ferramenta de corte o ângulo de saída pode ser nulo ou negativo, justifica-se o porquê de ele aparentar ser mais deformado em comparação aos

demais, conforme discutido para a Figura 62c. O Cavaco 2 é formado entre o 1º e o 2º quebra-cavaco, o que pode justificar a sua largura e o aspecto da superfície inferior (Figura 62b) que apresentou dois planos de contato devido à mudança acentuada da geometria de afiação conforme indicado pela circunferência em cor amarela (Figura 63a). O Cavaco 1 é formado logo em seguida, a partir do 1º quebra-cavaco até atingir a interseção entre as arestas principal e secundária de cortes. Nessa região é interessante mencionar que a velocidade de corte e o ângulo de saída alcançam seus valores máximos. Nesse caso, a maior energia cinética (UDDIN et al., 2018) imposta para dada seção transversal do cavaco somado ao aumento localizado do ângulo do plano de cisalhamento podem justificar as características discutidas a respeito da Figura 62c.

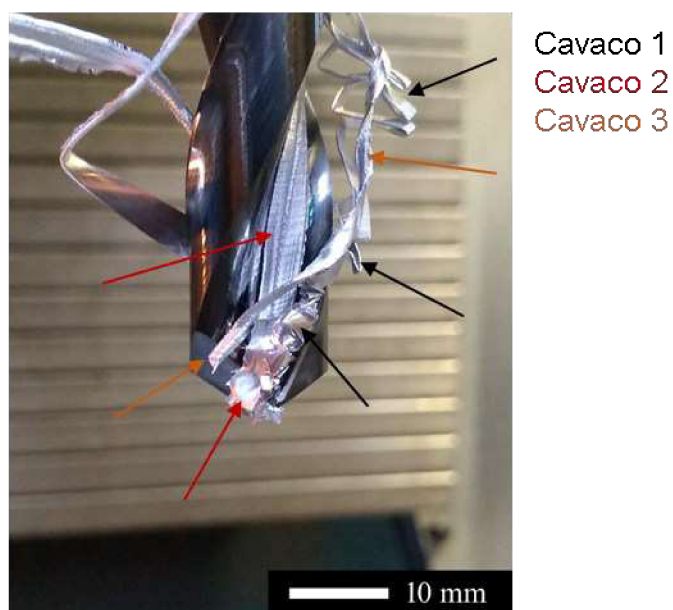
Na Figura 63b é ilustrada uma ferramenta de corte logo após a usinagem de um furo. Pela disposição dos cavacos, nota-se que o Cavaco 3 realmente é formado nas proximidades do núcleo da ferramenta de corte e a sua forma helicoidal provavelmente está relacionada com a face de colisão indicada na Figura 59b. Ele aparenta ser facilmente expulso do canal helicoidal devido ao Cavaco 2, o qual tem maior largura e, com isso, provavelmente maior rigidez. Nota-se que esse cavaco tem maior comprimento de contato com o canal helicoidal em comparação os demais cavacos. Isso deixa claro que a sua forma helicoidal, mencionada na Figura 62b, é resultante da geometria do canal de escoamento. O Cavaco 1 está localizado próximo à guia (aresta secundária) da ferramenta de corte. Ao longo de sua formação é possível observar diversas regiões de dobramento e nenhum indício de fratura, o que corrobora com as características discutidas para a Figura 62a.

Na Figura 64, ambos os cavacos 4 (a) e 5 (b) são fitas helicoidais com larguras próximas a $3,26 \pm 0,03$ mm e $3,39 \pm 0,03$ mm, respectivamente. Assim como no Cavaco 2 (Figura 62b), um ressalto em formato trapezoidal foi observado na região central da seção transversal, se estendendo ao longo do comprimento dos cavacos. A primeira diferença entre eles pode ser verificada na superfície superior, em que o Cavaco 4 apresenta um aspecto visual mais rugoso, podendo indicar maior estado de deformação resultante das tensões compressivas e cisalhantes no plano de cisalhamento. Em seguida, a superfície observada na vista inferior se assemelha ao do Cavaco 2, onde a presença da superfície mais estreita ($0,89 \pm 0,04$ mm de largura) pode indicar alguma mudança de plano da superfície de saída da ferramenta de corte. Outra diferença a ser notada é o aspecto serrilhado presente em uma das extremidades laterais do Cavaco 4 (BAYRAKTAR et al., 2025). Esse comportamento pode ser um indício de elevadas tensões de tração que atuam nessa região do cavaco, provavelmente devido ao contato lateral com a superfície do canal helicoidal.

Figura 63 Ilustração dos cavacos formados a partir da aresta principal de corte composta por dois quebra-cavacos - hipótese de disposição dos cavacos 1, 2 e 3 (a), e exemplo dos cavacos aderidos na ferramenta de corte após usinagem (b)

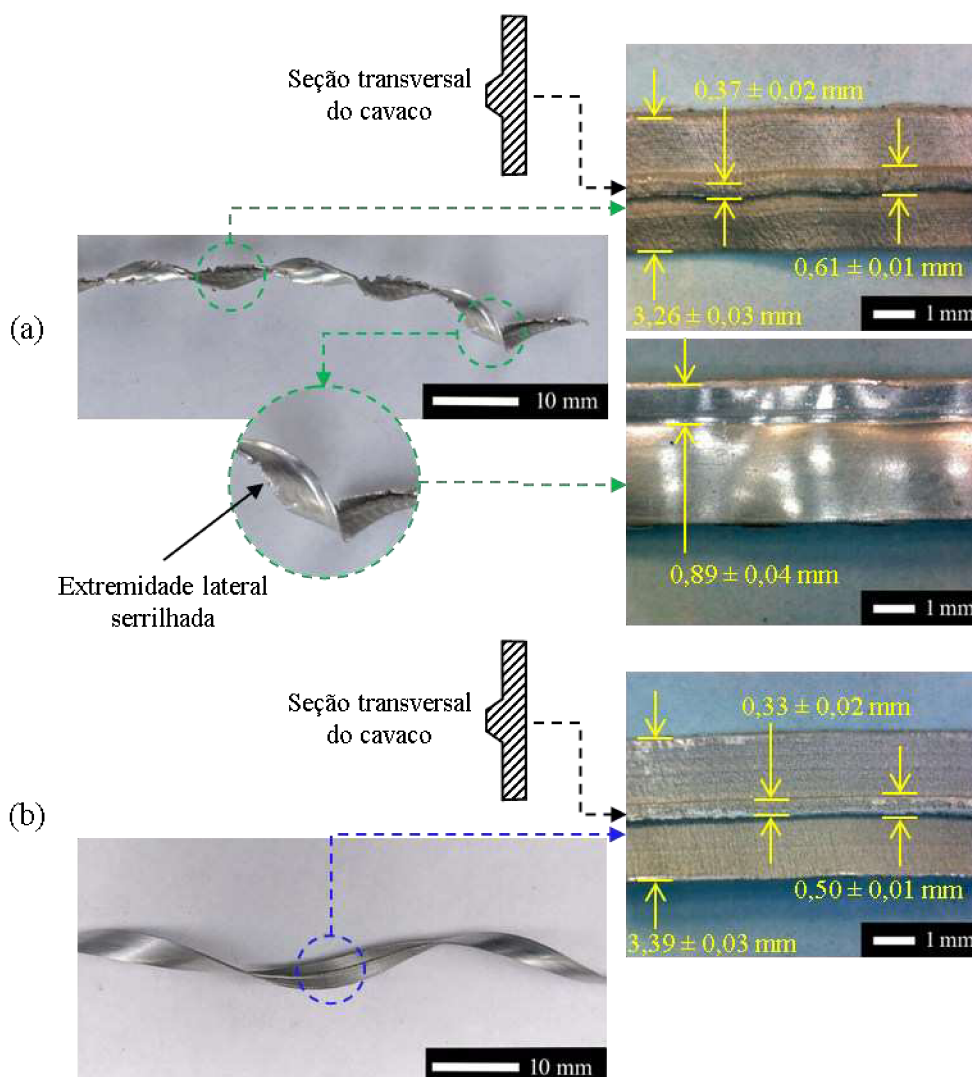


(a)



(b)

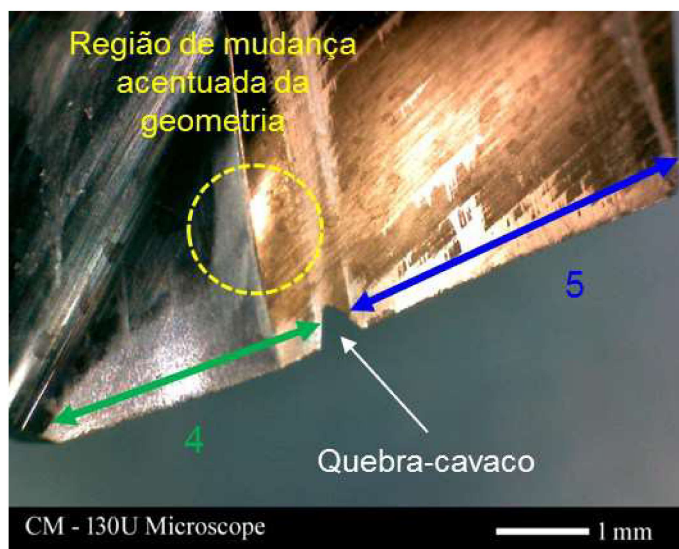
Figura 64 Ilustração de amostras de cavacos obtidas na usinagem utilizando ferramentas de corte com o quebra-cavaco - Cavaco 4 (a) e Cavaco 5 (b)



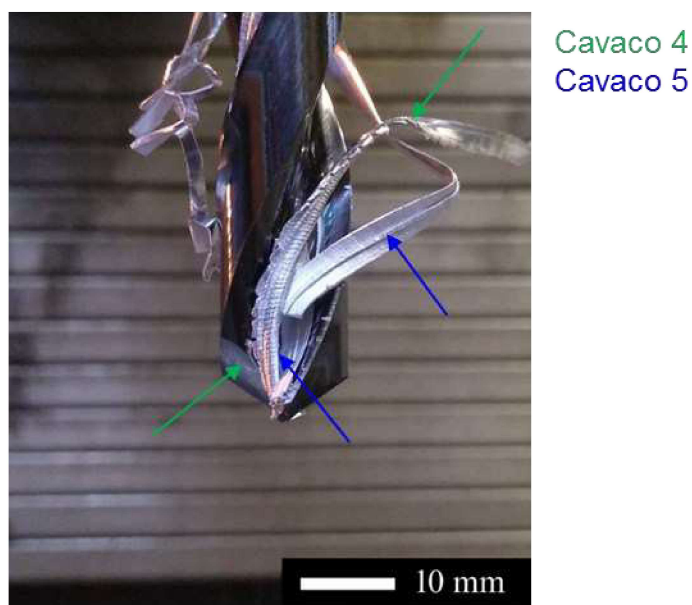
As diferenças citadas entre os cavacos 4 e 5 (Figura 64) levaram a hipótese de que o Cavaco 4 é o primeiro a ser formado durante a usinagem, ou seja, forma-se entre as proximidades da aresta transversal e o quebra-cavaco, conforme apresentado na Figura 65a. A principal justificativa é a presença das duas superfícies observadas na vista inferior que estão correlacionadas com a mudança acentuada da geometria da ferramenta, no caso, tanto no ângulo de inclinação quanto no ângulo de saída. Para melhor compreensão, na Figura 66a é ilustrada uma amostra do Cavaco 4 realocada em sua posição de deslizamento sobre a superfície de saída de uma ferramenta sem quebra-cavaco. Com ênfase na região delimitada pela circunferência tracejada em cor vermelha, nota-se que a superfície mais estreita do cavaco é realmente originada pela geometria de afiação, conforme ilustrada na Figura 66b. Observando o plano principal de corte, verifica-se que as ferramentas utilizadas nesse estudo possuem uma peculiar

geometria de afiação, em que o ângulo de inclinação é variável ao longo de toda a aresta principal de corte.

Figura 65 Ilustração dos cavacos formados na aresta principal de corte composta por um quebra-cavaco: hipótese de disposição dos cavacos 4 e 5 (a), e exemplo dos cavacos aderidos na ferramenta de corte após usinagem (b)

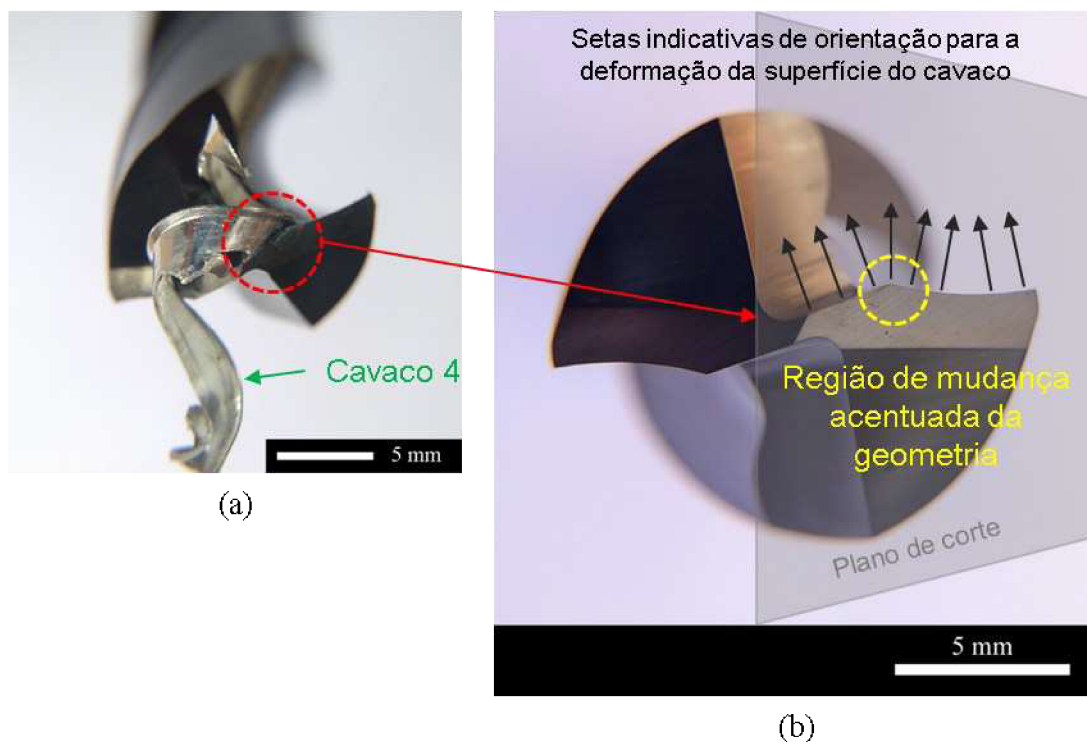


(a)



(b)

Figura 66 Demonstração do posicionamento do Cavaco 4 sobre a ferramenta de corte (a), com ênfase na característica geométrica de afiação observada no plano principal de corte (b)



Retomando a discussão sobre a Figura 64a, o Cavaco 5 é formado logo após o Cavaco 4, a partir do quebra-cavaco até a ponta de corte. Assim como discutido na Figura 63, a maximização da v_c e do ângulo de saída nessa região da aresta de corte podem reduzir o nível de deformação do cavaco no plano de cisalhamento. Isso pode justificar a diferença do aspecto visual da superfície superior observada entre os cavacos 4 e 5 (Figura 64).

Na Figura 65b é apresentada uma ferramenta de corte logo após a usinagem de um furo, onde nota-se a presença e o posicionamento desses cavacos. A disposição deles, a partir das proximidades da aresta principal de corte corrobora com a discussão realizada para a Figura 65a. Nota-se que a extremidade lateral do Cavaco 4 que possui o aspecto serrilhado aparenta estar em contato com uma região mais próxima ao núcleo da ferramenta de corte, provavelmente passando também pela superfície de colisão indicada na Figura 59b. Com isso, o Cavaco 4 percorra uma trajetória que promove uma curvatura (e deformação) acentuada, a qual pode justificar o aspecto mencionado na Figura 64a e também faz com que ele seja expulso do canal helicoidal de escoamento, conforme observado na Figura 65b. Observa-se também que o Cavaco 5 sofre deformações plásticas acentuadas (dobramentos) conforme seu comprimento

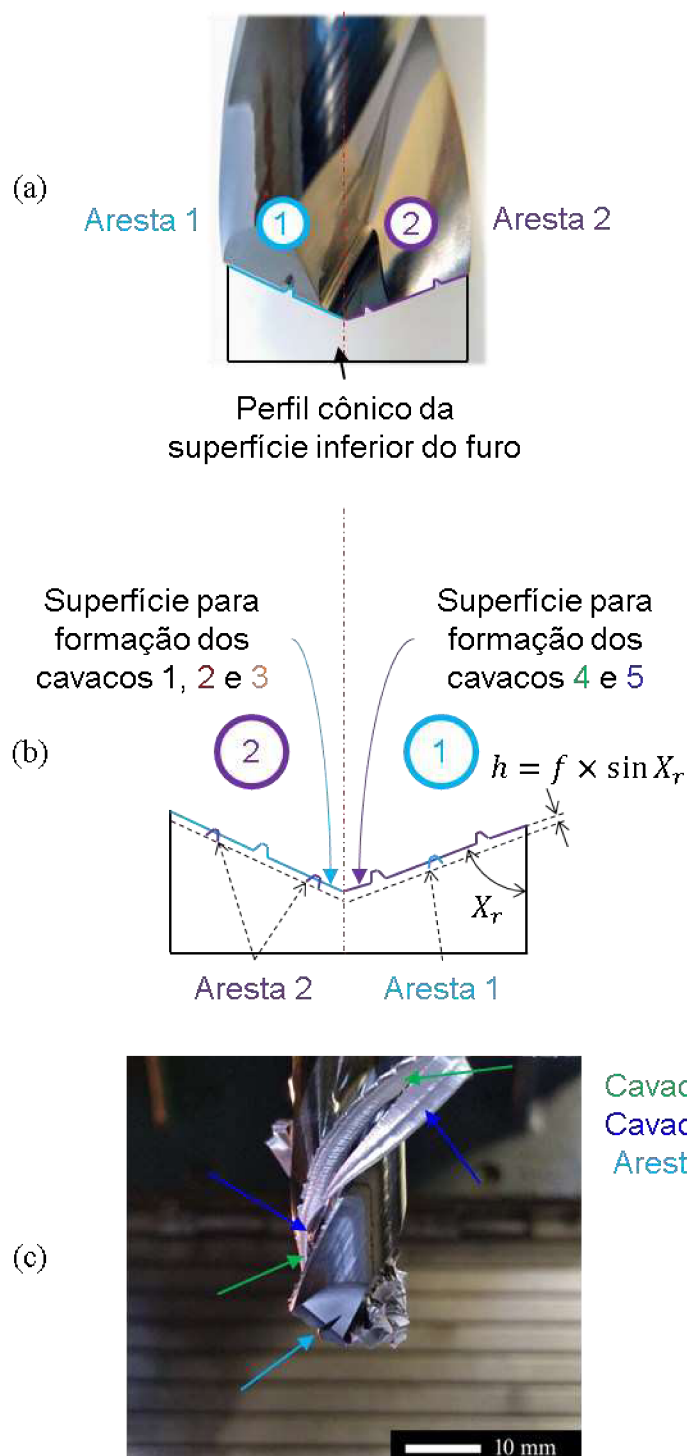
aumenta, porém, sem ocorrer fratura, similar ao comportamento do Cavaco 1 (Figura 63). Isso pode indicar que, em comparação ao Cavaco 4, o Cavaco 5 tenha uma espessura média aritmética menor devido a sua formação ocorrer em uma região da geometria de afiação que proporciona maior velocidade de escoamento, como já discutido na Figura 64 e na Figura 65.

A presença do ressalto em forma trapezoidal observada na superfície superior dos cavacos 2 (Figura 62b), 4 (Figura 64a) e 5 (Figura 64b), que aumenta a espessura localizada na seção transversal dos cavacos, foi justificada pela presença dos quebra-cavacos. No entanto, isso gerou dois questionamentos para compreender a correlação entre o quebra-cavaco e o ressalto do cavaco: como o Cavaco 2 é formado na aresta de corte onde se encontra dois quebra-cavacos (1)?; e como os cavaco 4 e 5 são formados na aresta de corte onde se encontra apenas um quebra-cavaco (2)? Para responder a esses questionamentos, a Figura 67 foi elaborada após uma análise conjunta entre a geometria de afiação da ferramenta, a cinemática do processo (Figura 5) e o comportamento do emaranhado de cavacos observado durante os ensaios de usinagem (Figura 61).

Na Figura 67a nota-se que o perfil da superfície inferior do furo usinagem é uma impressão digital da geometria de afiação da ferramenta de corte, nesse caso, em termos do ângulo da ponta cônica e do formato das arestas principais de corte. Como resultado, o perfil da superfície possui três ressaltos que são referentes os quebra-cavacos presentes nas arestas principais de corte denominadas como “Aresta 1” e “Aresta 2”.

Imaginando que o processo de usinagem é iniciado conforme o posicionamento ilustrado nesse esquema, a disposição das arestas 1 e 2 muda para o esquema ilustrado na Figura 67b, após 180° de rotação. Nesse momento, onde a ferramenta de corte já deslocou 50 % do valor total do f , as arestas de corte se deparam com as superfícies já usinadas em um ciclo anterior. A Aresta 2, que contém dois quebra-cavacos, irá avançar sobre a superfície anteriormente usinada pela Aresta 1 para formar os cavacos 1, 2 e 3. Como resultado, apenas o Cavaco 2 possui o ressalto em sua superfície superior, pois ele é formado em uma região central da aresta de corte que cisalha a superfície que contém um ressalto originado pelo quebra-cavaco da Aresta 1. De forma análoga, a Aresta 1, que contém um quebra-cavaco, irá avançar sobre a superfície anteriormente usinada pela Aresta 2 para formar os cavacos 4 e 5. Logo, os ressaltos observados em suas superfícies são referentes aos quebra-cavacos da Aresta 2. Isso é demonstrado na Figura 67c, onde é possível notar (e constatar) que a formação do Cavaco 4 e do Cavaco 5 ocorreu na Aresta 1.

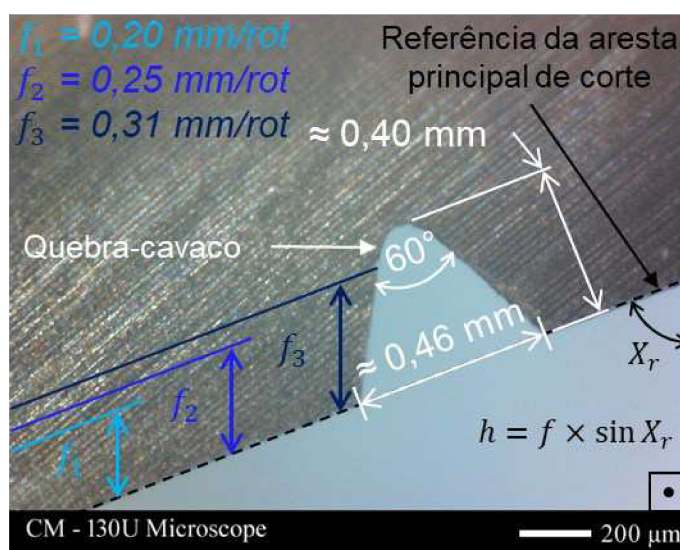
Figura 67 Ilustração elaborada para compreensão da formação dos cavacos - perfil da superfície inferior do furo usinado (a), posição das arestas principais de corte após 180° de rotação (b) e demonstração dos cavacos 4 e 5 formados na aresta principal de corte (c)



O esquema apresentado na Figura 67b contribuiu na formulação da primeira hipótese utilizada para responder pelo qual motivo os “multi-cavacos” se formaram com a geometria

“aresta multi-pontas”. Como pode ser observado na Figura 68, o ângulo de 60° faz com que o quebra-cavaco separe as pontas da aresta principal de corte em aproximadamente 0,46 mm. Tendo esse valor como referência e estando ciente da relação dos parâmetros de usinagem da Equação (1), verificou-se que os três níveis de f utilizados nos ensaios de usinagem não sobrepõem totalmente os quebra-cavacos, o que poderia justificar a formação dos cavacos apresentados anteriormente. Nesse caso, a formação de um único cavaco na aresta principal de corte poderia ocorrer caso o f fosse maior do que a altura do quebra-cavaco: 0,40 mm ($f > 0,40$ mm/rot).

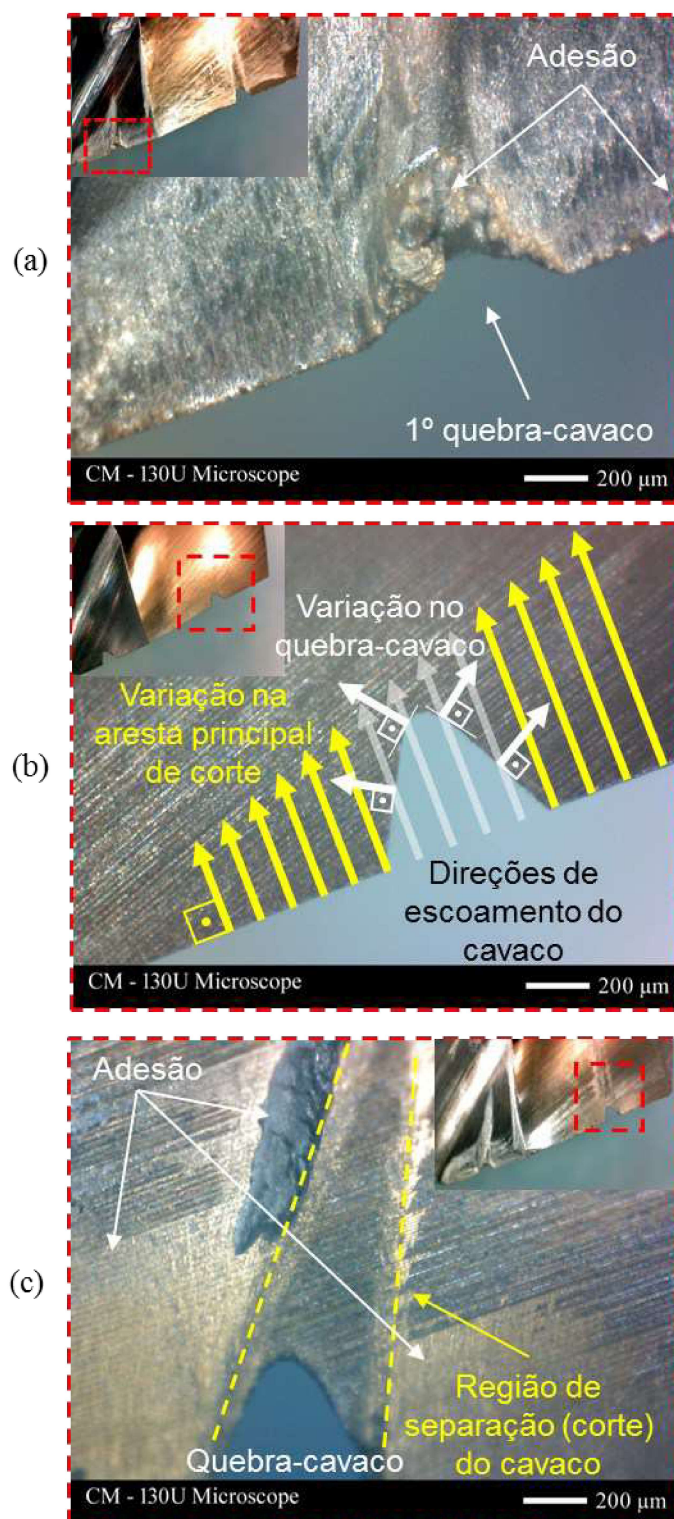
Figura 68 Esquema ilustrativo da relação entre as dimensões do quebra-cavaco e os três níveis de avanço utilizados nos ensaios de usinagem – 1ª hipótese para formação dos multi-cavacos



A segunda hipótese formulada para a formação dos “multi-cavacos” partiu do pressuposto de que deformações plásticas provenientes das zonas primária (plano de cisalhamento) e secundária (interface cavaco-ferramenta) de cisalhamento (WANG et al., 2021), somadas à presença do quebra-cavaco, proporcionaram alterações da espessura e/ou do comprimento de contato do cavaco sobre a superfície de saída. Nesse caso, ao contrário do que foi observada na Figura 68, existiria sobreposição do quebra-cavaco (Figura 69a), e a formação dos “multi-cavacos” ocorreria pela mudança da direção de escoamento do cavaco ao longo da aresta principal de corte, conforme ilustrado na Figura 69b. Essa mudança ocorre justamente no quebra-cavaco, onde as direções opostas de escoamento poderiam resultar em uma região

crítica de separação (corte) do cavaco, podendo ser observada a presença acentuada do mecanismo de adesão (Figura 69c).

Figura 69 Ilustração da sobreposição do quebra-cavaco por meio da adesão (a), esquema da variação das direções de escoamento do cavaco (b) e detalhamento de uma região de separação do cavaco (c) – 2ª hipótese para formação dos multi-cavacos



4.2.2. Acompanhamento qualitativo de mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas de corte

4.2.2.1. Integridade das ferramentas de corte nos ensaios de usinagem

Para apresentar os resultados qualitativos da formação dos mecanismos de desgaste observados ao longo dos ensaios de usinagem, neste tópico, as ferramentas de corte passaram a ser identificadas com seus respectivos códigos atribuídos a partir do planejamento experimental (conforme APÊNDICE A). Na Figura 70 são apresentados os aspectos visuais comumente observados a respeito da integridade das ferramentas de corte, antes e após a execução dos ensaios de usinagem. Quando novas, as ferramentas N7-9,B1,1,1 (Figura 70a), N34-36,B2,2,1 (Figura 70b) e N100-102,RB3,2,-1 (Figura 70c), respectivamente sem filme, revestida com o BALINIT® DLC e com o BALINIT® DLC STAR, não apresentaram defeitos de fabricação que pudessem comprometer o desempenho durante a usinagem. Ao realizar a decapagem com a solução de NaOH (Figura 29), não foram encontradas alterações na integridade dessas ferramentas, conforme ilustrado na Figura 70d, Figura 70e e na Figura 70f. Dessa forma, foi possível afirmar que, em geral, as condições paramétricas estabelecidas no plano experimental não foram suficientes para gerar desgaste significativo nas ferramentas de corte.

A afirmação anterior pôde ser reforçada por meio da Figura 71. Ao registrar uma imagem da ferramenta N43-45,B3,1,1 antes da sua utilização, uma região com diferença de tonalidade em relação ao do filme (BALINIT® DLC STAR) foi identificada nas proximidades da aresta principal de corte (Figura 71a), podendo ser um indício de algum defeito ocorrido durante o processo de deposição. Ao analisar a mesma região após a utilização da ferramenta (Figura 71b), notou-se que o aspecto visual do defeito indicado ainda se manteve similar ao observado anteriormente. Comportamento semelhante foi encontrado na ferramenta N82-84,RB2,2,-1 revestida com o BALINIT® DLC. A partir disso, pode-se afirmar que não houve perdas significativas por deslocamento de ambos os filmes analisados, o que pode corroborar com os seus resultados de qualidade de adesão (Figura 52 e Figura 53).

Figura 70 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída das ferramentas de corte, antes (a, b, c) e após (d, e, f) execução dos ensaios de usinagem e decapagem – Ferramentas N7-9,B1,1,1 (a, d), N34-36,B2,2,1 (b, e) e N100-102,RB3,2,-1 (c, f)

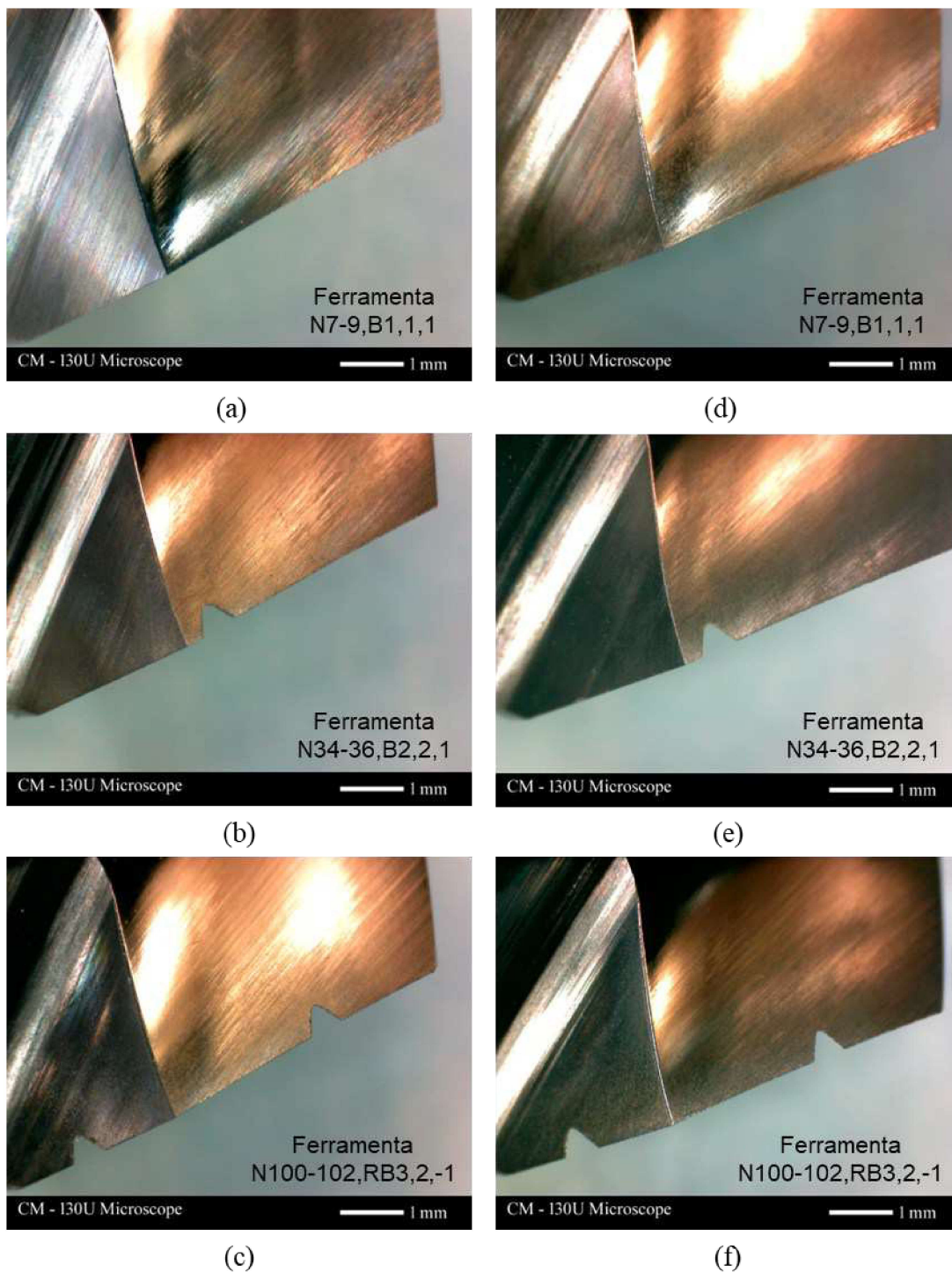
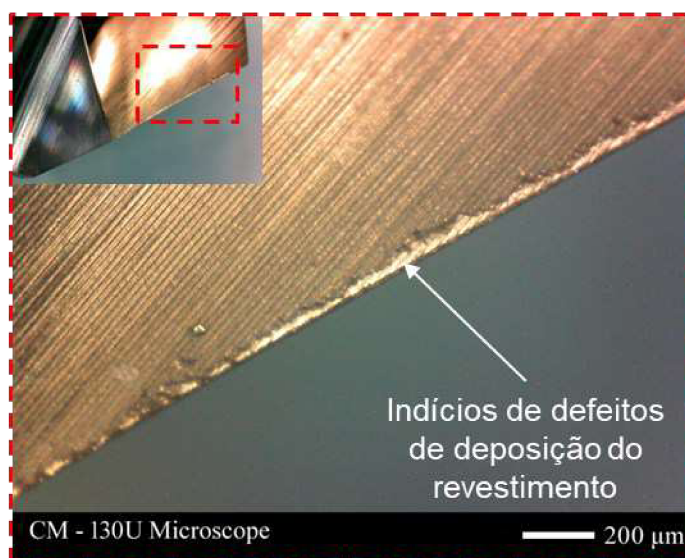
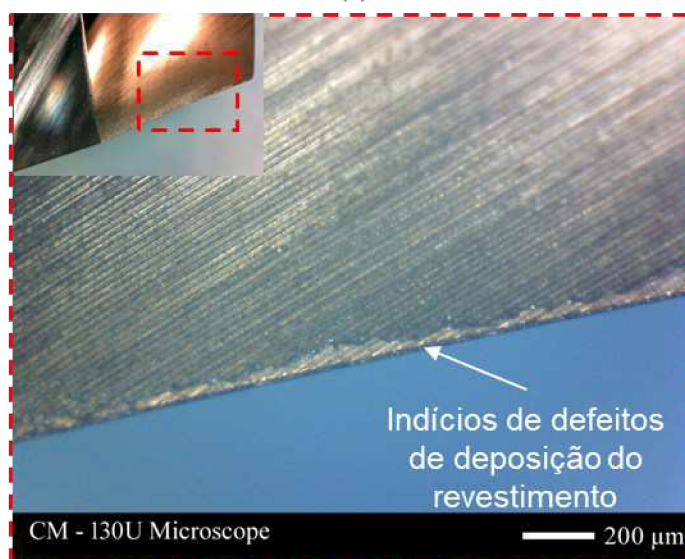


Figura 71 Ilustração do detalhamento da aresta principal de corte da ferramenta N43-45,B3,1,1, antes (a) e após (b) execução dos ensaios de usinagem e decapagem



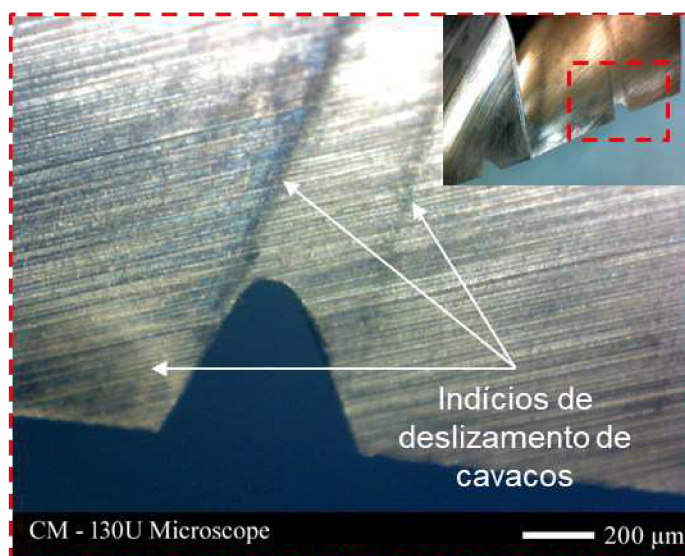
(a)



(b)

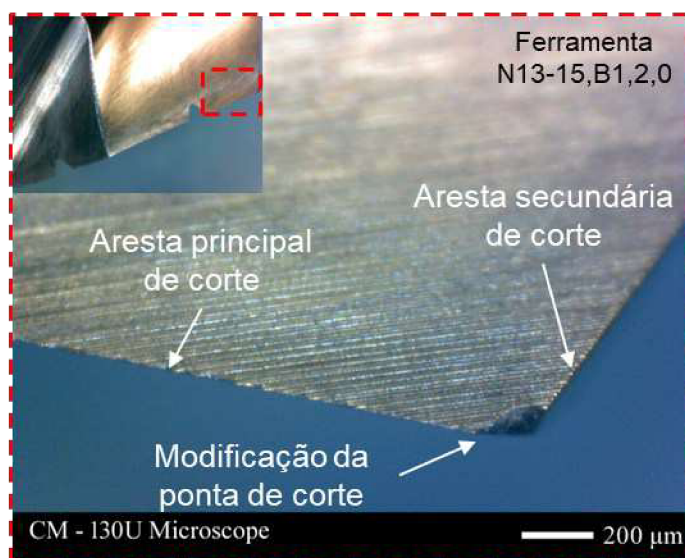
Ao realizar a decapagem das ferramentas de corte com os quebra-cavacos em cada etapa de usinagem, verificou-se o aspecto visual apresentado na Figura 72. Conforme indicado pelas setas na cor branca, regiões de tonalidade mais escura foram observadas na superfície de saída, que podem indicar o deslizamento de cavaco. Ao distanciar da aresta principal de corte, um maior atrito aparenta ocorrer em decorrência do quebra-cavaco, conforme discutido a respeito da Figura 69.

Figura 72 Ilustração do detalhamento da superfície de saída da ferramenta N16-18,B1,2,1, após execução dos ensaios de usinagem e decapagem

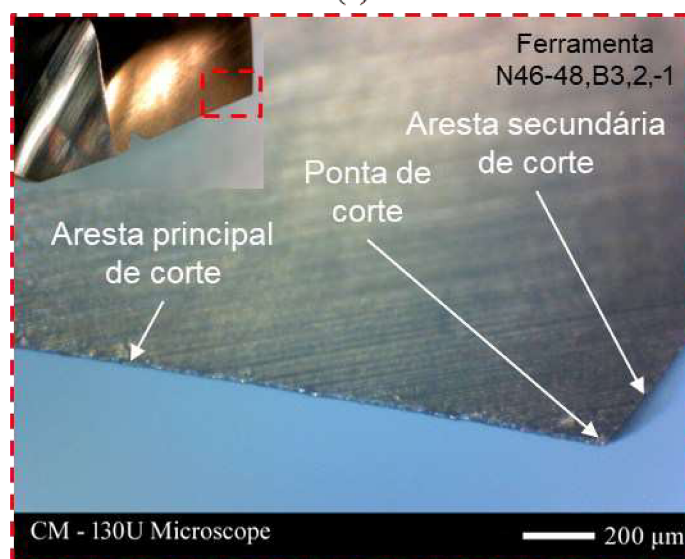


Após apresentar detalhadamente a formação do cavaco no tópico 4.2.1, a Figura 73a pode reforçar a hipótese de que a geometria “arestas multi-pontas” não proporcionou condições favoráveis ao desempenho da ferramenta de corte. A ferramenta N13-15,B1,2,0 foi a única a apresentar visivelmente a perda da ponta de corte, nesse caso, pelo mecanismo de deformação plástica. Considerando o material usinado (liga de alumínio), o material da ferramenta (aço-rápido), a velocidade de corte (192 m/min, 240 m/min e 300 m/min) e a usinagem a seco, pode-se supor que esse mecanismo ocorreu pelo efeito da temperatura de usinagem. Os cavacos em forma de fita helicoidal e o emaranhado já iniciado nas proximidades das arestas principais de corte (tópico 4.2.1) podem permanecer em contato com a ferramenta por um maior tempo quando comparado aos cavacos comuns (Figura 58), proporcionando maior concentração de calor na zona de corte (CHEN et al., 2025; AFZAL et al., 2025).

Figura 73 Ilustração do detalhamento da ponta de corte das ferramentas N13-15,B1,2,0 (a) e N46-48,B3,2,-1 (b), após execução dos ensaios de usinagem e decapagem



(a)



(b)

É interessante mencionar que a ponta de corte é uma região crítica da geometria da ferramenta onde se encontram as arestas principal e secundária de corte, e as máximas velocidades de corte e solicitações térmicas e mecânicas (PARASURAMAN et al. 2021). A aresta secundária atua somente nas proximidades da ponta de corte devido à variação de diâmetro (conicidade) existente ao longo do comprimento da ferramenta. Essa aresta é a guia lateral da ferramenta e possui importante contribuição na rugosidade, “raspando” a superfície principal (parede) do furo (NOVASKI, 1996; TRENT e WRIGHT, 2000; SHAW e COOKSON, 2005). Logo, essa aresta pode ter uma contribuição importante para concentração

de calor na ponta de corte. Mas ao observar a Figura 73b, notou-se que a ponta de corte da ferramenta N46-48,B3,2,-1 está íntegra, em comparação à Figura 73a. Nesse caso, foi possível supor que o efeito da temperatura de usinagem é mais predominante na ausência do filme fino de DLC. Isso pode indicar que o benefício do DLC está relacionado com a redução do coeficiente de atrito ($C\text{-}sp^2$) na interface cavaco-ferramenta e com o aumento da resistência ao desgaste ($C\text{-}sp^3$). Turan et al. (2025), por exemplo, observaram que as temperaturas médias de usinagem durante a furação da liga Al-Mg-Si 6082 T6 foram maiores ao utilizar ferramentas de corte revestidas com TiSiN e TiAlN, em comparação à ferramenta sem filme. De acordo com os autores, isso ocorreu devido ao maior coeficiente de atrito que os filmes proporcionaram na interface cavaco-ferramenta.

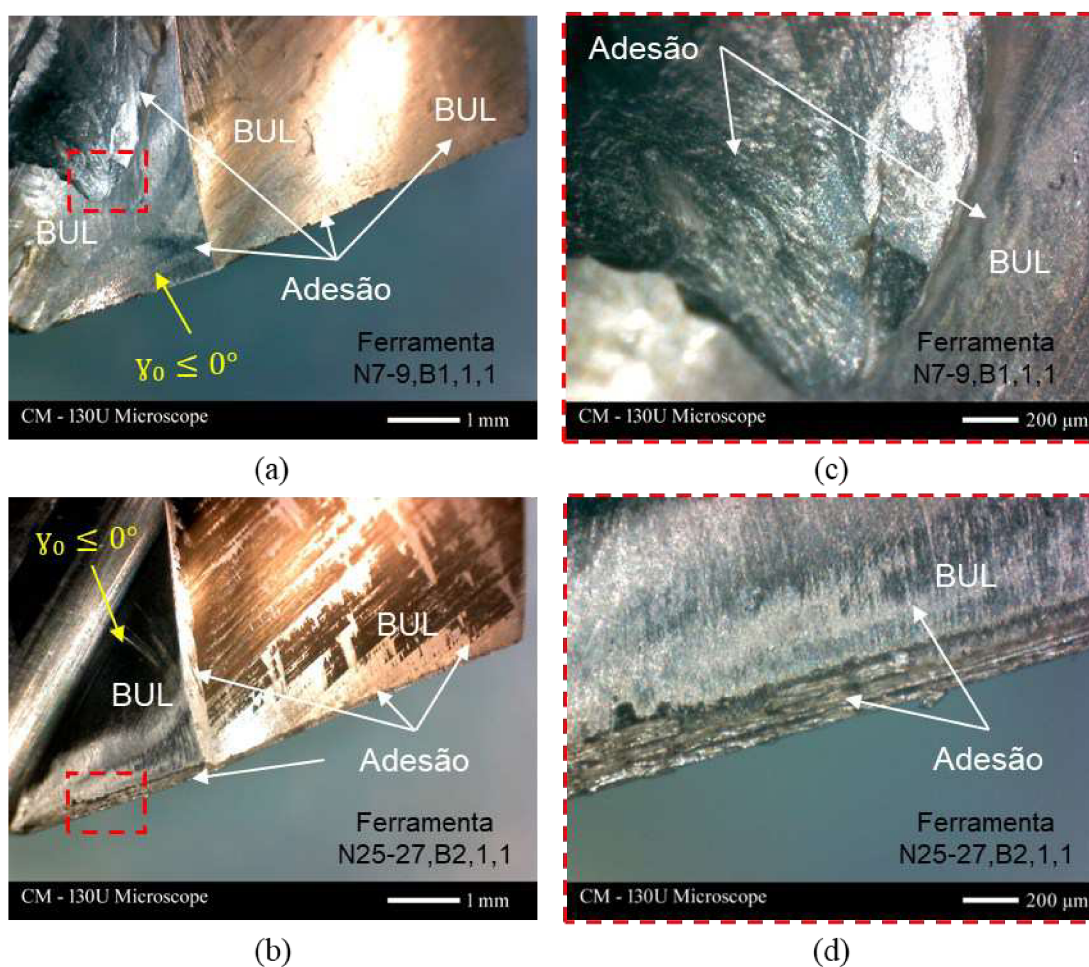
4.2.2.2. *Mecanismo de desgaste predominante nos ensaios de usinagem*

O mecanismo de deformação plástica apresentado anteriormente foi uma particularidade observada em apenas uma ferramenta de corte (Figura 73a). Por outro lado, indícios da presença do mecanismo de desgaste adesivo foi observado em todas as ferramentas analisadas antes da decapagem. Esse é o mecanismo comumente encontrado na usinagem dos materiais, principalmente aqueles que são dúcteis, como as ligas de alumínio (UDDIN et al., 2018; BAYRAKTAR et al., 2025). As ferramentas de corte apresentadas na Figura 74, utilizadas com v_c de 240 m/min e f de 0,30 mm/rot, foram selecionadas para ilustrar o aspecto visual comumente observado em todas as demais ferramentas fabricadas sem os quebra-cavacos. Notou-se, sobre a superfície de saída da ferramenta N7-9,B1,1,1 (Figura 74a), a presença de material aderido predominantemente na forma de BUL: *Built-Up Layer* (BAYRAKTAR et al., 2025). No detalhamento (Figura 74c) de uma região próximo ao núcleo da ferramenta e próxima à face de colisão (indicada na Figura 59), foi observada a presença mais acentuada de adesão devido a sobreposição de camadas de BUL. Isso leva à hipótese de que nessa região concentra-se elevado coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta.

Adesão também foi observada nas ferramentas de corte revestidas, conforme ilustrado na Figura 74b. Na ferramenta N25-27,B2,1,1, a presença predominante de BUL foi localizada nas proximidades da aresta principal de corte. Além disso, um detalhamento (Figura 74d) foi realizado próximo ao núcleo da ferramenta de corte, onde o ângulo de saída já não assume valor positivo (BENEZECH et al., 2012). Nessa região, notou-se um aspecto visual similar ao ilustrado por Gómez-Parra et al. (2013), que também foi mencionado por Bayraktar et al. (2024): após a formação de um filme fino aderido ao longo da superfície de saída (BUL), sucessivas camadas sobrepostas tendem a ser formadas nas proximidades da aresta principal de

corte devido a compatibilidade metalúrgica entre os materiais presentes na interface de contato (alumínio com alumínio). Essa sucessão de camadas pode levar à formação da APC. De acordo com os autores, esse mecanismo é denominado por adesão secundária/indireta, que ocorre frequentemente durante a usinagem de materiais dúcteis, como as ligas de alumínio, onde há transferência de elementos químicos do material usinado para a ferramenta de corte.

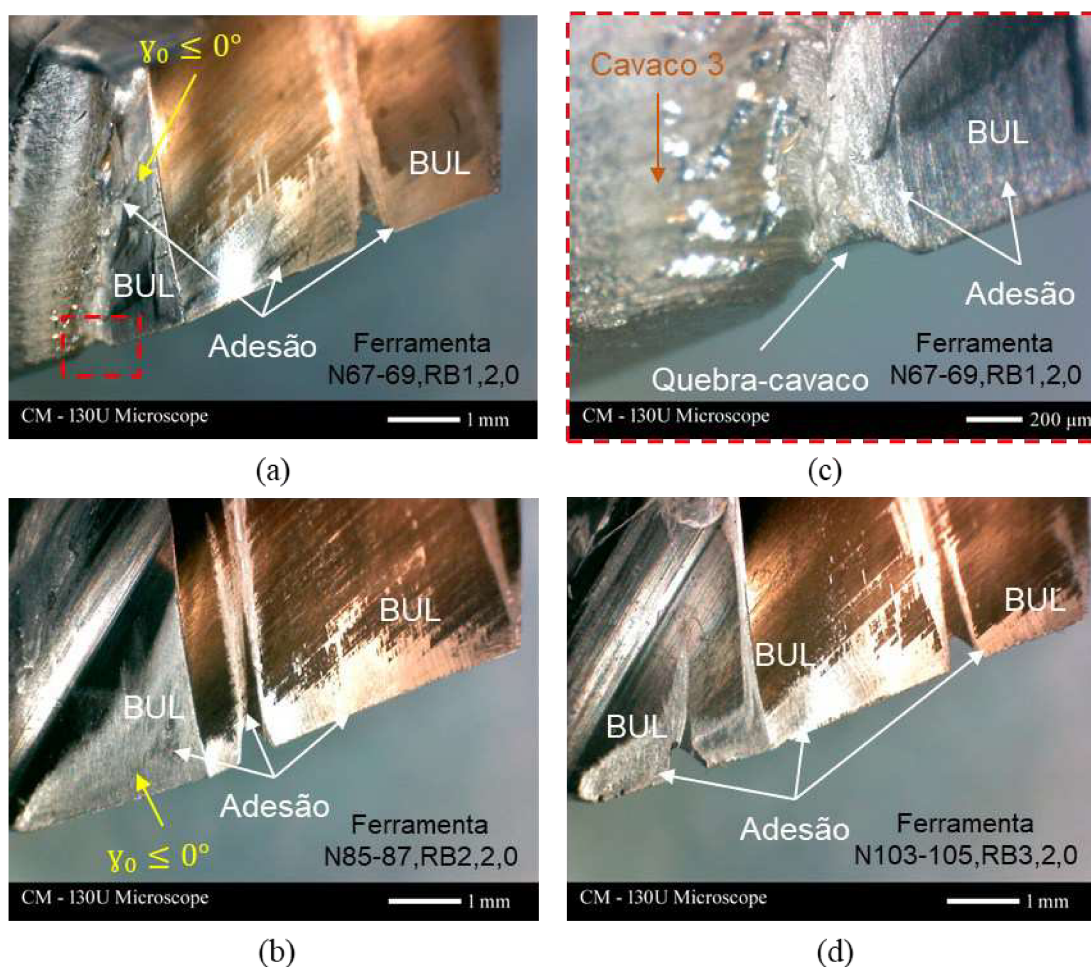
Figura 74 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída com detalhamentos após execução dos ensaios de usinagem e sem decapagem – Ferramentas N7-9,B1,1,1 (a, c) e N25-27,B2,1,1 (b, d)



Nas ferramentas de corte fabricadas com os quebra-cavacos (Figura 75), também foi observada a presença predominante de adesão na forma de BUL. No entanto, conforme apresentado na ferramenta N67-69,RB1,2,0 (Figura 75a), a adesão se concentrou nas proximidades da aresta principal de corte e se estendeu sobre a superfície de saída ao redor dos quebra-cavacos. Isso corrobora com o aspecto visual da superfície de saída ilustrada na Figura 72. Quando próximo do núcleo da ferramenta, onde o ângulo de saída não é positivo, a adesão

foi mais acentuada (BENEZECH et al., 2012), destacando-se a presença do Cavaco 3 (descrito na Figura 63). Em uma análise similar, Khan et al. (2020) denominaram esse aspecto como “adesão severa”.

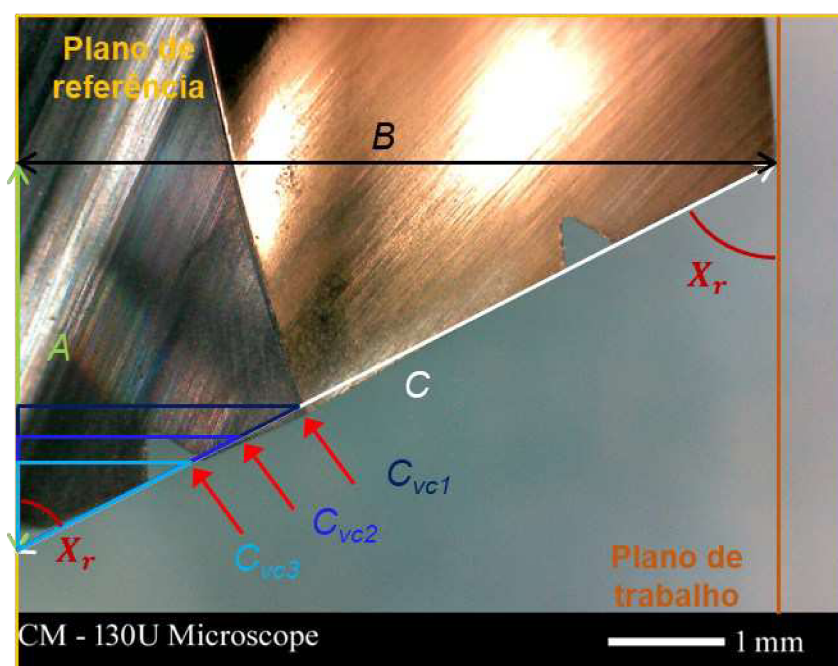
Figura 75 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída com detalhamentos após execução dos ensaios de usinagem – Ferramentas N67-69,RB1,2,0 (a, c), N85-87,RB2,2,0 (b) e N103-105,RB3,2,0 (d)



No detalhamento apresentado na Figura 75c, notou-se a presença de BUL com espessuras diferentes, sendo a maior localizada a partir do quebra-cavaco, o qual foi praticamente sobreposto pelo material aderido. Devido a afinidade química (TURAN et al., 2025), essa camada contribuiu significativamente para a adesão do Cavaco 3. Nas ferramentas revestidas N85-87,RB2,2,0 (Figura 75b) e N103-105,RB3,2,0 (Figura 75d), a presença de BUL apresentou aspecto visual similar à Figura 74b. Ao compará-las com a Figura 75a, foi possível afirmar de forma qualitativa que a presença dos filmes finos de DLC reduz a propagação do mecanismo adesivo (GHINATTI et al., 2024).

Em relação ao aspecto visual de adesão presente na Figura 74d, Gómez-Parra et al. (2013) afirmaram que o crescimento da BUL poderia resultar na formação da APC. Baseado em Hanifa (1987) e Shaw e Cookson (2005), pode-se supor, aproximadamente, que esse fenômeno deixa de existir quando a velocidade de corte assume valores acima de 60 m/min. Na furação, como há variação da v_c ao longo da aresta principal de corte, é interessante notar que sempre haverá um comprimento crítico dessa aresta no qual a v_c varia entre 0 m/min e 60 m/min. Para encontrar esse comprimento crítico, nomeado como “ C_{vc} ”, foi elaborado o esquema apresentado na Figura 76.

Figura 76 Esquema ilustrativo dos comprimentos críticos (C_{vc1} , C_{vc2} e C_{vc3}) de formação de aresta postiça de corte baseados nas dimensões (A, B, C e X_r) da geometria da ferramenta de corte



$$X_r = 65^\circ; B = 7 \text{ mm}; C = 7,7 \text{ mm}$$

$$v_c \approx 60 \text{ m/min}; n_1 = 4365 \text{ rpm}; C_{vc1} \approx 2,4 \text{ mm}$$

$$v_c \approx 60 \text{ m/min}; n_2 = 5457 \text{ rpm}; C_{vc2} \approx 1,9 \text{ mm}$$

$$v_c \approx 60 \text{ m/min}; n_3 = 6865 \text{ rpm}; C_{vc3} \approx 1,5 \text{ mm}$$

Uma ferramenta selecionada aleatoriamente foi utilizada como referência para se estabelecer as variáveis geométricas A, B e C que representam, respectivamente, a altura da ponta cônica, o raio e o comprimento total da aresta principal de corte (Figura 76). No plano de referência, um Triângulo Retângulo é formado a partir dessas variáveis, onde um de seus ângulos é equivalente à metade do ângulo da ponta cônica: o ângulo de posição principal (X_r).

Aplicando a regra do Triângulo Retângulo e, sabendo-se que B representa a metade do diâmetro da ferramenta de corte, C pôde ser obtido por meio da Equação (13), sendo aproximadamente 7,7 mm.

$$C = \sqrt{\left(\frac{D/2}{\tan X_r}\right)^2 + (D/2)^2} \quad (13)$$

Se X_r for constante na Equação (13), C se torna proporcional ao D . Seguindo essa analogia, ao substituir D em função da v_c na Equação (14), C torna-se dependente de v_c e passa a ser denominado por C_{vc} . Nesse caso, para um dado valor de v_c , existirá um comprimento C_{vc} enquanto X_r e n são constantes, conforme Equação (15). Quando v_c atinge o seu valor máximo, referente ao D , o valor de C_{vc} é igual ao do C .

$$D = \frac{v_c \times 1000}{\pi \times n} \quad (14)$$

$$C_{vc} = \sqrt{\left(\frac{v_c \times 1000}{2 \times \pi \times n \times \tan X_r}\right)^2 + \left(\frac{v_c \times 1000}{2 \times \pi \times n}\right)^2} \quad (15)$$

Aplicando a Equação (15) com a velocidade de corte crítica de 60 m/min e X_r igual a 65° para as três rotações utilizadas nos ensaios de usinagem ($n_1 = 4365$ rpm, $n_2 = 5457$ rpm e $n_3 = 6865$ rpm), foram obtidos os seguintes valores aproximados de comprimentos críticos: $C_{vc1} = 2,4$ mm, $C_{vc2} = 1,9$ mm e $C_{vc3} = 1,5$ mm. Conforme observado na Figura 76, os comprimentos críticos de formação de APC estão localizados nas proximidades do núcleo da ferramenta de corte, o que corrobora com as regiões indicadas na Figura 74 e na Figura 75, onde adesão é predominante devido ao ângulo de saída da superfície. Os resultados indicaram que o comprimento crítico é inversamente proporcional à rotação e, nesse caso, compreende-se visualmente que o fenômeno de APC tende a desaparecer ao utilizar maiores rotações durante a usinagem (AKHAVAN FARID et al., 2011; HABIB et al., 2021). Além disso, para as ferramentas com geometria “aresta multi-pontas”, quando a aresta principal de corte possui dois

quebra-cavacos (Figura 76), o C_{vc3} possui um valor efetivo menor do que 1,5 mm, pois coincide com a posição do quebra-cavaco mais próximo ao núcleo da ferramenta. No entanto, não houve evidências para utilizar isso como uma justificativa para a redução de APC.

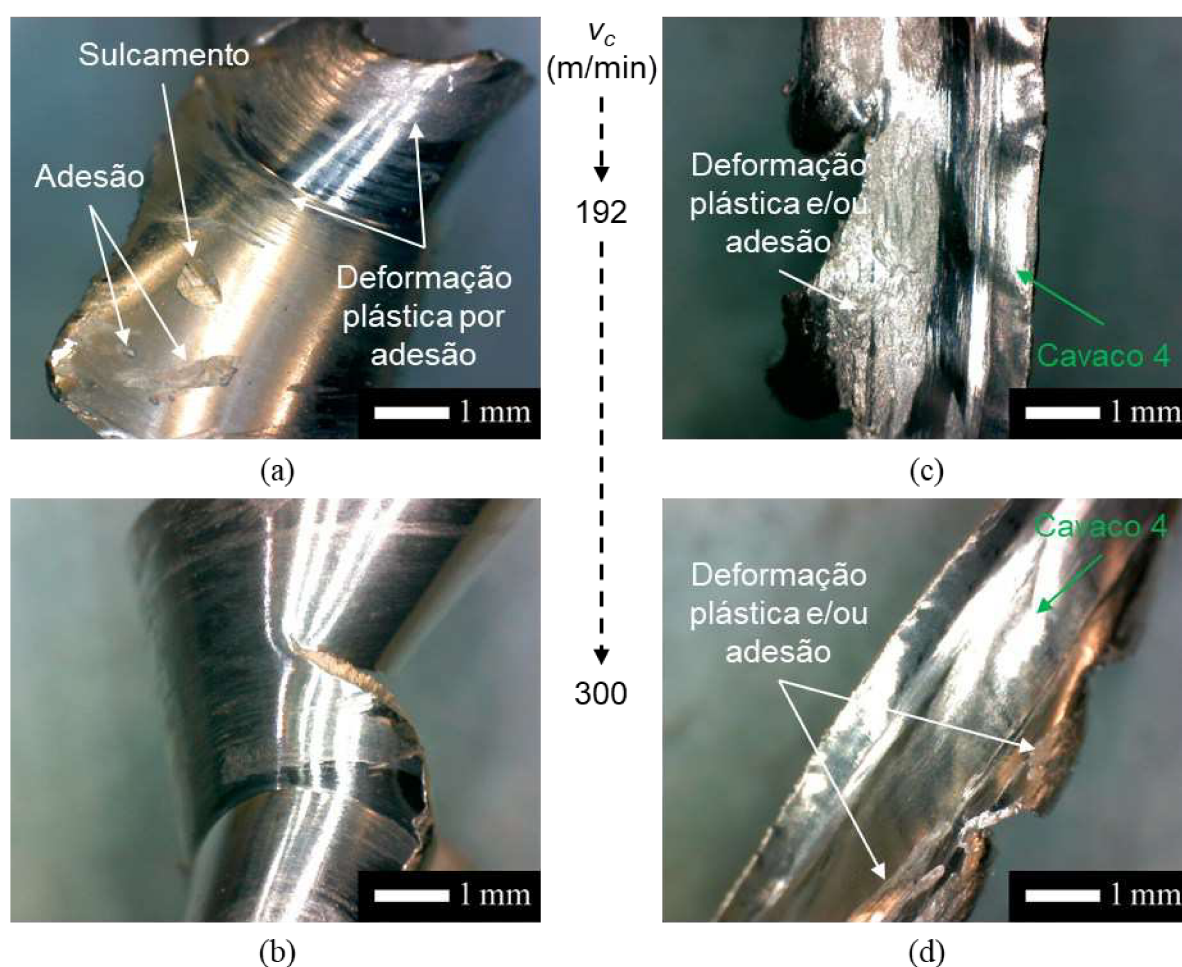
Estudando o efeito da v_c sobre a formação da BUE, Hanifa (1987) demonstrou a necessidade de se analisar a cunha de corte por meio de microscopia para observar o comportamento da adesão de material sobre a superfície de saída da ferramenta. O sistema Quick-Stop, por exemplo, é frequentemente utilizado nesse tipo de estudo. Ao analisar a cunha de corte, se houver uma região aderida cuja estrutura se difere (expressivamente encruada) daquela original, é possível comprovar a existência da BUE. Akhavan Farid et al. (2011), por exemplo, utilizou essa metodologia para confirmar a presença de BUE aderida na superfície de saída de uma broca com 6 mm de diâmetro, fabricada em metal duro, após a usinagem de uma liga Al-Si A383 utilizando v_c de 280 m/min e f de 0,16 mm/rot.

Por outro lado, em alguns estudos realizados na furação, a presença de BUE foi confirmada por meio de aspectos de adesão similares e até mais expressivos ao apresentado na Figura 74d. Podem ser citados estudos realizados por Davoudinejad et al. (2012), Khan et al. (2020), Parasuraman et al. (2021), Ghinatti et al. (2024), Turan et al. (2025) e Bayraktar et al. (2025). Dando preferência às metodologias utilizadas por Hanifa (1987) e Akhavan Farid et al. (2011), após apresentar o aspecto de adesão na Figura 74d, na Figura 75b e apresentar a previsão dos comprimentos C_{vc} na Figura 76, não foi possível afirmar que houve a presença de BUE nas ferramentas de corte analisadas antes da decapagem. No entanto, essas e as demais figuras foram suficientes para indicar que a formação de BUE se concentra nas proximidades do núcleo da ferramenta, onde o ângulo de saída não é positivo e a v_c varia entre o valor nulo e aproximadamente 60 m/min na aresta principal de corte (BENEZECH et al., 2012). Além disso, como esse fenômeno é cíclico, ou seja, a BUE é removida da zona de adesão quando a sua altura assume um valor no qual diminui a sua resistência ao cisalhamento, indícios de sua presença podem ser encontradas na superfície inferior do cavaco: pequenas regiões com deformação plástica, adesão, fratura ou sulcos (TRENT e WRIGHT, 2005).

Amostras de cavacos obtidos após a usinagem com as ferramentas de corte sem os quebra-cavacos foram analisadas, onde observou-se a diferença no aspecto visual das suas superfícies inferiores. Ao utilizar a ferramenta N4-6,B1,1,0, com v_c de 192 m/min, foram identificados indícios de deformação plástica, adesão e sulcamento (Figura 77a) (BA et al., 2021). Em comparação, esses indícios não foram encontrados na amostra obtida após usinagem a 300 m/min (Figura 77b). A predominância de deformação plástica foi notada em uma amostra do Cavaco 4 após usinagem a 192 m/min, com a ferramenta N13-15,B1,2,0 (Figura 77c). É

interessante salientar que a região deformada é aquela onde o cavaco escoou sobre a superfície de saída nas proximidades do núcleo da ferramenta de corte e, portanto, no comprimento crítico C_{vc1} (Figura 76) de formação da BUE. Aumentando a v_c para 300 m/min, o nível de deformação plástica foi reduzido e concentrado na extremidade do cavaco (Figura 77d), o que pode ser correlacionado com comprimento crítico C_{vc3} que é menor do que o C_{vc1} .

Figura 77 Ilustração da superfície inferior das amostras de cavacos obtidas nos ensaios de usinagem realizados com as ferramentas N4-6,B1,1,0 (a), N7-9,B1,1,1 (b), N13-15,B1,2,0 (c) e N10-12,B1,2,-1 (d)



Ao analisar as ferramentas de corte fabricadas sem os quebra-cavacos, variações no nível de adesão aparentaram ser mais expressivas em função da velocidade de corte (PARASURAMAN et al., 2021; BAYRAKTAR et al., 2025), em comparação com o avanço. Na Figura 78a, Figura 78b e na Figura 78c, respectivas à ferramenta sem filme N4-6,B1,1,0, um maior nível de adesão pôde ser facilmente notado ao utilizar a v_c de 192 m/min. Entre 240 m/min e 300 m/min, a diferença foi menos expressiva. Comportamento similar foi observado

na ferramenta N43-45,B3,1,1 revestida com o BALINIT® DLC STAR. A presença de BUL predominou em grande parte da região observada na superfície de saída após a usinagem com v_c 192 m/min (Figura 78d). Não foi possível afirmar que houve diferença no nível de adesão ao comparar a Figura 78e e a Figura 78f.

Ao analisar a ferramenta N67-69,RB1,2,0, sem filme e fabricada com os quebra-cavacos, a velocidade de corte também aparentou ter alguma correlação com o nível de adesão presente na superfície de saída. Com v_c de 192 m/min (Figura 79a), a adesão foi predominante nas proximidades do núcleo da ferramenta de corte, com a presença do Cavaco 3 e uma extensão da BUL relativamente maior quando comparado com as condições de 240 m/min (Figura 79b) e 300 m/min (Figura 79c). O aspecto visual comumente observado ao analisar as ferramentas revestidas é ilustrado na Figura 79d, Figura 79e e na Figura 79f. Diferenças no nível de adesão não foram expressivas como nas ferramentas sem filme (GHINATTI et al., 2024). No entanto, conforme indicado pelas setas em cor amarela, notou-se um aumento, em função da v_c , da extensão da BUL sobre a superfície de saída a partir do quebra-cavaco. Isso pode ser um indicativo de que a velocidade de corte tem influência na velocidade de deslocamento do cavaco e que a presença do quebra-cavaco pode ser um fator determinante na direção de saída do cavaco.

Figura 78 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída das ferramentas N4-6,B1,1,0 (a, b, c) e N43-45,B3,1,1 (d, e, f) após execução dos ensaios de usinagem com velocidades de corte de 192 m/min, 240 m/min e 300 m/min

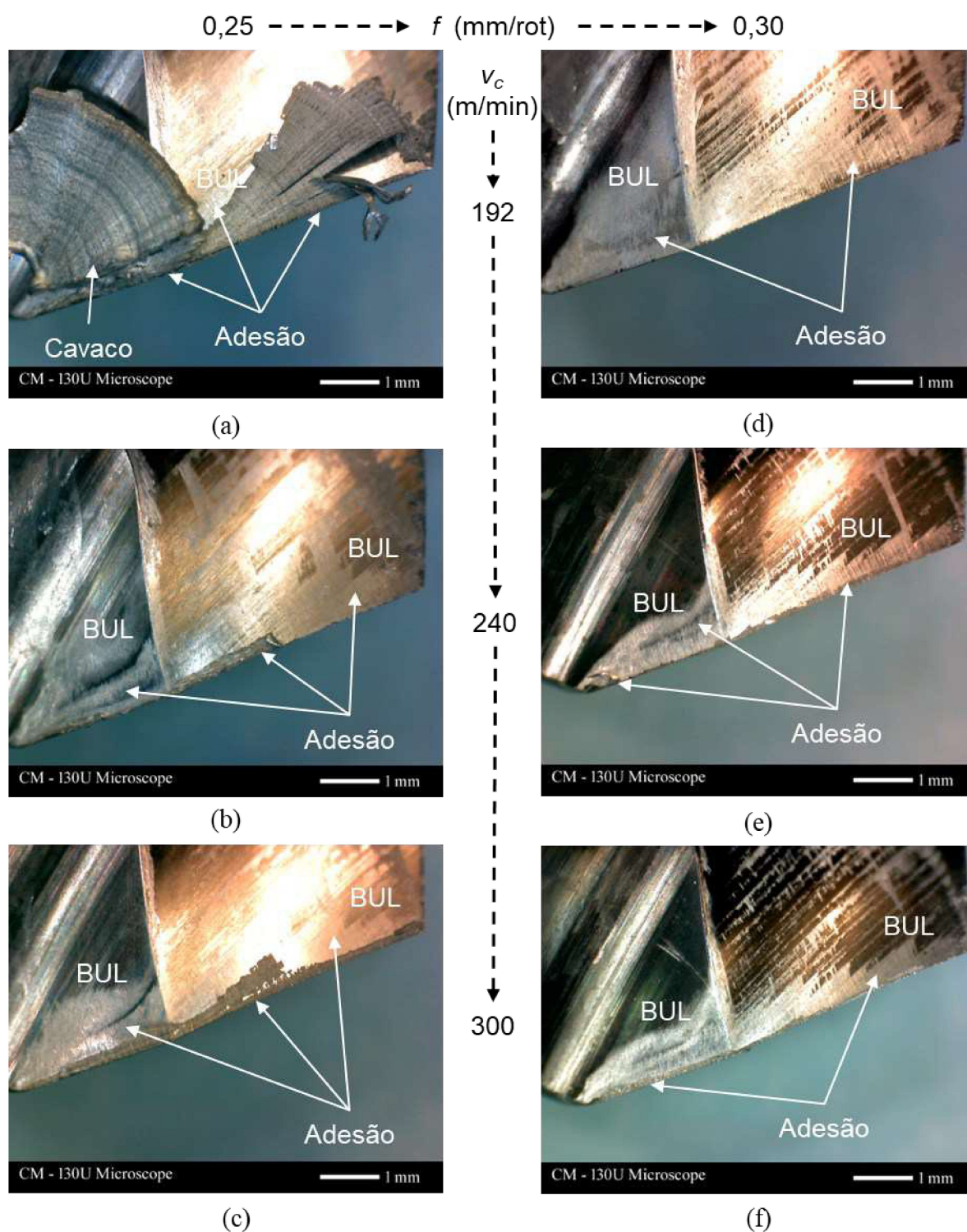
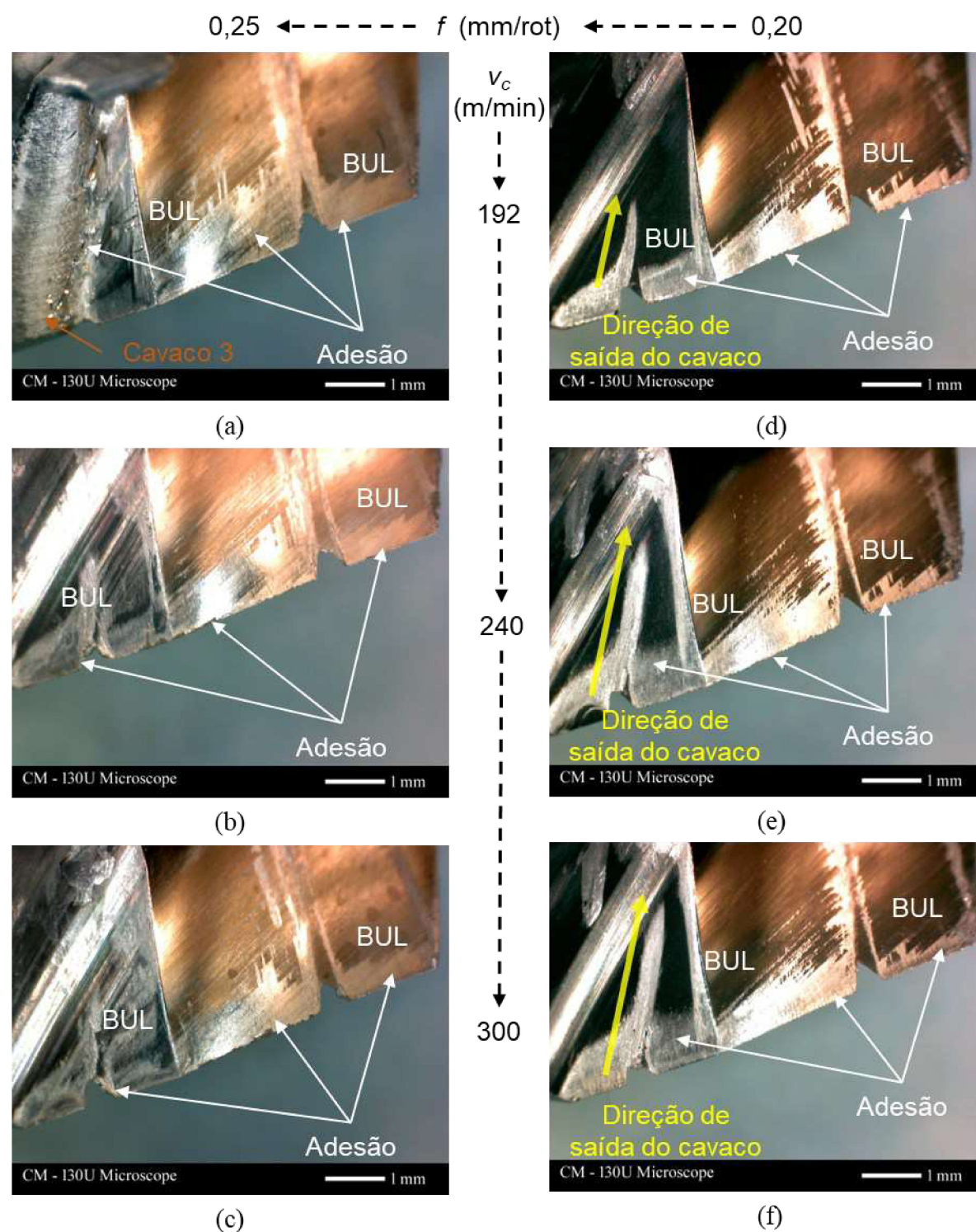


Figura 79 Ilustração das vistas superiores da superfície de saída das ferramentas N67-69,RB1,2,0 (a, b, c) e N100-102,RB3,2,-1 (d, e, f) após execução dos ensaios de usinagem com velocidades de corte de 192 m/min, 240 m/min e 300 m/min



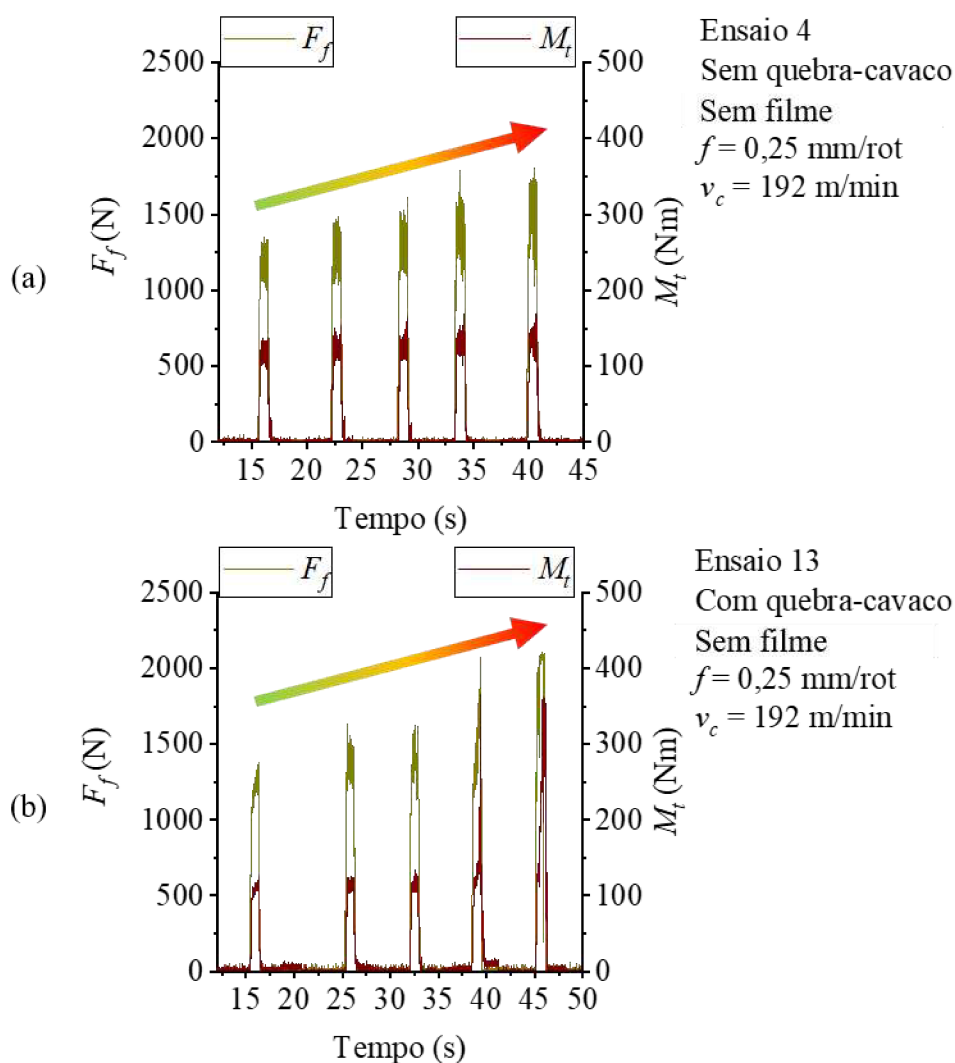
4.2.3. Esforços de usinagem

4.2.3.1. Análise descritiva dos sinais da força de avanço e do torque

Na Figura 80 são apresentados dois gráficos que demonstram o comportamento dos sinais de F_f e M_t observado em grande parte dos ensaios unitários executados no plano experimental. Ambos os gráficos representam os sinais obtidos em iguais condições paramétricas: f e v_c em seus níveis centrais, e ferramentas sem filme. Em geral, a distribuição dos sinais seguiu um padrão similar ao pré-estabelecido na metodologia (ver Figura 30), ou seja, com a presença de picos de sinais dispostos em intervalos de tempo suficientes para se observar o comportamento de F_f e de M_t ao longo da usinagem dos furos em cada corpo de prova. A presença de alguns intervalos mais extensos dos sinais nulos (Figura 80b) ocorreram, por questão de segurança, devido a utilização do código M0 na programação do centro de usinagem, o qual gerou um modo de espera que antecedeu a execução de cada furo, ou seja, um comando para autorizar o movimento de avanço da ferramenta de corte sobre a superfície do corpo de prova.

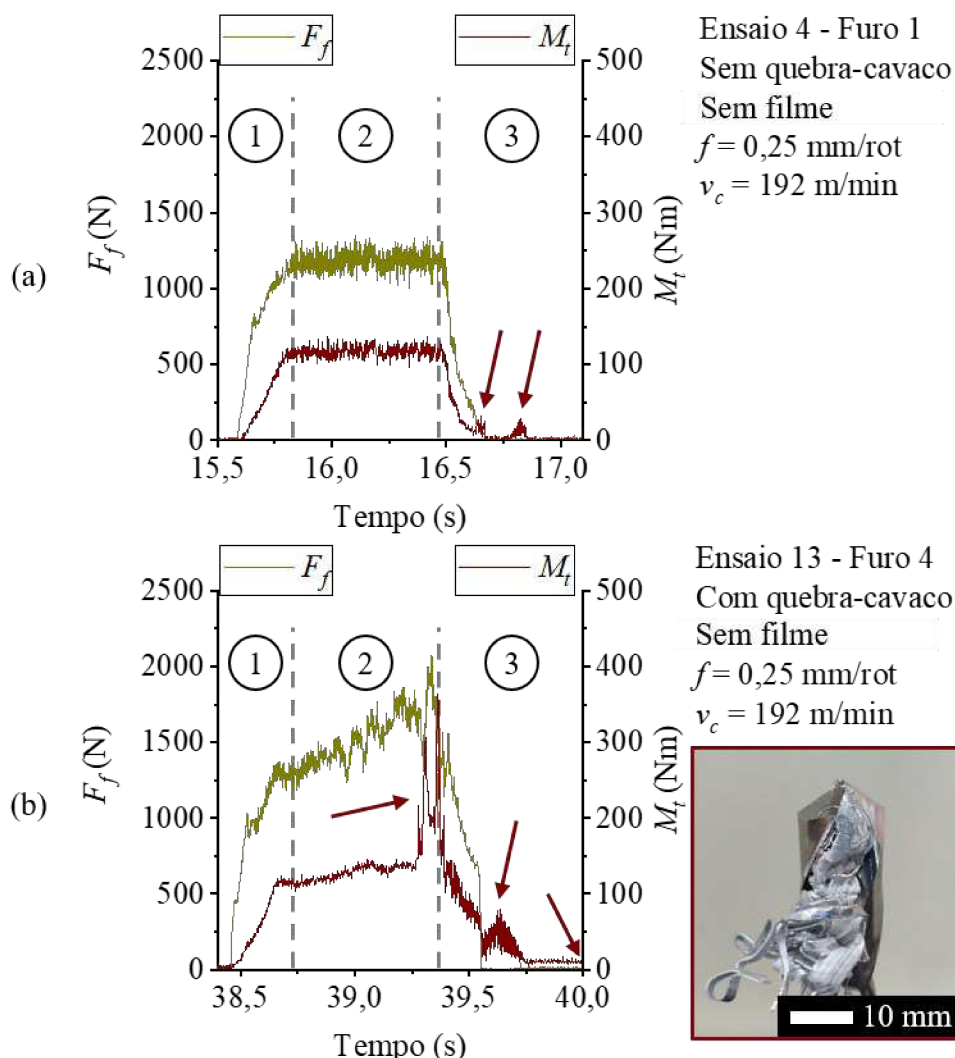
Na Figura 80a é ilustrado o aspecto visual dos sinais obtidos durante a usinagem com a utilização das ferramentas de corte sem quebra-cavaco, destacando-se um comportamento aparentemente ascendente de F_f e, embora menos expressivo, de M_t . Isso poderia ser um indicativo do acúmulo de cavacos aderidos na ferramenta, seja concentrado na superfície de saída e/ou pelo acúmulo em forma de emaranhado ao longo do corpo da ferramenta. Essa última forma estaria relacionada à presença do quebra-cavaco que, conforme apresentado na Figura 80b, implicou em maiores picos de sinais, principalmente nos dois últimos furos usinados. No torque, por exemplo, os picos foram aproximadamente três vezes maiores (≈ 350 Nm) quando comparados aos três furos usinados anteriormente (≈ 100 Nm).

Figura 80 Ilustração dos gráficos dos sinais de F_f e M_t obtidos nos ensaios 4 (a) e 13 (b), com a utilização de ferramentas sem filme e em condições constantes de f e v_c



Comparando os gráficos ilustrados na Figura 80, foi possível sugerir uma hipótese de que a variável “Quebra-cavaco” poderia implicar no aumento dos esforços de usinagem. Na busca de reforçar essa hipótese, e para compreender melhor o comportamento dos sinais, uma análise secundária foi realizada nos sinais de F_f e M_t obtidos em um único furo usinado nos ensaios 4 e 13 (Figura 81).

Figura 81 Ilustração do detalhamento dos sinais de F_f e M_t obtidos no 1º furo do ensaio 4 (a) e no 4º furo do 13, com a utilização de ferramentas sem filme e em condições constantes de f e v_c



Em ambos os gráficos apresentados na Figura 81, especialmente no primeiro (a), foi possível descrever o comportamento dos sinais em três etapas, respectivamente indicadas pelos números 1, 2 e 3 (MATSUMURA e TAMURA, 2025; HIREMATH et al., 2025). A 1ª etapa corresponde ao momento inicial do contato entre a ponta cônica e a superfície a ser usinada, em que a F_f aumenta de forma similar a um comportamento exponencial. Isso pode indicar que, diferentemente do M_t , a F_f é mais sensível nesse momento do processo, tendo maior aceleração em relação ao tempo. Ao final dessa etapa, o aumento dos sinais passa a ser menos expressivo, tendendo a manter-se estabilizado quando, então, se inicia a 2ª etapa, em que F_f e M_t permanecem “constantes” enquanto a formação do cavaco ocorre ao longo de todo o comprimento da aresta principal de corte (largura total de corte). Em seguida, na 3ª etapa, ambos

os sinais aparentam decair de forma exponencial, o que pode indicar uma alta desaceleração do movimento de avanço quando o comprimento total de usinagem está prestes a ser atingido.

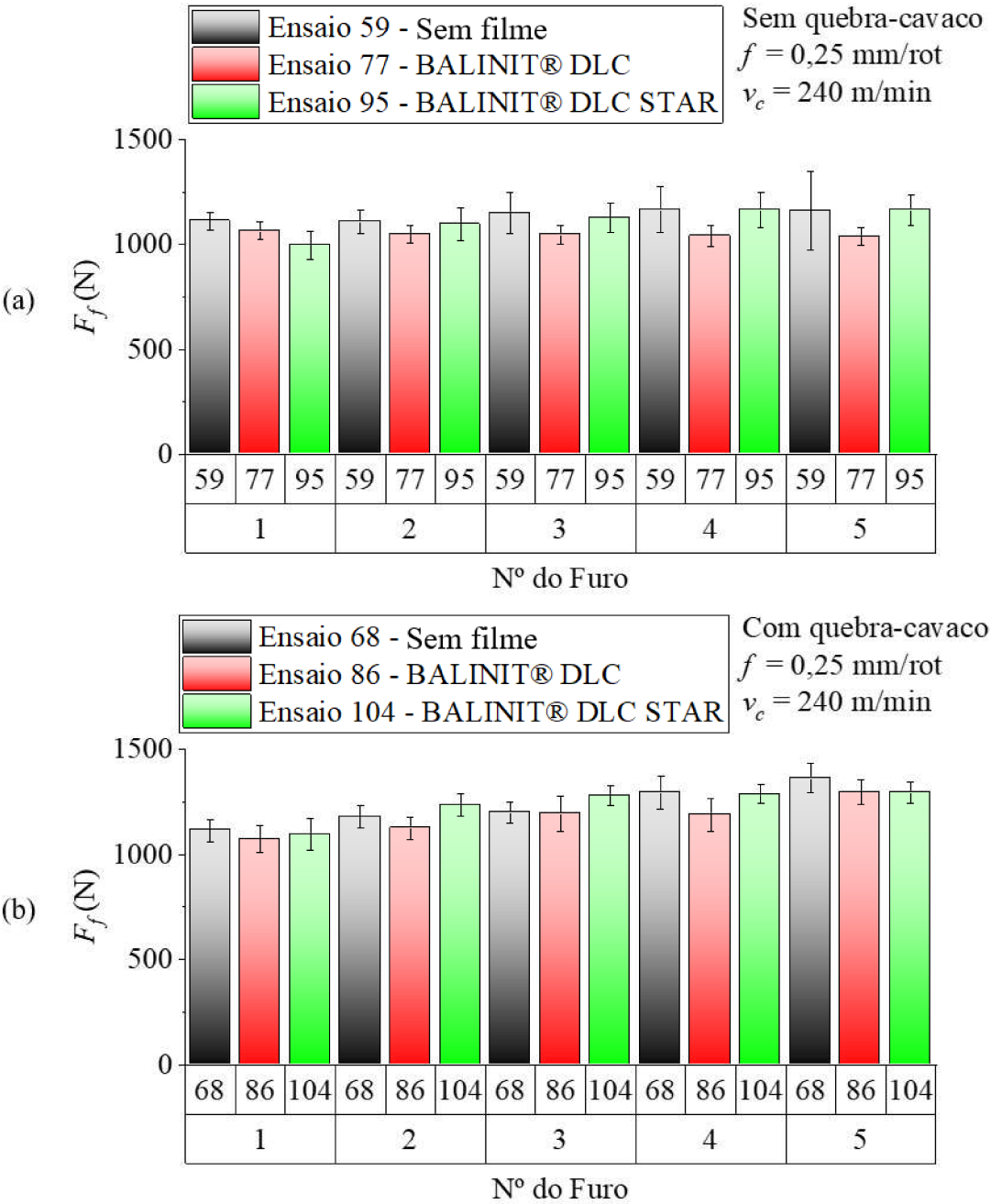
Diferenças notórias foram observadas na Figura 81b em comparação à Figura 81a. Na 1ª etapa, aquele “perfil exponencial” aparenta ser influenciado por algum distúrbio que, provavelmente, pode indicar os momentos em que os quebra-cavacos atuam no processo. A 2ª etapa pode demonstrar que a presença do quebra-cavaco dificulta a obtenção de uma condição estável de F_f e M_t , possivelmente devido à formação de cavacos em formato de fitas que levam ao surgimento do emaranhado (Figura 61). Picos próximos a 2000 N e 350 Nm foram obtidos ao final dessa etapa, respectivamente para F_f e M_t . Na 3ª etapa, pequenos distúrbios no sinal do M_t foram notados na Figura 81a, os quais poderiam indicar a interrupção da formação do cavaco, uma vez que apenas o movimento de avanço é cessado. Esses distúrbios foram intensificados na Figura 81b, adicionalmente com o fato de o M_t manter-se ligeiramente acima do valor nulo, mesmo quando finalizada a usinagem. Isso poderia estar relacionado com a característica do emaranhado presente na ferramenta de corte, o qual, durante a sua rotação, gerava um comportamento similar à de uma hélice.

Outra informação extraída a partir da Figura 81 foi em relação ao tempo de corte (t_c). Nos ensaios 4 e 13, por exemplo, o t_c teórico para cada furo foi igual a 0,77 s. O t_c real, calculado em função do intervalo de tempo compreendido nos gráficos, foi aproximado a 1,14 s. Ao considerar os cinco furos usinados, os tempos de corte teórico e real tornam-se 3,85 s e 5,70 s, respectivamente. A diferença percentual entre esses tempos, considerando o maior valor como referência, foi de 32 %. Ao longo da execução do plano experimental, grande parte dos valores reais de t_c resultaram em diferenças entre 20 % e 30 %. A menor diferença obtida foi de 5 %, no ensaio 30. A maior diferença foi no ensaio 29: 57 %. A partir disso, é interessante notar que os valores teóricos representam referências que, na maioria das vezes, nem sempre são obtidas na prática. Mas é importante salientar que essas divergências foram influenciadas pela seleção imprecisa dos intervalos dos sinais de F_f e M_t compreendidos na 2ª etapa (Figura 81), assim como a possibilidade de existir incertezas associadas aos valores de rotação e de velocidade de avanço no centro de usinagem.

Após analisar o comportamento dos sinais dos esforços de usinagem, deu-se início à estatística descritiva dos resultados, por meio do cálculo da média aritmética de F_f e M_t em cada ensaio, considerando-se 300 valores compreendidos na região estacionária (2ª etapa indicada na Figura 81) obtida em cada furo usinado. Na Figura 82, por exemplo, são apresentados os valores representativos de F_f obtidos nos ensaios em que f e v_c foram, respectivamente, 0,25

mm/rot e 240 m/min, possibilitando avaliar os efeitos das condições da ferramenta de corte: filme e quebra-cavaco.

Figura 82 Ilustração comparativa da média aritmética de F_f obtida com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c



Na Figura 82 nota-se que as médias de F_f se concentram acima de 1000 N, sendo possível observar que os menores valores tendem a ser obtidos com as ferramentas de corte

revestidas, com destaque para o BALINIT® DLC, que aparentou proporcionar os menores e mais estáveis resultados (Figura 82a). Ao observar a Figura 82b, o suposto efeito do filme aparentou ser sobreposto pelo quebra-cavaco, sendo possível observar, em comparação à Figura 82a, um pequeno aumento da média aritmética em cada furo usinado e, também, o aumento progressivo de F_f ao longo da usinagem desses furos, comportamento esse já mencionado na Figura 80.

Para os ensaios identificados nos gráficos da Figura 82, os valores de M_t se concentraram entre 100 Nm e 125 Nm (Figura 83). Diferentemente do observado para a F_f , não foi possível observar um efeito do filme, assim como o aumento progressivo dos valores médios ao longo dos furos usinados. Utilizando as ferramentas de corte sem quebra-cavaco (Figura 83a), por exemplo, os valores médios aritméticos de M_t obtidos nos ensaios 77 (BALINIT® DLC) e 95 (BALINIT® DLC STAR) foram similares ou superiores aos obtidos no ensaio 59 (sem filme). Na Figura 83b, notou-se um pequeno aumento nas médias quando comparado ao gráfico anterior (Figura 83a), sendo provavelmente resultado de um suposto efeito do quebra-cavaco, o qual também poderia estar sobrepondo o efeito do filme.

Na Figura 84 foi possível verificar o comportamento de F_f quando os níveis de f e de v_c foram maximizados e minimizados, de forma alternada, e desconsiderando a presença do quebra-cavaco. Com f de 0,31 mm/rot e v_c de 192 m/min (Figura 84a), as médias aritméticas de F_f situaram-se acima de 1250 N no Ensaio 61. Considerando todos os furos usinados nesse ensaio, o valor representativo de F_f foi igual a 1328 ± 8 N. Ao utilizar as ferramentas revestidas, os valores representativos reduziram para 1226 ± 10 N (Ensaio 79) e 1218 ± 10 N (Ensaio 97). A maior diferença percentual observada entre esses valores foi próxima a 8 %. Já na Figura 84b, observou-se uma redução mais expressiva da F_f quando comparado os ensaios 75 (851 ± 25 N) e 93 (863 ± 27 N) com o ensaio 57 (1255 ± 147 N): aproximadamente 32 %. Esse gráfico pôde indicar a possibilidade de o efeito benéfico dos filmes ser mais expressivo quando f e v_c são, respectivamente, minimizado (0,20 mm/rot) e maximizado (300 m/min) (VENKATESAN et al., 2020; PRAMANIK e BASAK, 2024). Esse resultado pode ser um reflexo da proposta desse estudo e dos demais realizados anteriormente (MARTINS et al., 2021; MARTINS et al., 2022b; MARTINS et al., 2022c; MARTINS et al., 2024; BA et al., 2024; BARBOSA et al., 2025; BA et al., 2025a; BA et al., 2025b), em que se busca melhorar o desempenho do aço-rápido com a utilização dos filmes finos de DLC, possibilitando o aumento da velocidade de corte durante a sua aplicação na usinagem de ligas de alumínio, seja a seco ou com fluidos de corte.

Figura 83 Ilustração comparativa da média aritmética de M_t obtida com as ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c

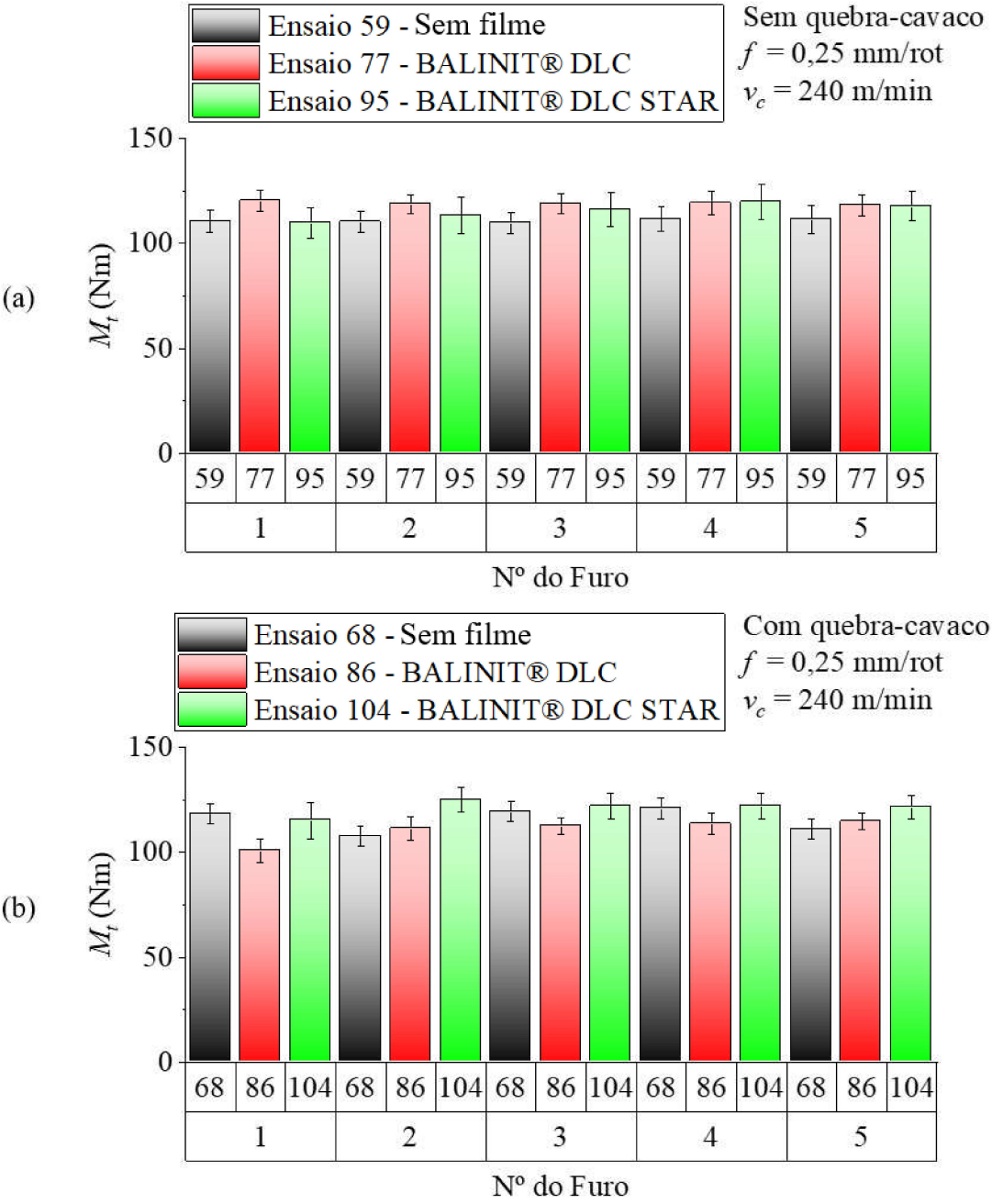
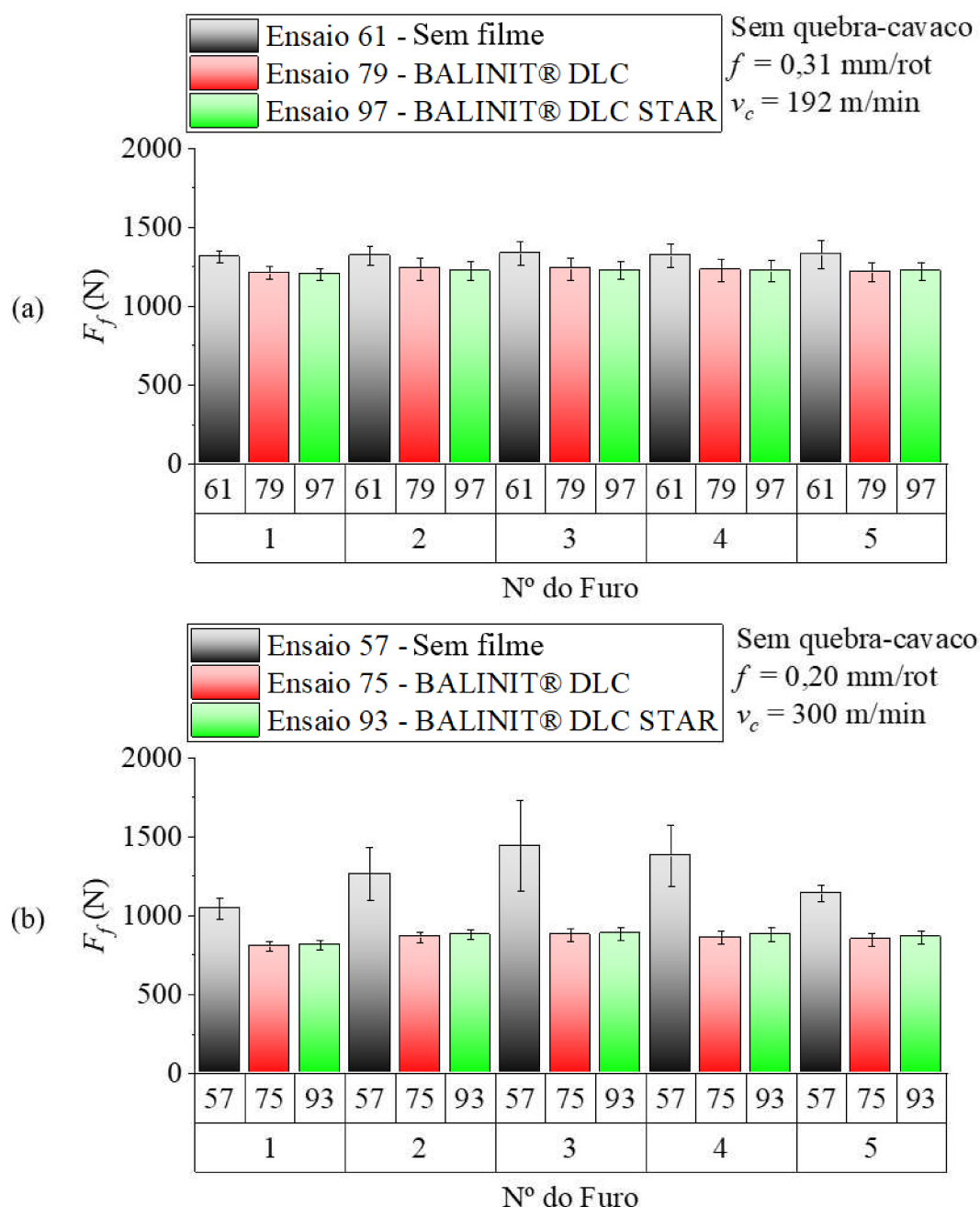


Figura 84 Ilustração comparativa da média aritmética de F_f obtida ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)



O comportamento do M_t , obtido junto à F_f apresentado na Figura 84, foi similar ao observado na Figura 83, com variações aparentemente pouco expressivas e, por esse motivo, os gráficos não foram apresentados para evitar a repetição do conteúdo textual.

Baseado nos resultados da estatística descritiva, ilustrado parcialmente na Figura 82, Figura 83 e na Figura 84, é interessante mencionar que, de modo geral, os níveis de dispersão

obtidos no plano experimental foram considerados como satisfatórios, possibilitando afirmar que o equipamento de medição estava em boas condições metrológicas (exatidão e precisão) de utilização. A maior dispersão de F_f e de M_t foi encontrada no ensaio 13, respectivamente com médias de 1529 ± 291 N e 146 ± 54 Nm, resultando em coeficientes de variação iguais a 19 % e 37 %. Por outro lado, foram encontrados, também, coeficientes de dispersão próximos a 1 % (ensaios 7, 37, 73, 77 e 97) e, ao todo, foram contabilizados 99 e 105 ensaios com coeficientes de variação abaixo de 10 %, respectivamente para F_f e M_t .

4.2.3.2. Análise dos resultados da estatística inferencial – efeitos das variáveis de controle sobre a força de avanço e o torque

Na Tabela 10 são apresentados os resultados da ANOVA dos esforços de usinagem obtidos por meio do planejamento composto central do DOE. As colunas “Soma dos quadrados”, “Graus de liberdade” e “Média dos quadrados” contêm valores que são úteis para a determinação do “Índice F”. Os valores calculados desse índice são comparados com valores tabelados, os quais são obtidos em função do grau de liberdade do “Fator” (ou variável de controle) analisado. Convencionalmente, o resultado desse índice é interpretado pelo “p-valor_{calculado}”. Com 95 % de confiabilidade, constatou-se que a F_f foi influenciada significativamente ($p\text{-valor}_{\text{calculado}} < 0,05$) pelos fatores “Filme”, “ v_c ”, “Quebra-cavaco” (ZHU et al., 2018) e “ f ”, respectivamente com contribuições de 6 %, 11 %, 17 % e 30 %. Para o M_t , alterações significativas foram decorrentes apenas devido aos fatores “ v_c ” e “ f ”, com contribuições respectivas a 6 % e 66 %. Assim como observado por Aamir et al. (2021), o f foi o parâmetro de controle de maior influência no comportamento das variáveis de resposta.

Devido a presença de níveis centrais (codificação 0) no f e na v_c , assim como a adição de uma réplica experimental no DOE, foi possível determinar o fator “Falta de ajuste” que permite verificar se a variabilidade não explicada pelo modelo proposto é ou não significativa. E conforme observado na Tabela 10, com $p\text{-valor}_{\text{calculado}}$ maior do que 0,05, constatou-se que a falta de ajuste desse modelo não foi significativa (KOCABAŞ, 2001; PINHEIRO et al., 2008) para a previsão da F_f e do M_t . Além disso, qualquer modelo proposto na análise estatística inferencial é acompanhado do “Erro puro” que, de acordo com Hernandez (2023), representa todas as incertezas envolvidas no sistema de medição, como aparato experimental, método e procedimentos, materiais, condições do ambiente e o operador. Nesse caso, poderiam ser citados a incerteza do dinamômetro e a execução parcialmente sistemática do plano experimental (conforme explicado no tópico 3.4). As contribuições percentuais do erro foram similares ao obtido para a falta de ajuste, respectivamente de 18 % e 14 % para F_f e M_t .

Tabela 10 Resultados estatísticos obtidos na análise de variância das variáveis de resposta – modelo linear simples para F_f ($R^2 = 0,63$) e M_t ($R^2 = 0,73$)

Variável de resposta	Fator	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	Índice F	p-valor _{calculado}	Contribuição (%)
F_f	Quebra-cavaco	522791	1	522791	49	0,0000	17
	f	938490	1	938490	89	0,0000	30
	v_c	360959	1	360958	34	0,0000	11
	Filme	181070	1	181070	17	0,0001	6
	Falta de ajuste	592625	49	12094	1	0,3160	19
	Erro puro	571828	54	10589	-	-	18
	Total	3167763	107	-	-	-	100
M_t	Quebra-cavaco	158	1	158	2	0,1297	1
	f	17312	1	17312	260	0,0000	66
	v_c	1566	1	1566	23	0,0000	6
	Filme	111	1	111	2	0,2023	0
	Falta de ajuste	3620	49	74	1	0,3541	14
	Erro puro	3597	54	67	-	-	14
	Total	26364	107	-	-	-	100

É importante mencionar que os resultados apresentados na Tabela 10 foram obtidos considerando-se um modelo linear simples, ou seja, limitando-se a considerar apenas o efeito linear das variáveis de controle (ZHU et al., 2018). Esse modelo apresentou coeficientes de determinação ($R^2 \rightarrow$ variação explicada) iguais a 0,63 e 0,73, respectivamente para F_f e M_t . Adicionalmente, os coeficientes máximos admitidos (Máx. $R^2 \rightarrow$ variação explicável) são próximos a 0,82 e 0,86 (CHIMKA et al., 2020). Então, isso significa que o modelo proposto foi capaz de responder (ou prever) aproximadamente 77 % e 84 % do comportamento dessas variáveis de resposta. O percentual restante e, portanto, não previsto, corresponde ao “Erro puro”.

É interessante mencionar que alguns estudos não apresentam o valor do $R^2_{ajustado}$ obtido pelo modelo e, muitas vezes, acabam incluindo variáveis ou combinações entre variáveis de controle que podem reduzir a sua previsibilidade em relação às variáveis de resposta. A partir dos valores obtidos nesse estudo (Tabela 10), pode-se supor que o nível de previsão do modelo poderia ser melhorado com um estudo estatístico/metrológico mais aprofundado: a busca por meios de se reduzir o erro puro (1); o desenvolvimento de um modelo não-padronizado capaz de analisar, de forma mais correta, a combinação entre variáveis de controle quantitativas (avanço e velocidade de corte) e qualitativas (quebra-cavaco e filme) (2); a inclusão de outras

variáveis de controle (3); e a seleção de variáveis de controle unicamente de natureza quantitativa.

Após identificar as variáveis de controle influentes sobre os esforços de usinagem, a RSM, em modo 2D, foi utilizada para observar graficamente o comportamento da F_f e do M_t em função dos níveis do f , da v_c , da condição de filme e da presença do quebra-cavaco.

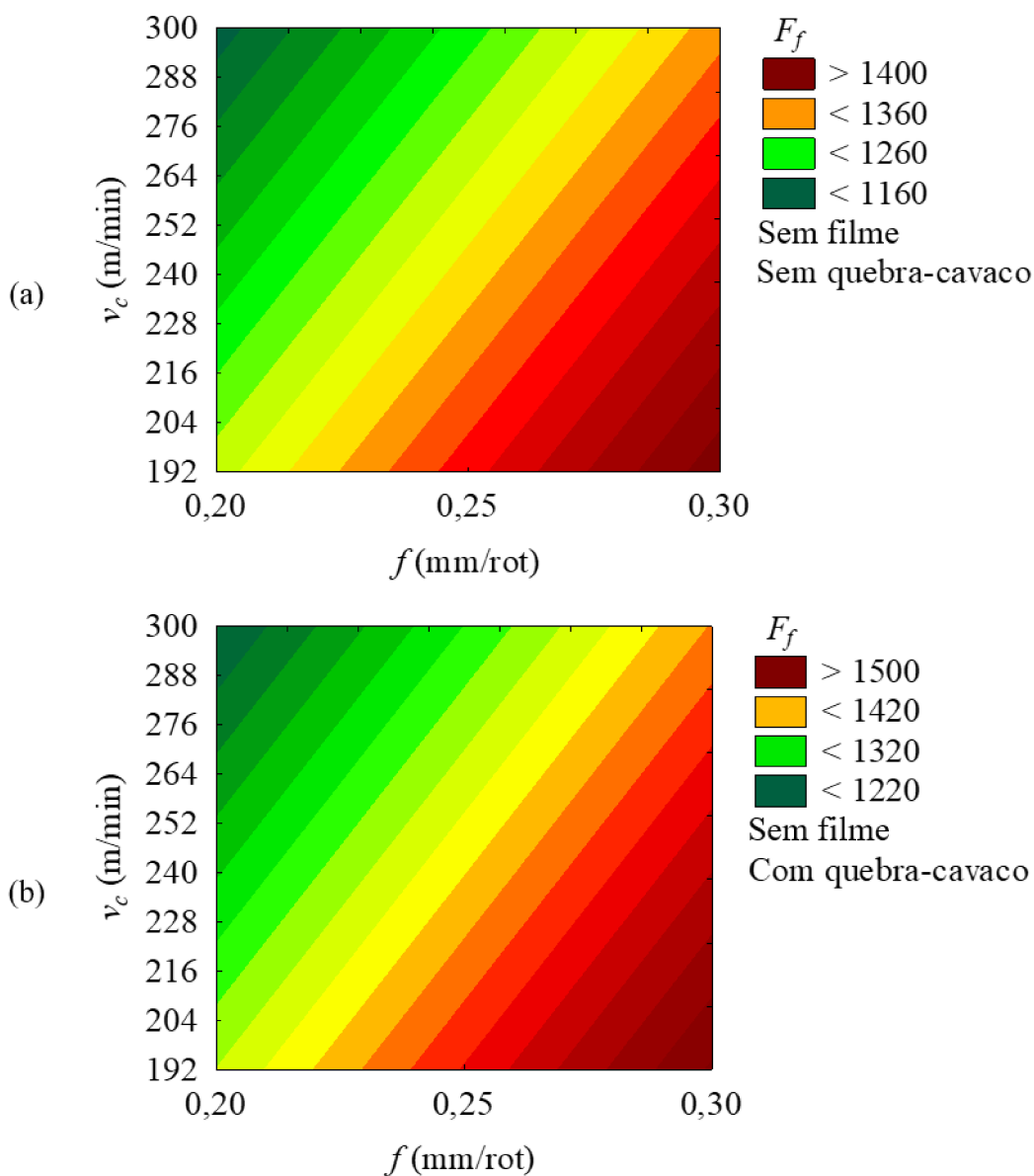
Na Figura 85 são apresentadas as superfícies de resposta da F_f em função do f e da v_c . Em ambos os gráficos, as palhetas de cores presentes nas superfícies indicam um comportamento crescente da F_f , a partir dos níveis mínimo e máximo de f e v_c , respectivamente, até a extremidade oposta, onde ocorre a inversão dos níveis dessas variáveis de controle (BAYRAKTAR et al., 2025). Qualquer ponto compreendido nas superfícies de resposta pode ser previsto por meio da Equação (16). As variáveis a_1 , a_2 , a_3 e a_4 representam, respectivamente, os níveis dos fatores “Quebra-cavaco” (1 ou 2), “Filme” (1, 2 ou 3), “Avanço” ($0,20 \leq f \leq 0,31$) e “Velocidade de corte” ($192 \leq v_c \leq 300$).

Utilizando ferramentas de corte sem quebra-cavaco (Figura 85a), a região amostral de F_f é delimitada por valores mínimo e máximo iguais a 1150 N e 1514 N, respectivamente. Considerando as condições paramétricas de f e v_c que proporcionaram esses valores, observou-se um aumento de 32 % na F_f , resultado este similar ao mencionado na Figura 84. Com a presença do quebra-cavaco (Figura 85b), esses valores foram, respectivamente, 1219 N e 1583 N, representando um aumento de 26 %. Comparando os valores mínimos (1150 N e 1219 N) e máximos (1514 N e 1583 N) entre as Figura 85a e Figura 85b, constatou-se que a presença do quebra-cavaco proporcionou um aumento próximo a 5 % na F_f .

Mantendo constante a v_c em 240 m/min (Figura 85a), utilizando ferramentas sem quebra-cavaco ($a_1 = 1$) e sem filme ($a_2 = 1$), notou-se que o aumento percentual de 25 % entre os níveis de f (níveis -1,0 e 1) proporcionou valores próximos a 1228 N, 1330 N e 1451 N, o que correspondeu a aumentos percentuais próximos a 8 %. Quando comparado os valores extremos (1228 N e 1451 N), o aumento foi de 18 %. Para outros níveis de v_c , os aumentos percentuais foram similares a esses apresentados.

Realizando essa mesma análise em função da v_c ($f = 0,25$ mm/rot, $a_1 = 1$ e $a_2 = 1$, conforme Figura 85a), os valores de F_f foram 1392 N, 1330 N e 1251 N, resultando em reduções percentuais próximas a 5 %. Essa redução passou para 10 % ao comparar os valores extremos, e variou entre 11 % e 9 % quando considerado o f igual a 0,20 mm/rot e 0,31 mm/rot, respectivamente. Esses resultados, embora aparentem ser pequenos, podem ser considerados significativos e demonstram que o efeito do f foi maior quando comparado ao do quebra-cavaco e da v_c (UDDIN et al., 2018; ZHU et al., 2018; AAMIR et al., 2021).

Figura 85 Ilustração do comportamento da F_f , observada na RMS, em função da variação do f e da v_c , utilizando ferramentas sem filme, sem (a) e com (b) quebra-cavaco

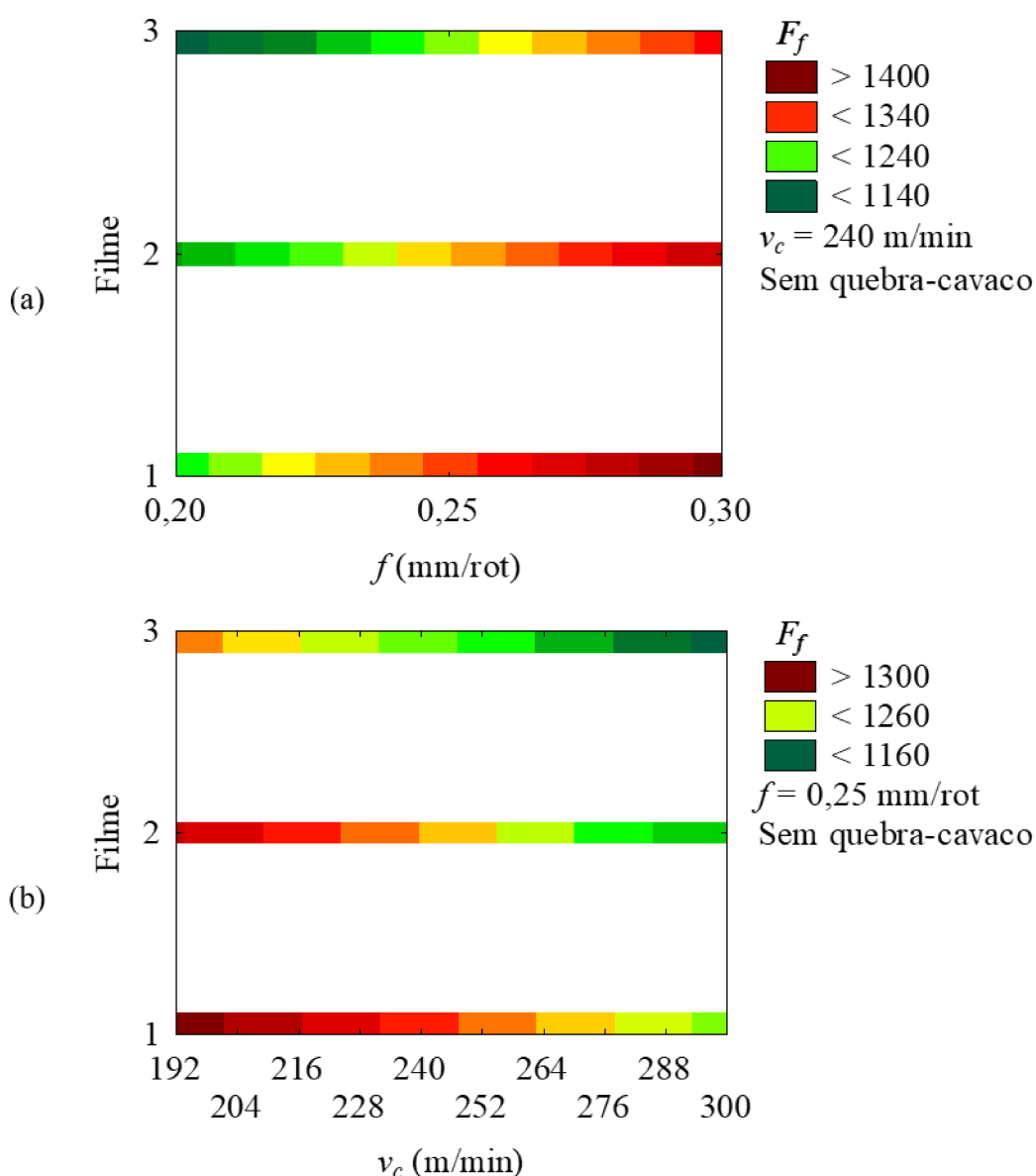


$$F_f (N) = 1118 + (70 \times a_1) - (50 \times a_2) + (2026 \times a_3) - (1,3 \times a_4) \quad (16)$$

Na Figura 86 são apresentadas as superfícies de resposta onde foi observado o comportamento da F_f com ênfase no efeito da variável “Filme”. Importante notar que, por se tratar de uma variável qualitativa com atribuição nominal (1, 2 e 3), A RSM não pode ser

representada visto que não são admitidos valores intermediários entre os níveis nominais da variável “Filme”. Por esse motivo, os gráficos são limitados à apresentação de três barras espaçadas entre si. Isso é válido para todos os gráficos apresentados ao longo dos resultados de todas as variáveis de resposta analisadas.

Figura 86 Ilustração do comportamento da F_f , observada na RMS, em função das condições de filme, do f (a) e da v_c (b), utilizando ferramentas sem quebra-cavaco



Utilizando ferramentas sem quebra-cavaco, F_f varia entre 1128 N a 1451 N, observando-se uma redução de 22 % na F_f quando o f é minimizado e, ao mesmo tempo, quando a ferramenta de corte é revestida com o BALINIT® DLC STAR (Figura 86a). Mantendo f em 0,25 mm/rot e a v_c em 240 m/min, os valores de F_f foram iguais a 1330 N, 1279 N e 1229 N, correspondendo

a reduções próximas a 4 %, respectivamente com as condições do filme (1, 2 e 3). Entre os dois valores extremos, essa redução foi de 8 %. Essa redução variou entre 9 % e 7 % quando considerado os demais níveis do f (0,31 mm/rot e 0,20 mm/rot).

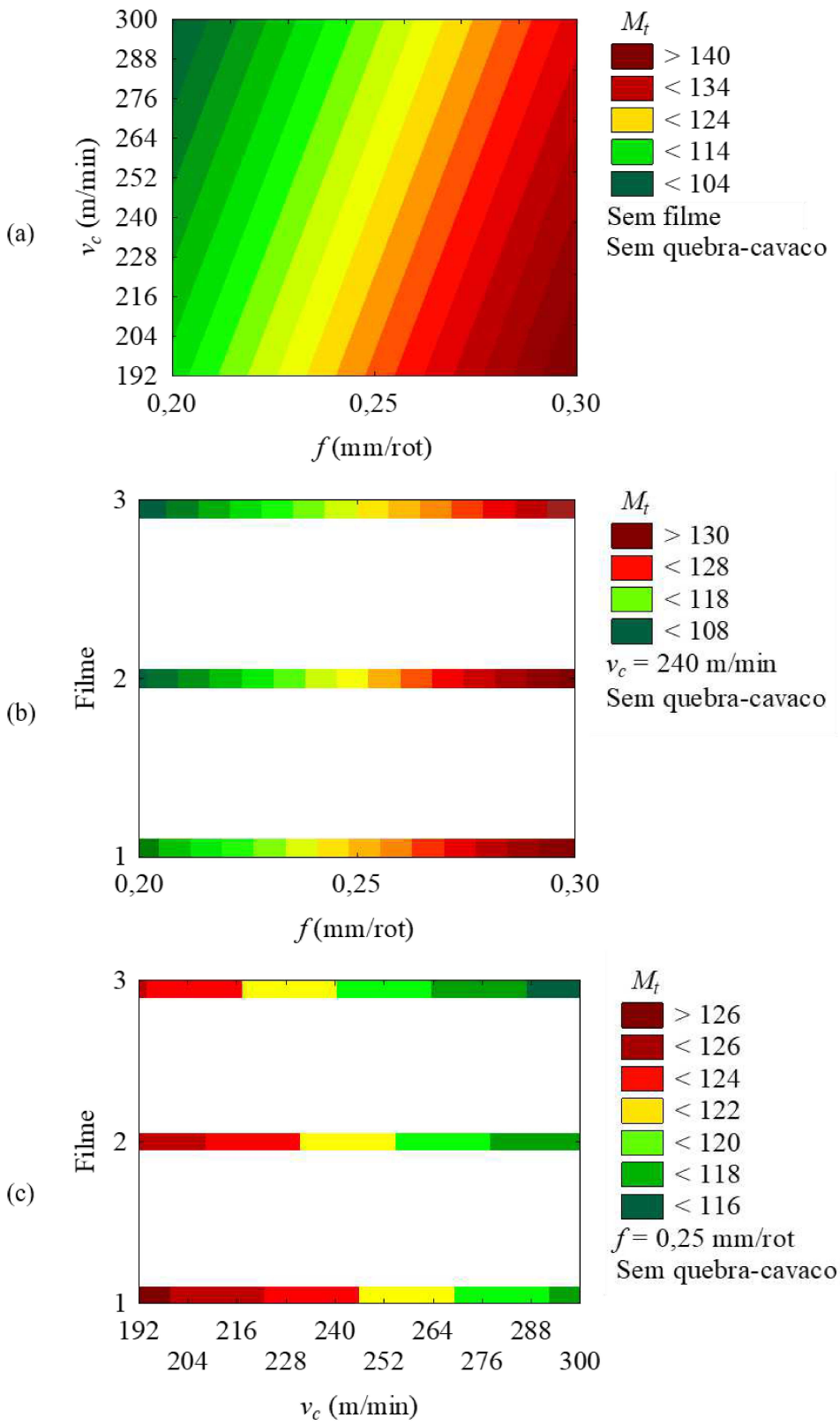
Na Figura 86b, a inversão das palhetas de cores indica um comportamento contrário ao observado na Figura 86a, demonstrando que a F_f é minimizada quando utilizada elevada velocidade de corte e, também, quando são utilizadas ferramentas revestidas com DLC (conforme Figura 84): a redução foi próxima a 18 % entre os valores máximo (1395 N) e mínimo (1151 N). Os efeitos da condição do filme foram similares ao observado na Figura 86a, proporcionando a mesma redução percentual (8 %), também quando considerada as variações da v_c (redução entre 9 % e 7 %).

Os resultados relacionados ao M_t são apresentados na Figura 87, onde as três superfícies de resposta ilustradas foram suficientes para se observar o efeito das variáveis de controle, principalmente aquelas que foram estatisticamente significativas: f e v_c . A superfície apresentada na Figura 87a possui uma distribuição de palhetas similar à observada na Figura 85a que, portanto, indica que o M_t é proporcional ao f e inversamente proporcional à v_c (BAYRAKTAR et al., 2025). De posse da Equação (17) que descreve essa superfície de resposta, notou-se que o M_t aumenta em 38 % quando considerados os valores mínimo (104 Nm) e máximo (143 Nm).

Mantendo a v_c constante em 240 m/min, a variação do f em seus três níveis centrais (0,20 mm/rot, 0,25 mm/rot e 0,31 mm/rot) proporcionou valores iguais a 109 Nm, 123 Nm e 139 Nm. O aumento parcial entre esses valores foi próximo a 13 % e passa para 28 % quando comparados os dois extremos. Por outro lado, com f de 0,25 mm/rot, os valores de M_t foram 127 Nm, 123 Nm e 117 Nm, respectivamente quando a v_c foi igual a 192 m/min, 240 m/min e 300 m/min. As reduções parciais do M_t foram próximas a 4 %, enquanto a máxima se aproximou a 7 %. Esses resultados indicam que o efeito do f é maior quando comparado à v_c (UDDIN et al., 2018), o que corrobora com a contribuição percentual apresentada na Tabela 10.

Na Figura 87b, a orientação das palhetas de cores da superfície forma um ângulo próximo a 90° com eixo X, o que demonstra que o comportamento do M_t é praticamente explicado somente em função do f , visto na Tabela 10 que a variável “Filme” não apresentou influência significativa. Isso pode ser observado, também, com a Equação (17): para f e v_c constantes em 0,25 mm/rot e 240 m/min, por exemplo, a variação da condição do filme (1, 2 e 3) proporcionou valores de 123 Nm, 121 Nm e 120 Nm, respectivamente, resultando em reduções parciais de aproximadamente 1 %.

Figura 87 Ilustração do comportamento da M_t , observada na RMS, utilizando ferramentas sem quebra-cavaco – $v_c \times f$ (a), condição de filme $\times f$ (b) e condição de filme $\times v_c$ (c)



$$M_t \text{ (Nm)} = 74 + (1,2 \times a_1) - (1,2 \times a_2) + (275 \times a_3) - (0,1 \times a_4) \quad (17)$$

Na Figura 87c também é possível observar que as mudanças das palhetas de cores das superfícies são mais expressivas em função da v_c , quando comparado com a condição do filme. Em comparação à Figura 87b, as palhetas das superfícies apresentam maior largura e, portanto, indicam que a variação do M_t é menor em função das variáveis analisadas: reduções parciais de 1 % e 4 %, respectivas às variações da condição do filme e da v_c .

A partir da RSM foi possível observar algumas correlações entre as variáveis de controle e de resposta: F_f e M_t são proporcionais ao f (1) e inversamente proporcionais à v_c (2), F_f é inversamente proporcional à condição do filme (3) e proporcional à condição do quebra-cavaco (4). Essas correlações (e hipóteses) foram verificadas por meio da análise de correlação linear de Pearson (TALIBOUYA BA et al., 2022), conforme apresentado na Tabela 11.

Tabela 11 Coeficientes obtidos na análise de correlação linear de Pearson entre as variáveis de controle e de resposta (F_f e M_t)

Variável	Quebra-cavaco	Filme	f	v_c	F_f
Quebra-cavaco		0,00	0,00	0,00	0,41*
Filme	0,00	-	0,00	0,00	-0,24*
f	0,00	0,00		0,00	0,54*
v_c	0,00	0,00	0,00		-0,34*
F_f	0,41*	-0,24*	0,54*	-0,34*	
M_t	0,08	-0,06	0,81*	-0,24*	0,78*

*Coeficientes de correlação significativos ($p\text{-valor}_{\text{calculado}} < 0,05$)

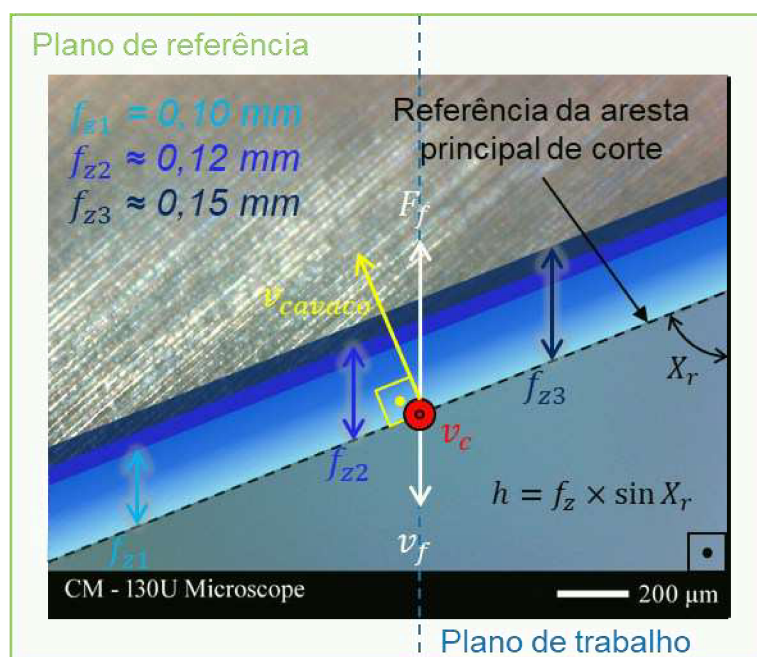
Os valores apresentados na Tabela 11 são respectivos ao coeficiente r de correlação que varia entre -1 (100 % de correlação negativa) e 1 (100 % de correlação positiva) (TALIBOUYA BA et al., 2022). Para um padrão de 95 % de confiabilidade, as hipóteses mencionadas anteriormente foram confirmadas e significativas ($p\text{-valor}_{\text{calculado}} < 0,05$): correlações positivas do f com a F_f (moderada, $r = 0,54$) e com o M_t (forte, $r = 0,81$), correlações negativas da v_c com a F_f (fraca, $r = -0,34$) e com o M_t (fraca, $r = -0,24$), correlação negativa entre F_f e a condição do filme (fraca, $r = -0,24$) e correlação positiva entre F_f e a presença do quebra-cavaco (moderada, $r = 0,41$). Adicionalmente, foi possível observar coeficientes de correlação nulos ($r = 0,00$)

entre as variáveis de controle, o que demonstra que essas variáveis são independentes uma das outras. Por outro lado, as variáveis de resposta possuem correlação forte ($r = 0,78$) entre si, indicando que o aumento de F_f reflete no aumento de M_t , e vice-versa.

4.2.3.3. *Discussão sobre o comportamento da força de avanço e do torque observado nos ensaios de usinagem*

Após apresentação e descrição dos resultados, conforme RSM e Tabela 10, a Figura 88 foi elaborada com o objetivo de tentar responder e discutir a relação entre as variáveis de controle e de resposta.

Figura 88 Esquema ilustrativo elaborado para explicar as relações da F_f e do M_t com as variáveis de controle do processo, baseando-se nas espessuras de corte h produzidas sobre a superfície de saída



Observa-se que a F_f é uma componente dos esforços de usinagem localizada no mesmo plano (de referência) onde se encontra o movimento de avanço (v_f). Logo, entende-se que a F_f pode corresponder a uma reação mecânica imposta ao deslocamento axial da ferramenta de corte (BOLAR et al., 2022; HIREMATH et al., 2025). Em relação à formação do cavaco, a taxa de material removido (Q) e a velocidade linear da ferramenta (v_f) se tornam proporcionais ao f , o que resulta no aumento da F_f (UDDIN et al., 2018; LUO et al., 2021; ZHANG et al., 2023; BAYRAKTAR et al., 2025). O aumento dessa taxa de remoção de material, em função do f_z ,

pode ser observada na Figura 88, onde a espessura de corte (h) assume valores próximos a 0,08 mm, 0,10 mm e 0,13 mm, respectivamente quando f_z é 0,10 mm, 0,125 mm e 0,155 mm, resultando em taxas de remoção equivalentes a 168 cm³/min, 210 cm³/min e 260 cm³/min para uma v_c de 240 m/min.

O aumento da v_c implica no aumento do volume de material removido por unidade de tempo e, como consequência, no aumento da dissipação de energia em forma de calor (HIREMATH et al., 2025). Sendo o cavaco o principal meio de transporte dessa energia, pode-se supor, também, que essa energia tem sua concentração inicial na zona primária de cisalhamento e, portanto, proporciona uma redução localizada da resistência mecânica do material usinado (BAYRAKTAR et al., 2025). Uma vez que isso acontece, é comum que a F_f também reduza, conforme observado na RSM, em resposta à redução da resistência ao cisalhamento (PARASURAMAN et al., 2021, BHUSHAN, 2022; ZHANG et al., 2023; ASSURIN et al., 2023).

Os efeitos do quebra-cavaco e da condição do filme podem ser correlacionados com a formação do cavaco. Nesse caso, pressupõe-se que todas as variáveis que facilitam ou dificultam a remoção do cavaco irão interferir na F_f . Como exemplo, na Figura 88 é possível notar que a velocidade de saída do cavaco (v_{cavaco}) também pode ser observada no mesmo plano em que se encontra a v_f e, com isso, poderia existir alguma relação trigonométrica entre essas componentes. A partir disso, torna-se mais aceitável a hipótese de que um menor coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta implicaria em maior velocidade de deslizamento do cavaco e, portanto, em menor F_f . Nesse caso, a redução desse coeficiente de atrito ocorre devido à característica de lubrificação sólida do DLC (RIVERO et al., 2006; XING et al., 2014; ASLANTAS et al., 2022; BA et al., 2025b). No entanto, um estudo de caracterização mais aprofundado se faz necessário para compreender o desempenho superior do BANILIT® DLC STAR em comparação ao BALINIT® DLC.

Conforme os resultados da etapa de caracterização, ambos os filmes apresentaram algumas características similares, como a camada de DLC (Tabela 7, Figura 49 e Figura 50), qualidades satisfatórias de adesão (Figura 52 e Figura 53) e a resistência ao desgaste microabrasivo (Figura 57), este que, no entanto, não seria possível afirmar que haveria influência direta no comportamento da formação do cavaco durante a usinagem de um material em que se prevalece o mecanismo de desgaste adesivo (ver Figura 74 e Figura 75) ao invés do desgaste abrasivo. A diferença de desempenho entre os filmes poderia estar relacionada à topografia da superfície de saída da ferramenta de corte, conforme foi apresentado na Figura 47 e na Figura 48. Nesse caso, a hipótese sugerida no tópico 4.1.3.3 estaria sendo invalidada, pois

a presença das marcas de avanço na superfície revestida com o BALINIT® DLC não proporcionou, do ponto vista tribológico, uma condição mais favorável para o deslizamento do cavaco. Por outro lado, com base nos resultados de F_f , a melhor característica topográfica seria a do BALINIT® DLC STAR: uma superfície sem marcas de avanço, com um aspecto poroso (Figura 43 e Figura 48) e um perfil de rugosidade com assimetria e curtose positivas (Figura 45).

Com a Figura 88 também foi possível responder ao comportamento do M_t . Levando em consideração de que o torque é resultante do produto entre uma força aplicada a uma certa distância em relação a um eixo de rotação, percebe-se que essa força pode ser correlacionada com a força de corte (F_c) (PRAMANIK e BASAK, 2024). Essa componente da força de usinagem pode ser expressa como o produto entre a pressão específica de corte do material e a área de corte, a qual equivale ao produto do avanço com a profundidade de corte (BOLAR et al., 2022). Dessa forma, observa-se novamente (assim como para F_f) a correlação positiva do f com a variável de resposta: M_t é proporcional ao f (RIVERO et al., 2006; BAYRAKTAR et al., 2025).

Além disso, deve-se lembrar de que a F_c pode ser observada no mesmo plano em que se encontra a v_c : o plano de trabalho. Isso poderia justificar o fato de o M_t não ter sido influenciado pelas variáveis “Filme” e “Quebra-cavaco”, uma vez que o efeito delas estaria sendo predominante no plano de referência onde se encontra a F_f , a v_f e a v_{cavaco} (Figura 88). Com isso, pode-se supor que a F_c seja uma reposta da resistência ao cisalhamento que o material a ser usinado oferece contra o movimento de corte. Admitindo-se, então, que existe uma correlação entre F_c e v_c (BHUSHAN, 2022), isso também pode ser considerado para M_t e v_c . Mas essa correlação não é positiva e, sim, negativa. Assim como discutido para a F_f , o efeito da v_c se dá no aumento da dissipação de calor (temperatura de usinagem) e, com isso, na redução dos esforços de usinagem (PARASURAMAN et al., 2021; BOLAR et al., 2022; HIREMATH et al., 2025).

Bhushan (2022) complementou essa explicação por meio da Ciência e Engenharia de Materiais: quando o material é deformado a frio, a sua resistência aumenta (encruamento) em função da densidade média de discordâncias que se formam na matriz de alumínio e pela restrição ao deslocamento de planos atômicos imposta pela fase secundária (nesse caso, o siliceto de magnésio). No entanto, com o aumento da velocidade de corte, em algum momento o material passa a ser deformado a quente e, nesse caso, a densidade média de discordâncias diminui. O aumento da temperatura promove a aniquilação de discordâncias, a qual pode ocorrer pelo mecanismo de poligonização (discordâncias de sinais opostos se anulam) e/ou pelo

desaparecimento em decorrência da mobilidade atômica (difusão). Como resultado, a resistência à deformação e, portanto, ao cisalhamento, diminui.

Nesse contexto é interessante citar o estudo de Boeira (2010), o qual avaliou a influência do avanço, da velocidade de corte e da geometria de cunha cortante de brocas helicoidais de metal duro durante a furação de três materiais ferrosos, elaborando um modelo de forças a partir de dados obtidos em operações de torneamento. Três diâmetros e três tipos de alívio na aresta transversal foram utilizados no planejamento experimental. Analisando os resultados dos esforços de usinagem, observou-se que um efeito pouco expressivo da alteração da aresta transversal na F_c e no M_t : aproximadamente 14% do valor total. De acordo com o autor, isso pode ser justificado pela pequena dimensão da aresta e por estar muito próxima do centro da ferramenta. Por outro lado, observou-se uma redução próxima a 53% na F_f ao comparar a ferramenta convencional com aquela afiada com o alívio de aresta transversal Tipo A. Ao reduzir a aresta transversal, automaticamente se cria uma aresta principal secundária que de fato, auxilia do cisalhamento (ao invés de extrusão) do material. Além disso, essa alteração geométrica reduz o comprimento de superfície de saída negativa, o que também facilita a penetração da cunha de corte sobre o material a ser usinado.

4.2.4. Desvios de forma e de dimensão

4.2.4.1. Análise descritiva do diâmetro e do desvio de cilindridade dos furos usinados

Nesse tópico são apresentados os resultados obtidos na análise dos desvios de forma e de dimensão. Para manter um padrão comparativo, o comportamento dessas variáveis de resposta foi observado primeiramente ao longo dos furos usinados nos mesmos ensaios selecionados no tópico referente aos esforços de usinagem. É importante salientar que, nas quatro primeiras figuras apresentadas, os valores do diâmetro e do desvio de cilindridade são unitários em cada furo usinado e, portanto, não são acompanhados de desvio padrão. Os valores representativos (média $\pm$ desvio padrão) foram considerados em função dos cinco furos usinados, ou seja, para cada ensaio unitário.

Ao longo dos ensaios de usinagem foram encontrados valores unitários máximo e mínimo iguais a 14,066 mm (Ensaio 1) e 13,926 mm (Ensaio 13), resultando em campo de variação equivalente a 0,140 mm. Tomando como referência o valor nominal do diâmetro (da ferramenta de corte) igual a 14,000 mm com uma tolerância h7 ($14_{-0,018}^0$), desprezando a espessura dos filme (no máximo 3 μ m do BALINIT® DLC STAR), subentende-se que o

diâmetro dos furos usinados deve ser superior a 13,980 mm (HABIB et al., 2021; TURAN et al., 2025). No entanto, é importante lembrar que a ocorrência de valores abaixo desse limite inferior pode estar relacionada com a presença localizada de material aderido na parede do furo coincidente com a posição de contato do apalpador da MMC e, embora menos provável, relacionados a erros de medição (UDDIN et al., 2018). Em relação a isso, é válido mencionar que o Ensaio 13 provavelmente apresentou condições mais favoráveis para essa alteração do diâmetro, por ter sido utilizada a ferramenta de corte sem filme e com a geometria do quebra-cavaco, conforme ilustrado e discutido na Figura 81.

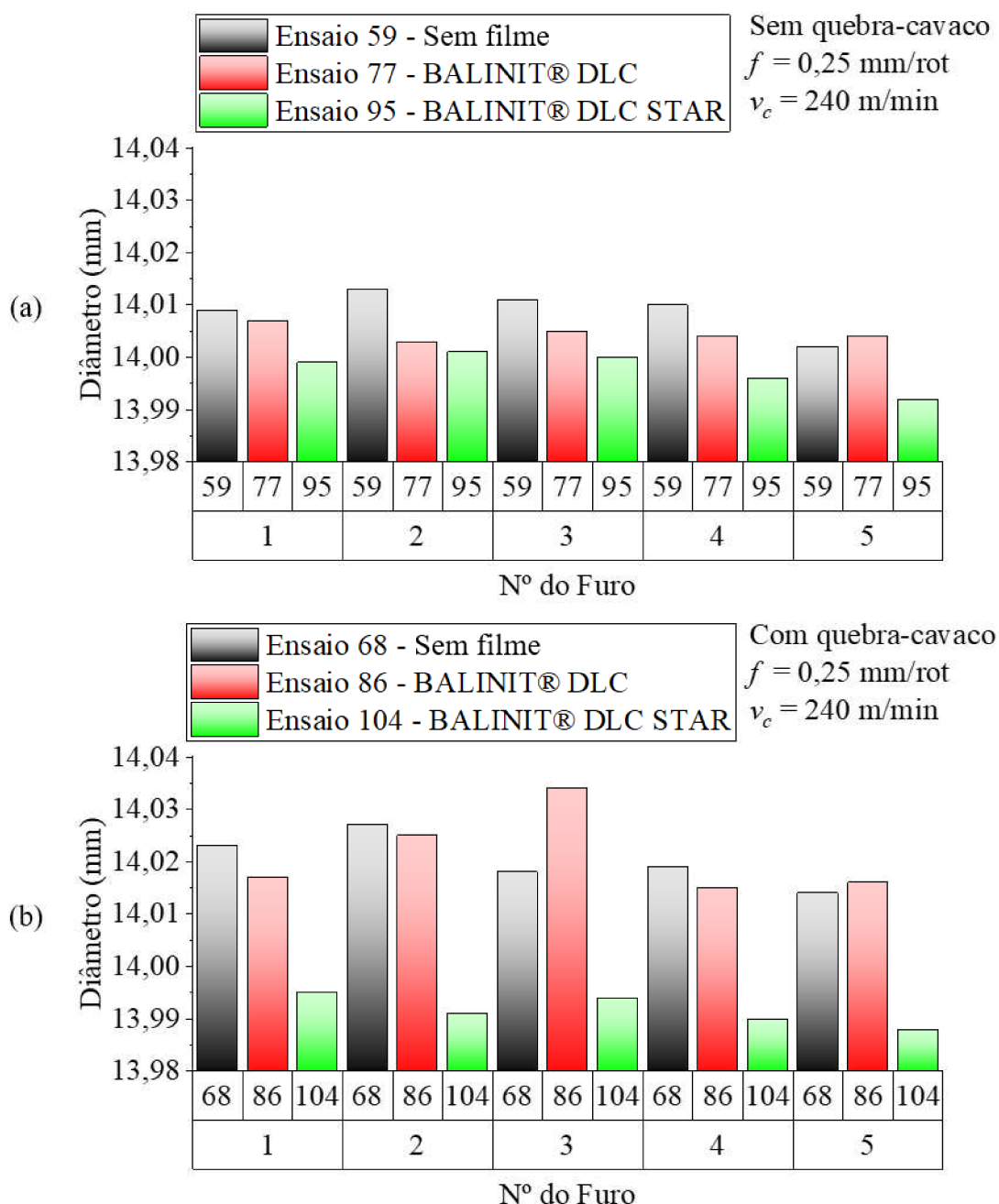
Do total de 540 medições unitárias, 99 % foram iguais ou superiores a 13,980 mm de diâmetro. Considerando os 108 valores representativos do plano experimental, esse valor tornou-se 100 %. Em relação à dispersão (desvio padrão) desses valores, 85 % foram menores que $\pm 0,010$ mm. A maior dispersão foi obtida no Ensaio 13: $\pm 0,038$ mm. Todos os coeficientes de variação foram baixos (ROMANO et al., 2005; TALIBOUYA BA et al., 2022), da ordem de centésimos da unidade, sendo 94 % deles menores que 0,010 %.

Para o desvio de cilindricidade foram observados valores compreendidos entre 0,0040 mm (Ensaio 32) e 0,0548 mm (Ensaio 1), correspondendo a uma variação de 0,0508 mm. Nenhuma tolerância foi estabelecida para comparação com os valores mensurados. Mas, assim como discutido para o diâmetro, se um valor máximo de 0,0200 mm fosse estabelecido como referência, por exemplo, 63 % do total (342 de 540) dos furos usinados seriam considerados como aceitáveis. Os níveis de dispersão, ao contrário do observado no diâmetro, foram mais expressivos: 79 % dos valores representativos apresentaram coeficientes acima de 20 %, os quais podem ser considerados como altos (entre 20 % e 30 %) e muito altos (acima de 30 %) (ROMANO et al., 2005; TALIBOUYA BA et al., 2022).

Supondo que o desvio de cilindricidade só é obtido quando se mensura o diâmetro, em diferentes posições ao longo do comprimento do furo, pode-se sugerir que os coeficientes de variação obtidos na medição do diâmetro seriam um indicativo mais significativo de uma condição satisfatória de repetibilidade do equipamento de medição e/ou do aparato experimental de usinagem, principalmente o conjunto de acoplamento entre máquina e ferramenta de corte. Mas ao observar a maior variabilidade do desvio de forma, já não seria possível suportar a condição do aparato experimental: a cilindricidade pode ser mais sensível, em comparação ao diâmetro, à presença de erros de paralelismo e/ou perpendicularidade dos corpos de prova, somados à suposta flexão das ferramentas de corte durante a usinagem.

Os gráficos apresentados na Figura 89 foram elaborados para visualizar um possível efeito do quebra-cavaco na variação do diâmetro dos furos, enquanto f e v_c constantes.

Figura 89 Ilustração comparativa da variação do diâmetro dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c



No gráfico (a) da Figura 89, pode-se observar um certo decréscimo do diâmetro quando considerado respectivamente os ensaios 59, 77 e 95, dentro de um intervalo próximo a 0,02 mm. Com a presença do quebra-cavaco, conforme gráfico (b), esse intervalo aumenta aproximadamente para 0,05 mm. No entanto, é interessante observar que esse aumento é devido aos valores obtidos nos ensaios 68 e 86. Logo, a Figura 89 pode indicar um possível efeito

negativo do quebra-cavaco e um positivo da condição do filme (principalmente o BALINIT® DLC STAR) sobre o diâmetro dos furos usinados. Além disso, em ambos os gráficos é possível observar uma tendência de o diâmetro reduzir na medida em que os furos são usinados. Isso é mais evidente nos ensaios 59 e 68 executados com as ferramentas sem filme. Ao contrário de Martins et al. (2021), que observou esse comportamento após a usinagem de 3 mil furos, não seria possível afirmar que houve desgaste significativo das ferramentas de corte, uma vez que apenas cinco furos foram usinados em cada corpo de prova. Provavelmente, esse comportamento pode estar relacionado ao acúmulo de energia (calor) da ferramenta ao longo do processo de usinagem.

O desvio de cilindridade (Figura 90) aparenta ter um comportamento aleatório: analisando individualmente os gráficos (a) e (b), não é possível identificar qualquer efeito dos filmes e, ao comparar esses gráficos, também não se nota um efeito do quebra-cavaco.

Os gráficos apresentados na Figura 91 são referentes aos ensaios onde os níveis do f e da v_c foram ora maximizados e minimizados de forma alternada entre si. No gráfico (a), com f e v_c iguais a 0,31 mm/rot e 192 m/min, respectivamente, o diâmetro varia aproximadamente entre 14,00 mm e 14,03 mm. Nesse intervalo, os menores valores obtidos (até 14,01 mm) são majoritariamente obtidos nos ensaios 79 e 97, podendo ser um indicativo do efeito benéfico dos filmes. No gráfico (b), a maximização da v_c e a minimização do f aparentam reduzir o diâmetro. Os valores agora são compreendidos entre 13,98 mm e 14,02 mm. O efeito dos filmes ainda pode ser observado, no entanto, destacando-se os menores valores obtidos no Ensaio 75 (BALINIT® DLC). Juntamente com a Figura 84, pode-se supor que essa combinação paramétrica entre f e v_c , somada à utilização do DLC, proporciona melhorias para a usinagem da liga Al-Mg-Si 6351-T6, em termos de esforços de usinagem e de qualidade dimensional.

Figura 90 Ilustração comparativa da variação do desvio de cilindridade dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c

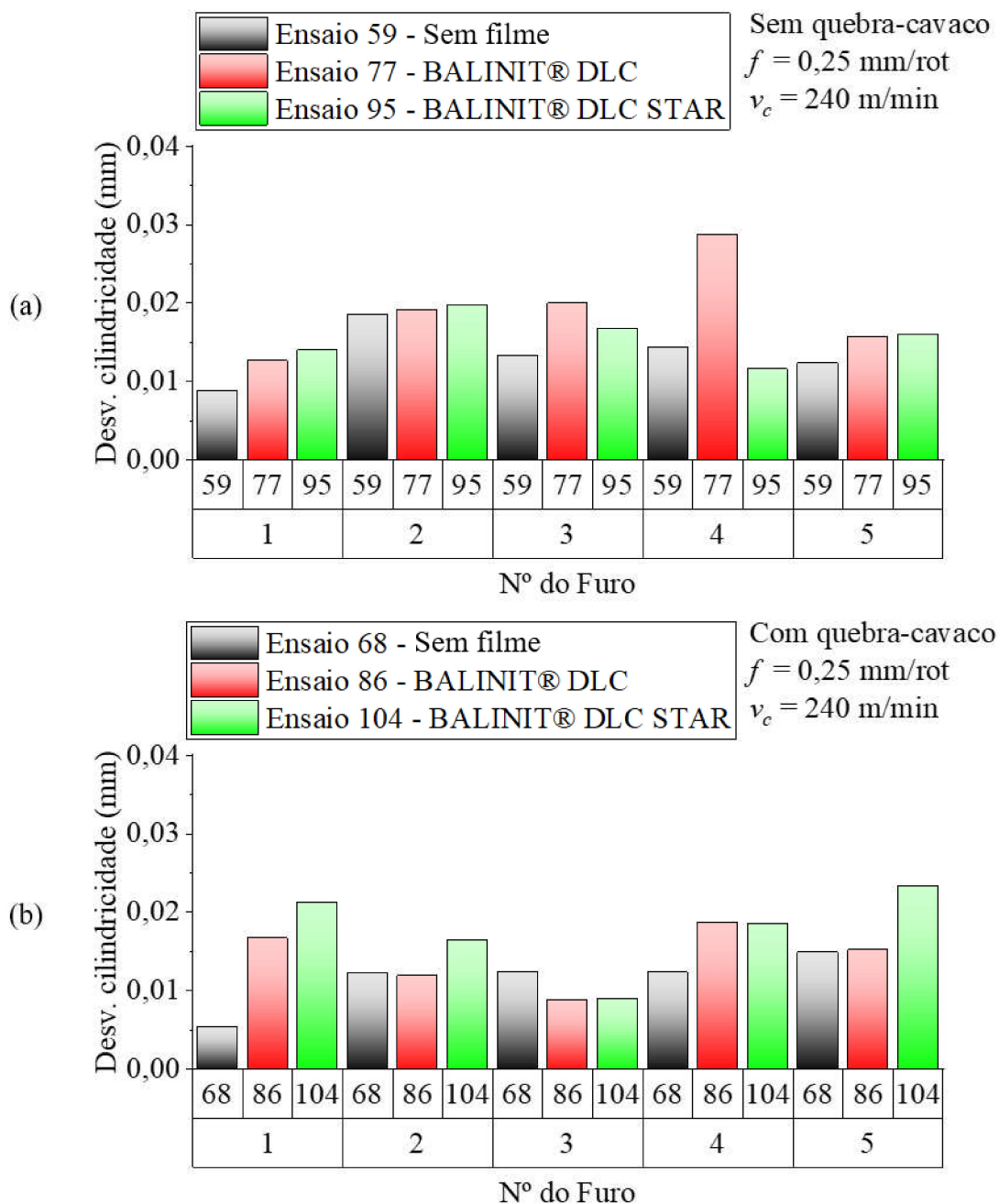
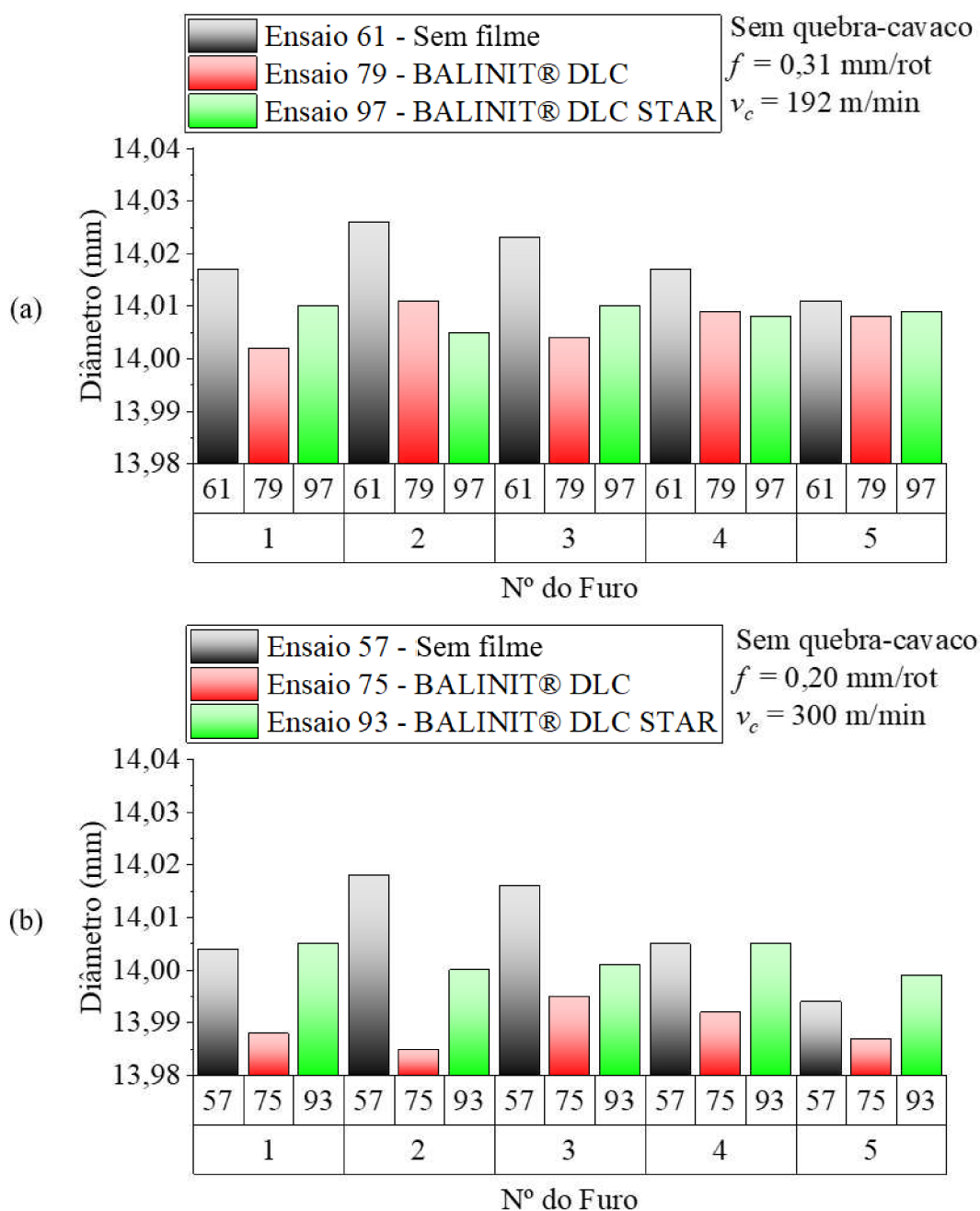
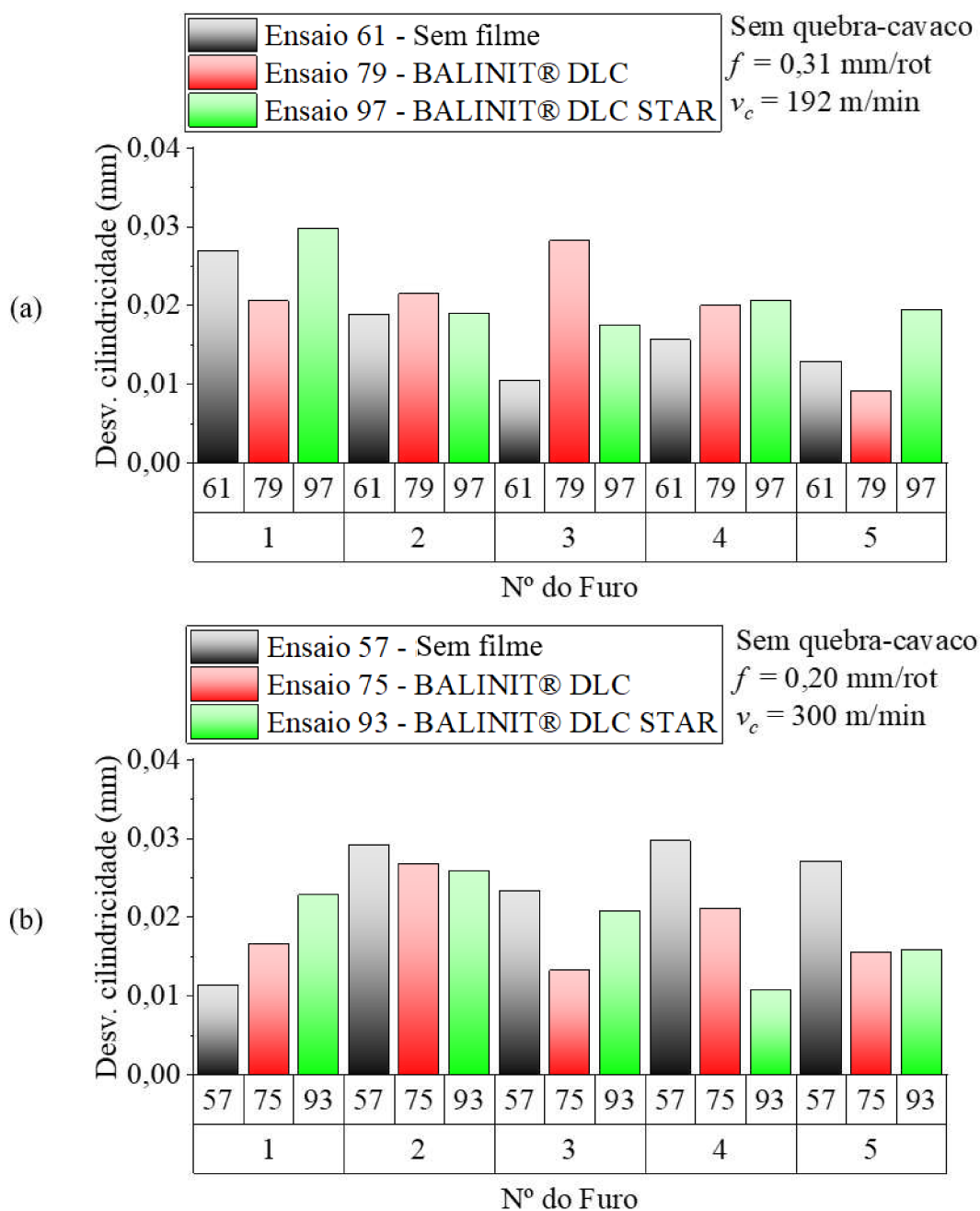


Figura 91 Ilustração comparativa da variação do diâmetro dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)



Em relação ao desvio de cilindridade, verifica-se na Figura 92 que o seu comportamento foi distinto do diâmetro, nos mesmos ensaios observados na Figura 91. Similar à Figura 89, a aleatoriedade também é dominante, não sendo possível sugerir algum efeito quando se maximiza ou minimiza o f e a v_c .

Figura 92 Ilustração comparativa da variação do desvio de cilindridade dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)



4.2.4.2. Análise dos resultados da estatística inferencial – efeitos das variáveis de controle sobre o diâmetro e o desvio de cilindridade

Após análise prévia e descritiva do comportamento dessas variáveis de resposta, foram obtidos os resultados da análise estatística inferencial, que são descritos na Tabela 12. Os fatores

“ f ” e “Filme”, com contribuições de 6 % e 8 %, respectivamente, influenciaram de forma significativa o comportamento do diâmetro. O desvio de cilindridade foi influenciado pelos fatores “ f * Filme” e “Quebra-cavaco”, com contribuições respectivas a 6 % e 15 %. Destacaram-se também os fatores “Falta de ajuste” e “Erro puro”, cujos valores de contribuição superaram aqueles obtidos pelas variáveis de controle.

Tabela 12 Resultados estatísticos obtidos na análise de variância das variáveis de resposta – modelo linear simples para Diâmetro ($R^2 = 0,14$) e Desvio de cilindridade ($R^2 = 0,24$)

Variável de resposta	Fator	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	Índice F	p-valor _{calculado}	Contribuição (%)
Diâmetro	Quebra-cavaco	0,000004	1	0,000004	0,02	0,87	0
	f	0,000715	1	0,000715	5,08	0,03	6
	v_c	0,000067	1	0,000067	0,47	0,49	1
	Filme	0,000948	1	0,000948	6,73	0,01	8
	Falta de ajuste	0,002923	49	0,000060	0,42	1,00	24
	Erro puro	0,007606	54	0,000141	-	-	62
	Total	0,012263	107	-	-	-	100
Desvio de Cilindridade	Quebra-cavaco	0,000428	1	0,000428	19,67	0,00	15
	f	0,000008	1	0,000008	0,37	0,55	0
	v_c	0,000010	1	0,000010	0,44	0,51	0
	Filme	0,000032	1	0,000032	1,46	0,23	1
	f * Filme	0,000179	1	0,000179	8,24	0,01	6
	Falta de ajuste	0,000980	48	0,000020	0,94	0,59	35
	Erro puro	0,001174	54	0,000022	-	-	42
	Total	0,002817	107	-	-	-	100

Os coeficientes de determinação citados no título da Tabela 12 foram consideravelmente menores quando comparados aos obtidos para os esforços de usinagem (Tabela 10): apenas 14 % e 24 % da variabilidade do diâmetro e do desvio de cilindridade, respectivamente, puderam ser explicadas pelos modelos lineares. Mas de acordo com Saunders et al. (2012) e Hernandez (2023), valores altos ou baixos do R^2 não podem ser utilizados isoladamente para se inferir o nível de previsibilidade de um modelo, pois ele é dependente do tamanho da amostragem e geralmente não possui um intervalo de confiança. A forma mais adequada de utilizá-lo é comparando-o com a máxima variabilidade explicável ($Máx.R^2$) no plano experimental. É interessante observar que esses valores máximos foram próximos a 38 % para o diâmetro e 58 % para o desvio de cilindridade. E o percentual restante para cada um deles é resultante do “Erro puro”. Comparando esses dois coeficientes ($R^2/Máx.R^2$), concluiu-se que os modelos

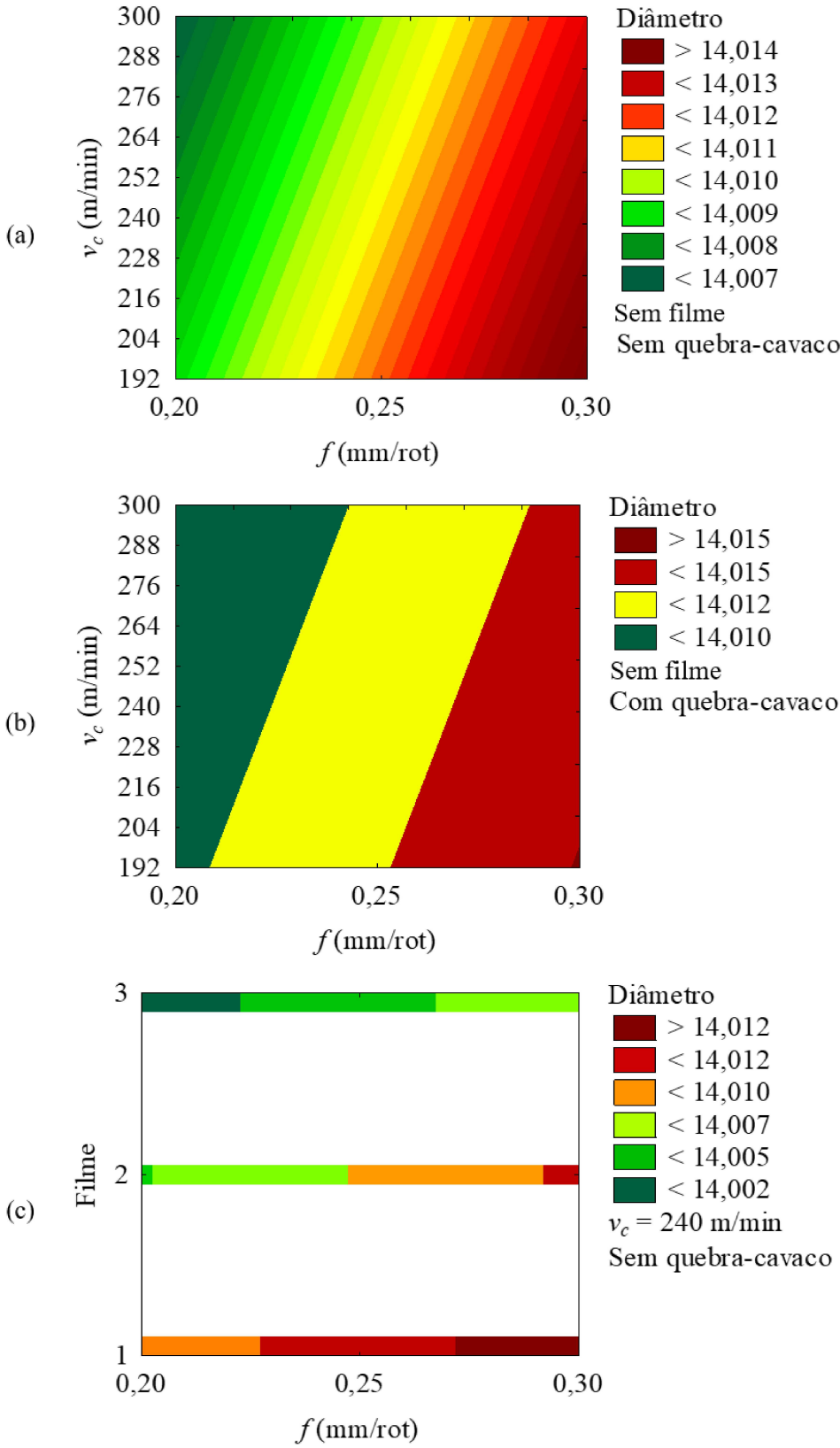
lineares representam 37 % (diâmetro) e 40 % (desvio de cilindridade) da variabilidade explicável.

O percentual da variabilidade não explicada pelos modelos não foi significativo, conforme valores de $p\text{-valor}_{\text{calculado}}$ do fator “Falta de ajuste” (Tabela 12) maiores que 0,05 (KOCABAŞ, 2001; PINHEIRO et al., 2008). Modelos quadráticos também foram testados, no entanto, o máximo valor obtido de R^2 foi próximo a 15 % para a previsão do diâmetro. Considerando isso como um “aumento não significativo”, optou-se por manter o modelo linear ($R^2 = 14 \%$), assim como utilizado para prever o comportamento dos esforços de usinagem (Tabela 10).

É interessante refletir sobre a contribuição do erro puro obtido na análise dos desvios de forma e de dimensão, uma vez que, anteriormente, foi mencionado “condições satisfatórias do equipamento de medição” devido aos baixos coeficientes de variação observados na análise descritiva. Hernandez (2023) cita que o erro puro vai além das condições do equipamento de medição. Como hipótese, é provável que essas variáveis analisadas sejam muito sensíveis às condições do processo de usinagem. Por exemplo: não é possível afirmar que uma réplica experimental, em usinagem, é de fato uma repetição 100 % fidedigna de um outro experimento. Nesse caso, diferentes respostas podem ser obtidas em ensaios unitários com condições paramétricas “idênticas”. Além disso, essas variáveis podem tender a um comportamento aleatório diante da ausência de outras variáveis de controle que poderiam ter maior significância na análise inferencial.

O comportamento do diâmetro do furo em função das variáveis de controle é visualizado na Figura 93. Todas as superfícies de resposta podem ser descritas pelo controle de apenas duas variáveis presentes na Equação (18): a_1 , a_2 , a_3 e a_4 correspondem, respectivamente, aos níveis do “Quebra-cavaco” (1 ou 2), do “Filme” (1, 2 ou 3), do “Avanço” ($0,20 \leq f \leq 0,31$) e da “Velocidade de corte” ($192 \leq v_c \leq 300$). Ao se escolher as variáveis controláveis em cada superfície, as demais tornam-se obrigatoriamente constantes, cujos valores variam de acordo com os seus níveis escolhidos.

Figura 93 Ilustração do comportamento do diâmetro do furo usinado, observada na RSM – $v_c \times f$ utilizando ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), e condição de filme $x v_c$ (c)



Diâmetro (mm)

$$= 14,00503 + (0,00018 \times a_1) - (0,00363 \times a_2) + (0,05592 \times a_3) - (0,00002 \times a_4) \quad (18)$$

Na Figura 93a, o efeito significativo do f pode ser notado pela mudança das palhetas de cores da superfície para qualquer valor de v_c selecionado. Apesar de que os valores variam na ordem dos milésimos da unidade-base (mm), observa-se que o diâmetro dos furos é proporcional ao f (HASSAN et al., 2021; SHARIF et al.; 2023; PANICO et al., 2025; TURAN et al., 2025): há um aumento de 0,06 % entre o valor mínimo (14,007 mm, para $v_c = 300$ m/min) e o máximo (14,015 mm, para $v_c = 192$ m/min), quando o f varia de 0,20 mm/rot para 0,30 mm/rot (aumento de 50 %). O efeito da v_c , embora não significativo, aparenta ser contrário ao do f (UDDIN et al., 2018; BOLAR et al., 2022; SIKANDER et al., 2025): a máxima redução observada é próxima a 0,02 % (0,002 mm) quando a v_c varia de 192 m/min para 300 m/min (aumento de 56 %).

Mantendo esses efeitos do f e da v_c , observados na Figura 93a, a Figura 93b se difere pela presença do efeito do quebra-cavaco que, no entanto, não foi significativo: para um f de 0,30 mm/rot e v_c de 300 m/min, um aumento de apenas 0,001 mm é obtido em comparação à ferramenta sem quebra-cavaco.

O principal resultado presente na Figura 93 está contido no gráfico (c), que reuni os efeitos significativos do f e da condição do filme. A maior contribuição percentual observada na Tabela 12 para a variável “Diâmetro” pode ser constatada pela variação das palhetas de cores da superfície de resposta, que é maior em função da condição do filme. Ou seja, diâmetros mais próximos do valor nominal podem ser obtidos com a utilização de ferramentas revestidas: 14,000 mm com f de 0,20 mm/rot, v_c de 300 m/min e com o BALINIT® DLC STAR. A maior redução do diâmetro é próxima a 0,05 %, quando a condição do filme muda do nível 1 para o 3 enquanto as demais variáveis (f , v_c e quebra-cavaco) são constantes. A relação entre o f e diâmetro é a mesma já observada na Figura 93a, mas o seu efeito é ligeiramente menor quando comparado ao filme: a maior redução do diâmetro é de 0,04 % quando f varia de 0,30 mm/rot para 0,20 mm/rot.

O comportamento do desvio de cilindridade é representado nas três superfícies de resposta ilustradas na Figura 94, as quais podem ser descritas matematicamente por meio da

Equação (19), respeitando a escolha de apenas duas variáveis controláveis enquanto as demais são mantidas constantes. Os fatores “Quebra-cavaco” (1 ou 2), “Filme” (1, 2 ou 3), “Avanço” ($0,20 \leq f \leq 0,31$), “Velocidade de corte” ($192 \leq v_c \leq 300$) e a combinação “Avanço*Filme” são representados pelas variáveis a_1 , a_2 , a_3 , a_4 e a_5 , respectivamente.

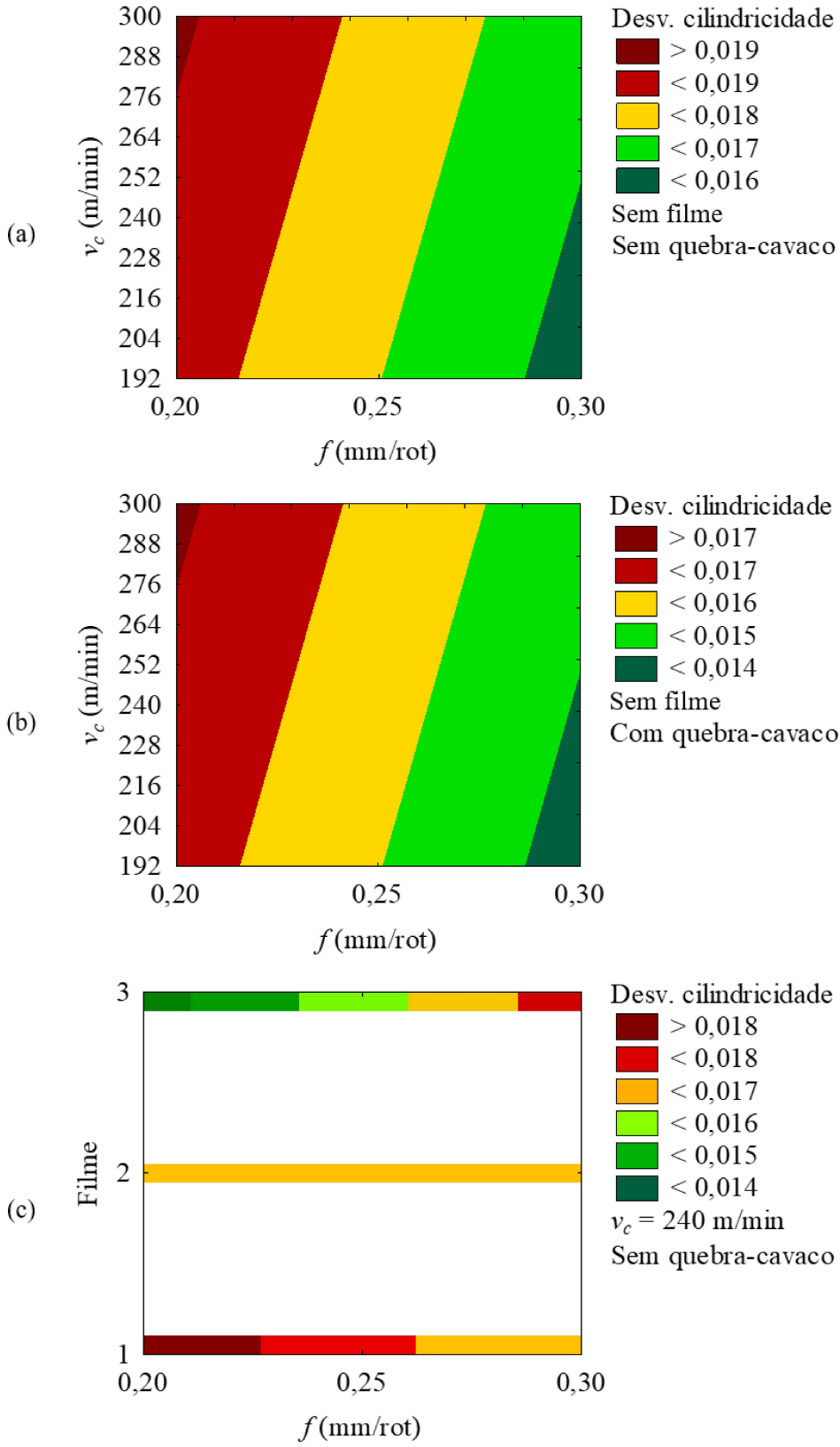
Na Figura 94a, o desvio de cilindridade varia entre 0,0157 mm e 0,0192 mm, cujo seu aumento aparenta ser mais influenciado pela redução do f (PRAMANIK et al., 2024). De 0,30 mm/rot a 0,20 mm/rot, observa-se um aumento de 17 % no desvio, mantendo demais fatores constantes. Um aumento de 4 % é observado quando se considera a variação da v_c , de 192 m/min para 300 m/min (MESSAOUDI et al., 2023; TURAN et al., 2025).

Na Figura 94b, o comportamento do desvio de cilindridade se difere do observado na Figura 94a devido à presença do quebra-cavaco. Assim como apresentado na legenda, os valores do desvio estão aproximadamente 0,002 mm menores (redução de 11 %) em comparação aos valores obtidos com a utilização da ferramenta com a geometria de cunha cortante padrão, diferença a qual é estatisticamente significativa (Tabela 12).

A superfície de resposta ilustrada na Figura 94c apresenta um aspecto distinto das demais, em que a distribuição das palhetas de cores já não representa uma correlação puramente positiva ou negativa. Isso é devido à combinação “Avanço*Filme. Ou seja, o comportamento do desvio de cilindridade é dependente da combinação dos níveis do f e da condição do filme. Isso fica evidente ao observar que o desvio pode ser maximizado (aproximadamente 0,019 mm) combinando a ferramenta de corte sem filme e com f de 0,20 mm/rot (1) ou a ferramenta revestida com BALINIT® DLC STAR e com f de 0,30 mm/rot (2). A 240 m/min, por exemplo, a melhor combinação paramétrica é utilizar essa ferramenta revestida com o menor avanço (SIKANDER et al., 2025), proporcionando uma redução próxima a 28 % (0,019 mm para 0,014 mm).

A análise de correlação linear de Pearson, apresentada na Tabela 13, foi utilizada para complementar os resultados observados na RSM (Figura 93 e Figura 94) e na Tabela 12, no entanto, destacando-se a predominância de índices de correlação fraca (TALIBOUYA BA et al., 2022) que podem indicar a necessidade de outras variáveis de controle para melhor prever o comportamento das variáveis de resposta. Pramanik et al. (2024) também não identificaram correlações fortes do f e da v_c com os desvios de forma e de dimensão, também justificando pela necessidade de outras variáveis de controle.

Figura 94 Ilustração do comportamento do desvio de cilindridade do furo usinado, observada na RSM - $v_c \times f$ utilizando ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), e condição de filme $\times f$ (c)



Desv. cilindricidade (mm)

$$\begin{aligned}
 &= 0,03425 - (0,00199 \times a_1) - (0,00945 \times a_2) \\
 &- (0,06262 \times a_3) + (0,00001 \times a_4) \\
 &+ (0,03427 \times a_5)
 \end{aligned}
 \tag{19}$$

Em geral, observou-se na Tabela 13 principalmente: a tendência de o diâmetro ser proporcional ($r = 0,24$) ao f e inversamente proporcional à condição do filme ($r = -0,28$), o desvio de cilindricidade ser inversamente proporcional à presença do quebra-cavaco ($r = -0,39$) e uma correlação positiva entre o diâmetro e o desvio de cilindricidade ($r = 0,38$).

Tabela 13 Coeficientes obtidos na análise de correlação linear de Pearson entre as variáveis de controle e de resposta (diâmetro e desvio de cilindricidade)

Variável	Quebra-cavaco	f	v_c	Filme	Diâmetro
Quebra-cavaco		0,00	0,00	0,00	0,02
f	0,00	0,00		0,00	0,24*
v_c	0,00	0,00	0,00		-0,07
Filme	0,00		0,00	0,00	-0,28*
Diâmetro	0,02	0,24*	-0,07	-0,28*	
Desvio de cilindricidade	-0,39*	-0,05	0,06	-0,12	0,38*

*Coeficientes de correlação significativos ($p\text{-valor}_{\text{calculado}} < 0,05$)

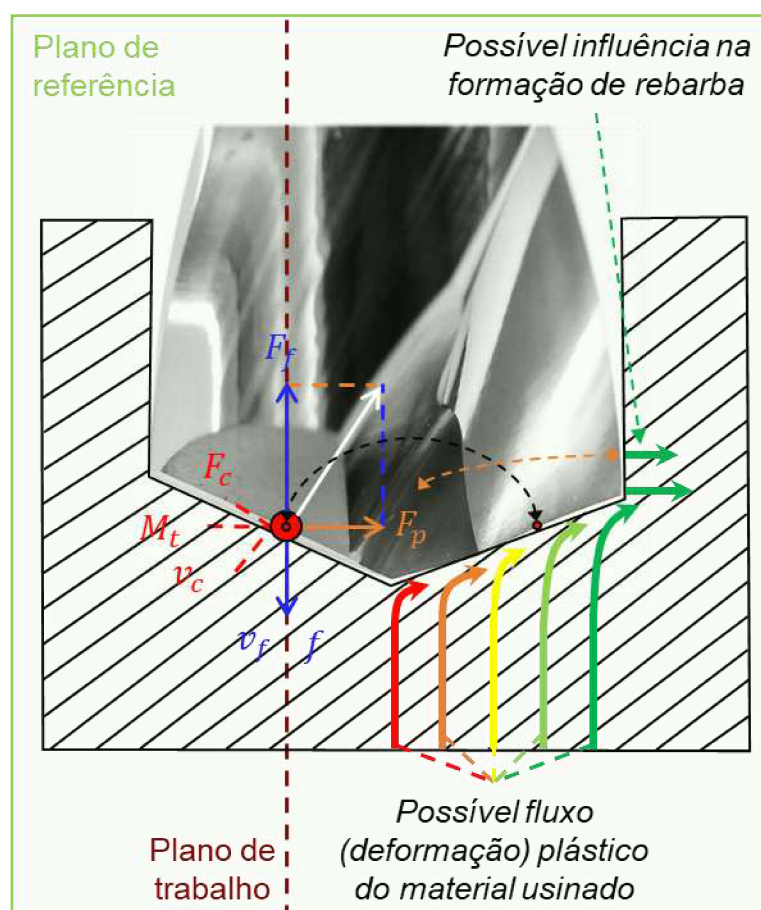
4.2.4.3. Discussão sobre o comportamento dos desvios de forma e de dimensão observado nos ensaios de usinagem

De acordo com Panico et al. (2025), os desvios de dimensão do furo podem ser proporcionais aos esforços de usinagem, incluindo a força passiva (F_p) que é projetada perpendicular ao plano de trabalho (onde localizam-se a F_f e a F_c). Nesse caso, tudo que é capaz de contribuir para o aumento do esforço radial (ou lateral) irá, por consequência, contribuir no aumento do deslocamento lateral (deformação) do material durante a usinagem. A diferença entre o diâmetro real e o nominal do furo pode ser maior em função desse comportamento.

Seguindo essa analogia, é interessante observar que a geometria de cunha cortante da broca, especialmente com a presença da aresta transversal e de ângulos de ponta cônica

relativamente menores que 180° , pode favorecer à formação do cavaco do centro para as extremidades das arestas principais de corte. Nesse caso, pode-se supor que haja, de fato, uma preferência de o fluxo plástico de material ocorrer para as extremidades. Admitindo que esse fluxo de material pode ser observado no plano de referência da ferramenta de corte, conforme ilustrado na Figura 95, é possível supor que a F_f e, portanto o f , tenham uma correlação positiva com a magnitude desse estado de deformação, corroborando com os estudos de Hassan et al. (2021), Habib et al. (2021), Sharif et al. (2023), Messaoudi et al. (2023), Sikander et al. (2025) e Turan et al. (2025), em que o desvio do diâmetro é proporcional ao f (Figura 93a e Tabela 13).

Figura 95 Ilustração esquemática do possível fluxo de material existente durante a furação, em função de grandezas físicas e das componentes da força de usinagem



Uma suposta evidência para comprovar essa deformação plástica lateral poderia ser a presença de rebarba na borda dos furos. Embora não tenha sido analisada nesse estudo, Rivero et al. (2006) e Pramanik et al. (2024) observaram que a formação de rebarba possui forte correlação positiva com f sendo, então, recomendado reduzir os valores desse parâmetro para

melhorar a qualidade dimensional do furo. Uddin et al. (2018) observaram um aumento de 79 % no desvio de circularidade com a variação do f (de 0,04 mm/rot para 0,08 mm/rot). Os autores sugeriram que a origem desse desvio seria a formação de rebarba, tanto no início quanto no final do furo (no caso, furo passante), causada pela deformação plástica (proporcional à F_f) e por instabilidade dinâmica da ferramenta de corte.

Bolar et al. (2022) fizeram analogia entre os sistemas de fixação de um cantiléver (utilizado em AFM, por exemplo) e de uma broca, observando que a extremidade livre da ferramenta, em contato com a superfície a ser usinada, seria similar a um ponto de apoio sujeito a um carregamento normal representado pela F_f e, portanto, proporcional ao f . Considerando que a rigidez do sistema fixação, incluindo a flexão da ferramenta de corte, como fator influente nos desvios de forma e de dimensão, os seus valores seriam proporcionais a todos aqueles parâmetros de usinagem capazes de aumentar os esforços de usinagem. Os resultados de Messaoudi et al. (2023) e Turan et al. (2025) também corroboraram com essa justificativa.

É interessante notar que as teorias expostas por Bolar et al. (2022) e Panico et al. (2025) não seriam válidas para justificar o comportamento do desvio de cilindricidade observado na Figura 94a, mas, deve-se lembrar que o efeito isolado do f não foi significativo. Por outro lado, essas teorias seriam válidas para a correlação positiva e significativa obtida entre o diâmetro e o desvio de cilindricidade (Tabela 13). Pramanik et al. (2024), por exemplo, observaram menores desvios de circularidade com o aumento do f , mas nenhuma justificativa foi apresentada. Bolar et al. (2022) observaram menores desvios de diâmetro com o aumento do f . Para os autores, isso correu devido à redução de *chatter* durante o processo e à geração de cavacos curtos que danificariam menos a superfície usinada pela maior facilidade de expulsão da região de corte.

Embora não tenham sido observadas alterações significativas dos desvios de forma e de dimensão em função da v_c , os comportamentos observados na Figura 93a e na Figura 94a podem ser discutidos com a literatura.

Uddin et al. (2018) notaram uma diminuição da diferença entre os diâmetros nominal e real com a mudança de 1000 rpm para 2000 rpm. Na furação das ligas Al 2024-T3 e Ti-6Al-4V, dispostas em empilhamento de lâminas alternadas, Fan et al. (2021) analisaram o fator de delaminação: razão entre os diâmetros máximo e o nominal. Resultados indicaram uma redução máxima de 16 % desse fator quando a rotação aumentou de 3000 rpm para 7000 rpm. Utilizando brocas de aço-rápido na usinagem da liga AA 2024-T6, Sikander et al. (2025) notaram a redução do diâmetro (6,118 mm para 6,075 mm) ao aumentar a v_c (19 m/min para 75 m/min). De acordo os estudos citados, essas alterações benéficas estariam correlacionadas com os

esforços de usinagem (F_f e M_t) conforme apresentado na Figura 85 e na Figura 87: o calor gerado na zona de cisalhamento primária é proporcional à v_c e, por consequência, reduz os esforços de usinagem devido à perda de resistência mecânica do material cisalhado. Isso poderia justificar o comportamento observado na Figura 91 e na Figura 93a.

Por outro lado, durante a furação do aço inoxidável AISI 304, Khan et al. (2020) justificaram a relação proporcional entre a v_c e o diâmetro pela amplitude de vibrações mecânicas e também pelo efeito da temperatura que, nesse caso, contribuiria para a perda de qualidade do furo devido a maior expansão volumétrica. Afzal et al. (2025) também utilizaram essa justificativa para explicar os resultados obtidos durante a furação a seco da liga Ti-6Al-4V. Nesses estudos é interessante notar que os autores enfatizaram um aspecto negativo do efeito da temperatura de usinagem, o qual contradiz o aspecto positivo comumente mencionado: a redução dos esforços de usinagem.

De acordo com Sun et al. (2020), a deformação plástica pode ser impulsionada pela expansão térmica que, por sua vez, é proporcional à temperatura de trabalho (ou de usinagem). Considerando os materiais utilizados nos estudos de Khan et al. (2020) e Afzal et al. (2025), com um coeficiente de expansão duas ou mais vezes maior, espera-se que a deformação elástica do alumínio seja maior em comparação ao aço (WANG X. et al., 2016). No entanto, em se tratando de usinagem, provavelmente a condutividade térmica seja mais importante, pois pode determinar o comportamento do material no regime plástico. De acordo com Alsoufi et al. (2025), a condutividade térmica da liga Al-Mg-Si 6061 (205 W/mK) é treze vezes maior do que a do aço inoxidável 304 (16 W/mK). Isso implica que a dissipação de calor, tanto pelo cavaco quanto pela peça, seja menor durante a usinagem do aço inoxidável. Retendo mais calor ao longo do tempo, a temperatura de trabalho torna-se maior e o efeito da expansão térmica pode ser mais expressivo, resultando em desvios de forma e dimensão maiores quando comparado à usinagem da liga de alumínio. Isso leva à sugestão de que esse efeito negativo da temperatura (dilatação térmica) não seja tão significativo durante a usinagem de ligas de alumínio.

Mas Turan et al. (2025), avaliando a otimização dos parâmetros de corte na furação da liga Al-Mg-Si 6082-T6, observaram aumentos de 22 % e 49 % entre os diâmetros nominal e mensurado, respectivamente ao utilizar v_c de 160 m/min e 200 m/min. Os autores mencionaram que a amplitude de vibrações mecânicas durante o processo é intensificada quando se usa em maiores velocidades de corte, afetando negativamente o desvio dimensional. Estudando a furação a seco da liga Al-Zn 7075-T6, Habib et al. (2021), além de incluir a presença de *chatter* com o aumento da v_c , também citaram o efeito prejudicial da temperatura de usinagem.

Pramanik et al. (2024) também observaram essa correlação entre o diâmetro e a v_c , embora não tenham apresentado uma explicação.

De acordo com Quintana e Ciurana (2011), dos três tipos de vibração presentes nos processos de usinagem, o *chatter* é o mais indesejável e de difícil controle, sendo mais abordado naqueles processos em que são utilizadas ferramentas com duas ou mais arestas de corte, principalmente no fresamento. Denominada também como “vibração autoinduzida”, o *chatter* ocorre devido a interação entre a ferramenta de corte e a superfície a ser usinada. E de acordo com o mecanismo de autoindução, essa vibração ainda pode ser distinguida em *chatter* por atrito, termomecânico, modo de acoplamento e regenerativo.

A partir da suposta relação existente entre vibração, temperatura e v_c mencionada por Habib et al. (2021) e Turan et al. (2025), os prováveis mecanismos de *chatter* dominantes no processo seriam o termomecânico e o modo acoplado. De acordo com Quintana e Ciurana (2011), o primeiro é relacionado à temperatura e a taxa de deformação do material no regime plástico, e o segundo ocorre quando a vibração na direção de corte (v_c) produz uma vibração na direção de avanço (f) e vice-versa.

Nesse estudo, sinais de vibrações não foram monitorados, logo, não é possível afirmar a sua real relação com o f e a v_c . Admitindo que a presença de *chatter* termomecânico seja mais expressiva com o aumento da v_c (HABIB et al., 2021; TURAN et al., 2025) e a diminuição do f (SIKANDER et al., 2025), o comportamento do desvio de cilindridade (Figura 94a) poderia ser explicado. Ao mesmo tempo, isso levaria à hipótese de que o diâmetro seria mais sensível ao efeito de deformação plástica do processo (Figura 95) quando comparado ao efeito da vibração. Isso também poderia estar relacionado com o baixo coeficiente de correlação obtido entre o diâmetro e o desvio de cilindridade (Tabela 13). Mas de modo geral, a relação entre essas variáveis necessita ser estudada com maior aprofundamento. Poderia existir, por exemplo, a possibilidade de o desvio de cilindridade ser influenciado de alguma forma pelo movimento de retorno da ferramenta de corte, onde pode haver resquícios de cavacos aderidos e/ou o arrasto deles. Por outro lado, isso também poderia afetar o diâmetro e, também, outras variáveis como a rugosidade. Além disso, é importante mencionar a possibilidade do batimento da ferramenta de corte ter interferido nessas variáveis, provavelmente mais significativo no desvio de cilindridade.

Em relação ao efeito do filme, Rivero et al. (2006) observaram que o DLC pode reduzir a presença de rebarba devido a ação de lubrificação sólida que é capaz de diminuir os níveis dessa deformação plástica. Considerando a existência de uma correlação entre rebarba e os desvios de forma e de dimensão, os resultados obtidos pelos autores corroboram com resultados

apresentados na Figura 93c e na Figura 94c. Diferentemente de Martins et al. (2021), o presente estudo indicou, de modo geral, que a presença dos filmes finos de DLC pode melhorar a qualidade dimensional e de forma dos furos. No entanto, é necessário avaliar se as melhorias são rentáveis ou não para um dado processo, uma vez que as reduções dos desvios foram da ordem de centésimos da unidade-base. Provavelmente, e com base nos resultados apresentados na literatura em geral, os benefícios desses filmes podem ser mais expressivos em outras variáveis de resposta, como na rugosidade, nos esforços de usinagem e na resistência ao desgaste.

Assim como observado nos resultados dos esforços de usinagem, se faz necessário utilizar outras técnicas de caracterização para compreender os motivos pelos quais o BALINIT® DLC STAR proporcionou melhores resultados nos desvios de forma e de dimensão. Até então, limita-se à hipótese de que as características topográficas desse filme (Figura 48) são mais favoráveis para facilitar o deslizamento do cavaco em comparação ao BALINIT® DLC (Figura 47).

Um estudo mais aprofundado ou a presença predominante do erro puro no planejamento experimental seriam sugestões para explicar a redução do desvio de cilindridade quando utilizada a ferramenta de corte com quebra-cavaco. Essa afirmativa é sustentada pelos seguintes fatos: a discussão a respeito do f e da v_c indicar que os desvios de forma e de dimensão provavelmente são correlacionados positivamente com os esforços de usinagem (Figura 85 e Figura 95) e; a partir dos resultados discutidos sobre a formação do cavaco (Figura 61) e o mecanismo de desgaste das ferramentas de corte (Figura 75), não é possível afirmar que os quebra-cavacos proporcionam condições mais favoráveis à usinagem a seco em comparação à geometria de cunha cortante padrão.

Além disso, considerando o assunto das vibrações exposto por Quintana e Ciurana (2011), Habib et al. (2021) e Turan et al. (2025), a formação de distintos cavacos obtida nas arestas principais de corte com os quebra-cavacos (Figura 63 e Figura 65) e a presença do emaranhado de cavacos durante a usinagem (Figura 61a) poderiam ser fontes para o surgimento de vibrações forçadas e/ou *chatter* regenerativo. De acordo com Quintana e Ciurana (2011), esse tipo de vibração autoinduzida é o mais frequente, onde vibrações com diferentes amplitudes e frequências surgem quando uma aresta de corte interage com diferentes topografias de superfície. Nesse caso, conforme ilustrado na Figura 67, o *chatter* regenerativo poderia ocorrer devido a “Aresta 1” produzir cavacos na superfície previamente usinada pela “Aresta 2” e vice-versa.

Admitindo que a aquisição dos esforços de usinagem tem princípio similar ao da aquisição dos sinais vibração (sensor piezoelétrico gera tensão elétrica proporcional à intensidade da excitação mecânica, e o sinal pode ser analisado no domínio do tempo ou da frequência), baseado em Bonifacio (1993), o comportamento observado na Figura 80 e na Figura 81 poderia ser um indicativo do comportamento dos sinais de vibração. A partir disso, a Tabela 14 foi elaborada para demonstrar essa possível correlação, considerando apenas os coeficientes de variação (CV) dos sinais de F_f e M_t como indicativos da amplitude de vibrações. Selecionado os ensaios em que foram utilizadas apenas ferramentas de corte sem filme, é possível observar que os níveis de dispersão tendem a ser maiores quando utilizada a geometria do quebra-cavaco (nível 2), principalmente quando comparados os ensaios 1 e 10 e os ensaios 4 e 13. Comportamento similar foi observado ao analisar os ensaios referentes às réplicas experimentais. Isso poderia apoiar a hipótese realizada anteriormente. Ao fazer essa análise com foco no f e na v_c , não foram encontradas claras evidências que pudessem sugerir correlações com a vibração.

Tabela 14 Tabela demonstrativa dos coeficientes de variação da F_f e do M_t , obtidos nos ensaios realizados com as ferramentas sem filme

Ensaio	Quebra-cavaco	f (mm/rot)	v_c (m/min)	CV da F_f (%)	CV do M_t (%)
1	1	0,20	192,00	8	5
10	2	0,20	192,00	18	12
4	1	0,25	192,00	7	4
13	2	0,25	192,00	19	37
7	1	0,31	192,00	1	1
16	2	0,31	192,00	5	4
2	1	0,20	240,00	7	2
11	2	0,20	240,00	2	3
5	1	0,25	240,00	6	6
14	2	0,25	240,00	8	4
8	1	0,31	240,00	12	7
17	2	0,31	240,00	3	3
3	1	0,20	300,00	8	7
12	2	0,20	300,00	6	8
6	1	0,25	300,00	3	2
15	2	0,25	300,00	8	4
9	1	0,31	300,00	1	3
18	2	0,31	300,00	6	4

4.2.5. Textura superficial – Avaliação de parâmetros de rugosidade

4.2.5.1. Análise descritiva dos parâmetros de rugosidade

A análise dos resultados iniciou-se com a ilustração do comportamento representativo dos parâmetros de rugosidade obtidos em cada furo, respeitando o padrão comparativo utilizado nos tópicos anteriores, relativos aos esforços de usinagem e aos desvios de forma e de dimensão.

Na Figura 96a, os valores mínimo e máximo de R_a foram obtidos no Ensaio 77, iguais a $0,518 \pm 0,024 \mu\text{m}$ e $1,692 \pm 1,177 \mu\text{m}$, respectivamente. Esse ensaio demonstrou que, mesmo com a utilização do filme fino de DLC, a dispersão dos valores de rugosidade pode ocorrer, provavelmente devido ao mecanismo de adesão. No entanto, pode-se notar que os valores obtidos no Ensaio 95 tendem a ser menores ($0,647 \pm 0,147 \mu\text{m}$ a $0,876 \pm 0,083 \mu\text{m}$) e menos dispersivos, o que pode indicar possivelmente melhor desempenho do BALINIT® DLC STAR. Além disso, é interessante observar, principalmente no Ensaio 59, que a rugosidade aparenta reduzir na medida em que os furos são usinados. Assim como observado no comportamento do diâmetro (Figura 89), isso pode ser um indicativo do acúmulo de energia (calor) da ferramenta de corte, o que pode proporcionar o aumento localizado da temperatura de corte.

A Figura 96 também foi elaborada para ilustrar o comportamento similar entre os parâmetros de amplitude médias R_a e R_z . As flutuações observadas ao longo dos furos usinados seguem um padrão semelhante, sendo que o parâmetro R_z apresenta valores proporcionalmente maiores em comparação ao R_a , o que é esperado, uma vez que R_z é determinado pelas 10 maiores distâncias entre picos e vales presentes no comprimento de amostragem do perfil (STOUT, 1981). Esse comportamento foi observado ao longo de todo o planejamento experimental e, para evitar a apresentação demasiada de gráficos, alguns resultados de R_a foram suprimidos, mantendo-se apenas o R_z como referência. A correlação entre esses parâmetros pode ser evidenciada na Figura 97. Os pontos correspondem aos 108 valores representativos (média aritmética) obtidos nos ensaios unitários, cuja dispersão entre os eixos X e Y pode ser representada por uma correlação linear com representatividade próxima a 83 % ($R^2 = 0,83$). Nesse caso, os valores de R_z são aproximadamente cinco vezes maiores em comparação aos de R_a .

Figura 96 Ilustração comparativa da variação dos parâmetros R_a (a) e R_z (b) dos furos usinados com ferramentas sem quebra-cavaco, em níveis constantes de f e v_c

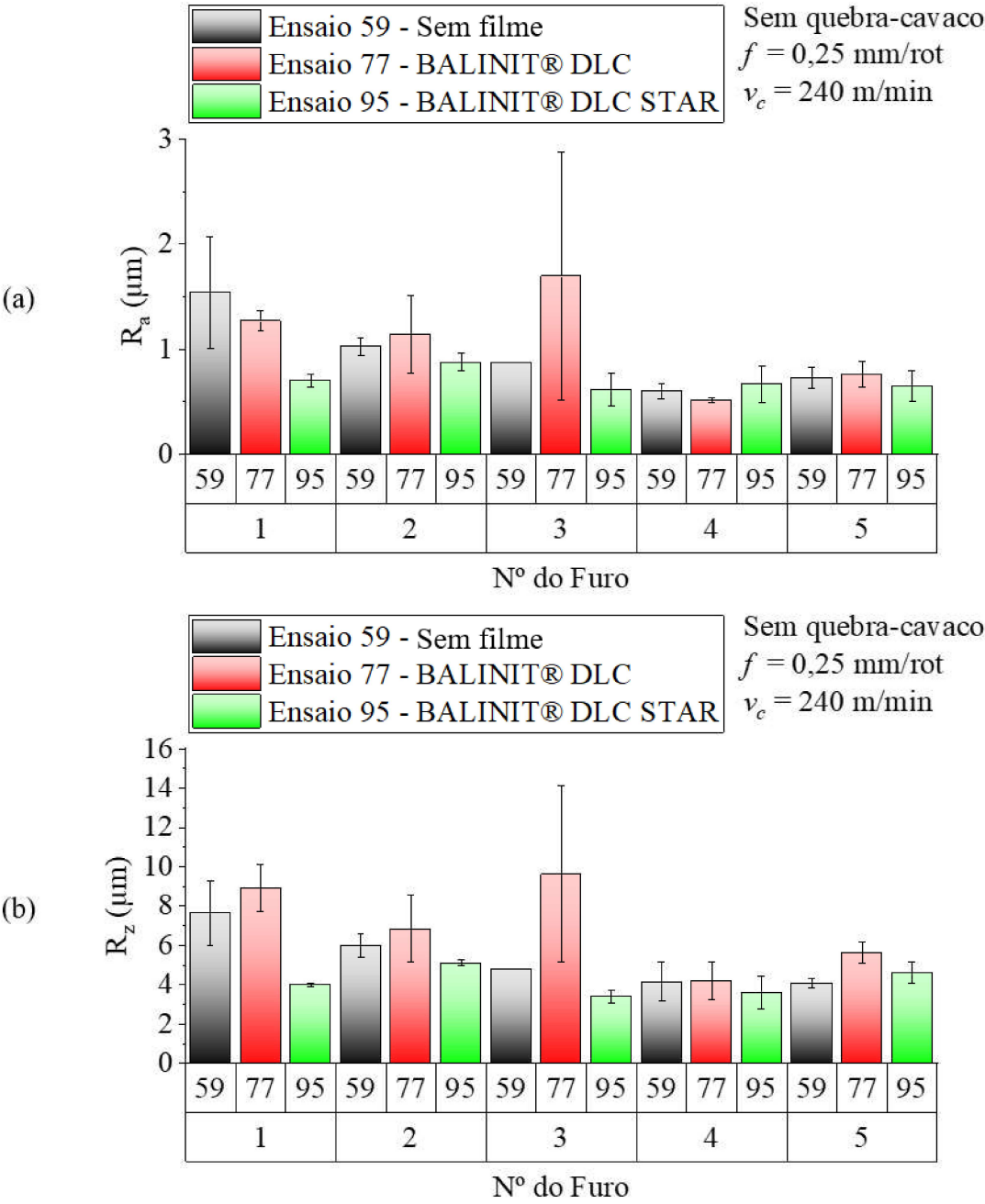
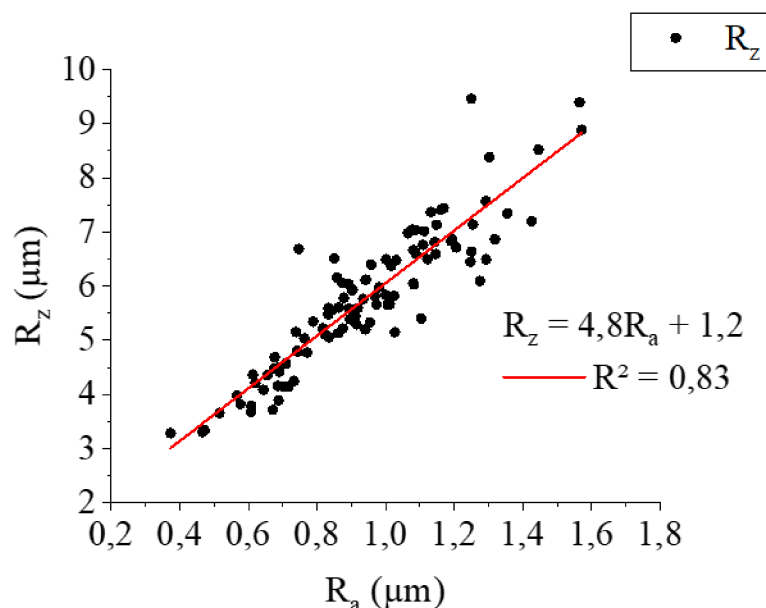


Figura 97 Gráfico ilustrativo da correlação linear observada entre os parâmetros R_a e R_z na execução do planejamento experimental



Na Figura 98, o efeito do filme pode ser observado novamente, em que o BALINIT® DLC STAR (ensaios 95 e 104) também demonstra melhorar o desempenho em comparação às demais condições. Nos gráficos (a) e (b), os valores de R_z se mantêm próximos de 4 μm na maioria dos furos usinados. Enquanto isso, valores próximos a 10 μm foram obtidos nos ensaios 77 (BALINIT® DLC) e 68 (sem filme). Além disso, ao comparar os gráficos (a) e (b) da Figura 98, o efeito do quebra-cavaco aparenta ter inconsistências: R_z tende a aumentar com as ferramentas sem filme, enquanto uma redução aparentemente desprezível ocorre quando se utiliza ferramentas revestidas.

O comportamento da assimetria (R_{sk}) é observado na Figura 99. Nos níveis centrais de f e v_c , nota-se no gráfico (a) que perfis mais próximos ao conceito gaussiano (assimetria nula) tendem a ser obtidos em furos usinados com a ferramenta sem filme: $0,051 \pm 0,145$ e $0,022 \pm 0,031$ nos furos 1 e 2, respectivamente. Utilizando as ferramentas revestidas, o comportamento aparenta ser mais flutuante, prevalecendo assimetrias negativas, como observado nos furos 1 ($-0,320 \pm 0,099$), 2 ($-0,366 \pm 0,151$), 3 ($-0,238 \pm 0,071$) e 4 ($-0,343 \pm 0,278$) do Ensaio 95. Em se tratando de assimetria negativa, na Figura 99b, essa característica aparenta ser mais predominante, principalmente nos ensaios 86 e 104, com destaque para os valores de $-0,964 \pm 0,066$ (Furo 2), $-1,355 \pm 0,255$ (Furo 3) e $-0,724 \pm 0,043$ (Furo 4). Isso poderia ser um indicativo de que a presença do quebra-cavaco pode alterar a distribuição de probabilidade das asperezas no perfil de rugosidade.

Figura 98 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_z dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c

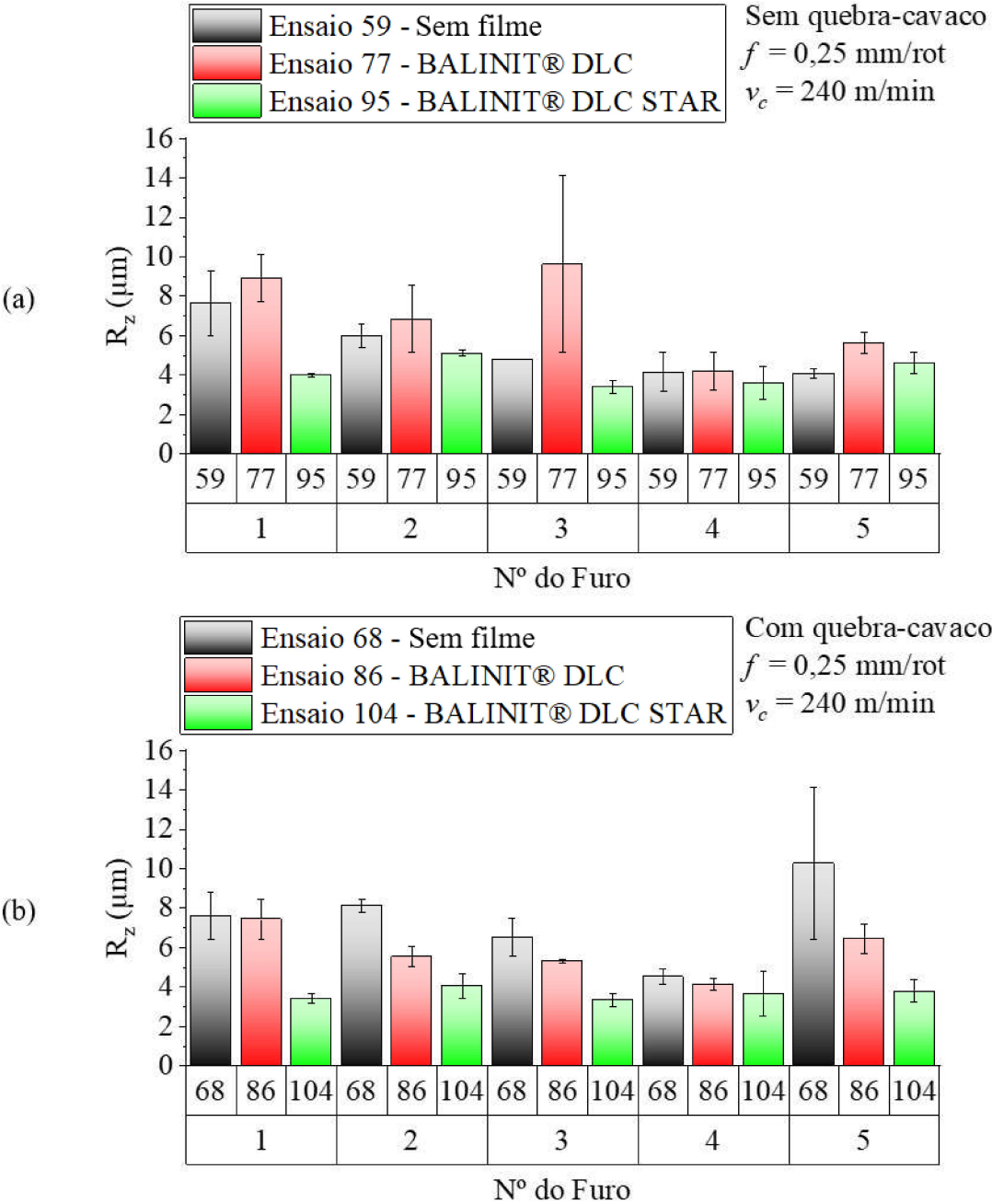
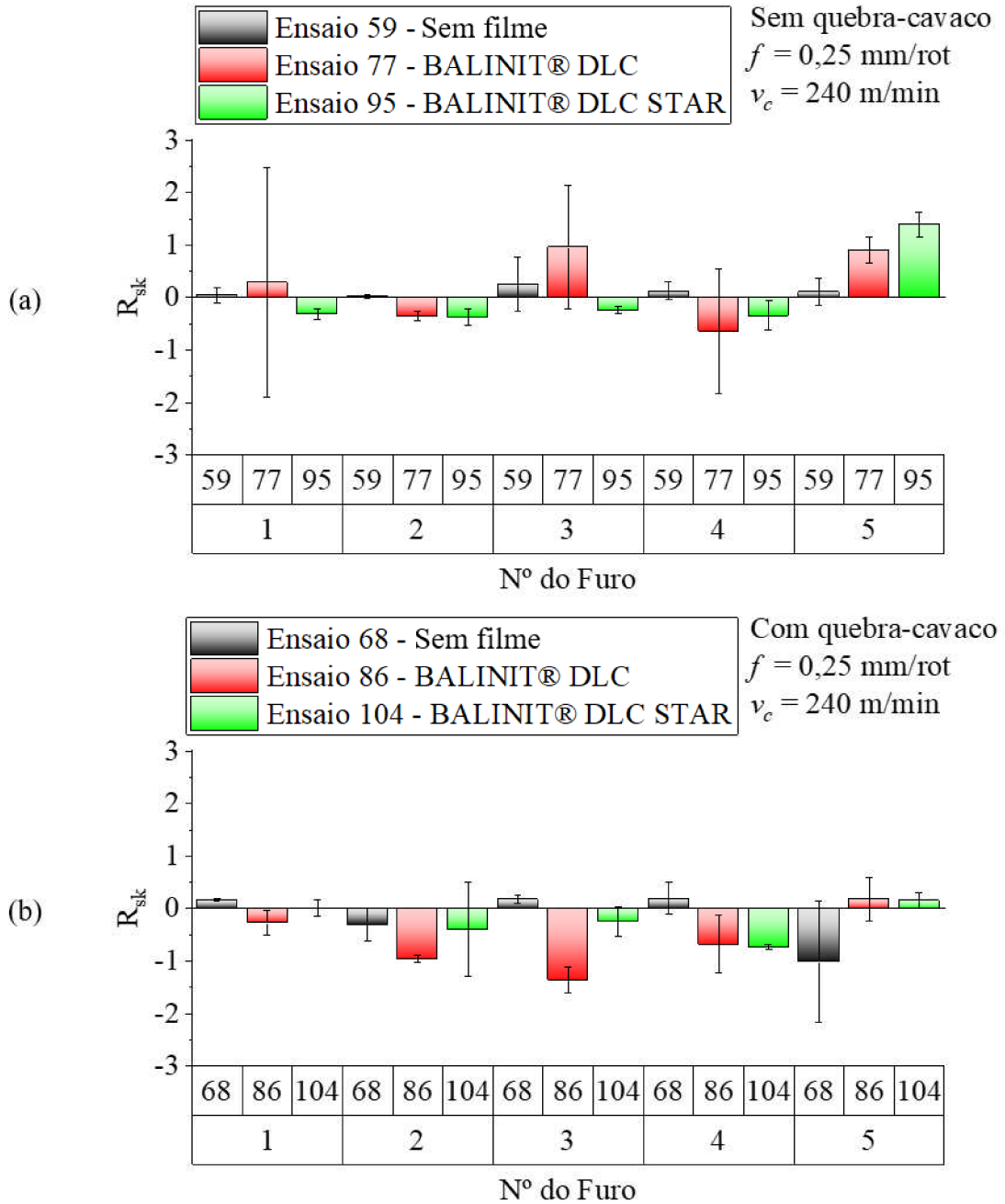


Figura 99 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{sk} dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c



Na Figura 100a, pode-se dizer que os valores de curtose são predominantemente próximos a 3, como nos ensaios 95 ($3,500 \pm 0,570$ no Furo 2) e 59 ($2,895 \pm 0,325$ no Furo 5). Nesse caso, não é possível afirmar a existência de uma tendência de probabilidade de achatamento das asperezas do perfil de rugosidade. Valores relativamente maiores aos mencionados anteriormente são observados nos ensaios 77 ($8,110 \pm 1,190$ no Furo 4) e 95

($9,430 \pm 0,300$ no Furo 5). É interessante notar que, ao correlacionar esse comportamento com o parâmetro R_z (Figura 98a), não é possível afirmar que esse aumento de R_{ku} poderia estar relacionado com a presença de adesão, claro, admitindo-se que isso fosse prejudicial para a rugosidade. Analisando também a Figura 100b, fica mais evidente a hipótese de que a condição do filme não proporciona alterações expressivas na curtose. Nos furos 2, 3 e 4, nota-se um aumento da R_{ku} (valores entre 5 e 8) em comparação ao gráfico (a), principalmente ao utilizar a ferramenta sem filme. Apesar disso, torna-se difícil afirmar se a presença do quebra-cavaco realmente pode diminuir (aumentar R_{ku}) a probabilidade de achatamento do perfil de rugosidade.

Na Figura 101 são apresentados gráficos relacionados ao parâmetro R_z para ilustrar os possíveis efeitos de quando se maximiza e minimiza o f e da v_c , e vice-versa. No gráfico (a), com f e v_c de 0,31 mm/rot e 192 m/min, respectivamente, os valores de R_z são compreendidos entre $5,260 \pm 0,360 \mu\text{m}$ (Furo 1) e $11,235 \pm 3,365 \mu\text{m}$ (Furo 3), ambos obtidos ao utilizar a ferramenta sem filme. Ao fazer a inversão dos níveis dos parâmetros de usinagem, ou seja, ao maximizar a v_c e minimizar o f , nota-se um decréscimo aparentemente expressivo da rugosidade: comparando os ensaios 61 ($11,035 \pm 5,765 \mu\text{m}$) e 57 ($3,130 \pm 0,590 \mu\text{m}$), no Furo 5, há uma redução próxima a 72 % na R_z . Utilizando as ferramentas revestidas, as maiores reduções foram obtidas no Furo 3: 56 % e 59 %, respectivamente com os filmes BALINIT® DLC (ensaios 79 e 75) e BALINIT® DLC STAR (ensaios 97 e 93). Esses resultados podem indicar uma correlação do parâmetro R_z com os esforços de usinagem (Figura 84) e com desvio de dimensão (Figura 91). Nesse caso, essas três variáveis de resposta podem ser melhoradas com a maximização da v_c , minimização do f (RAJBONGSHI et al., 2024) e com a utilização dos filmes finos de DLC.

Figura 100 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{ku} dos furos usinados com ferramentas sem (a) e com quebra-cavaco (b), em diferentes condições do filme e níveis constantes de f e v_c

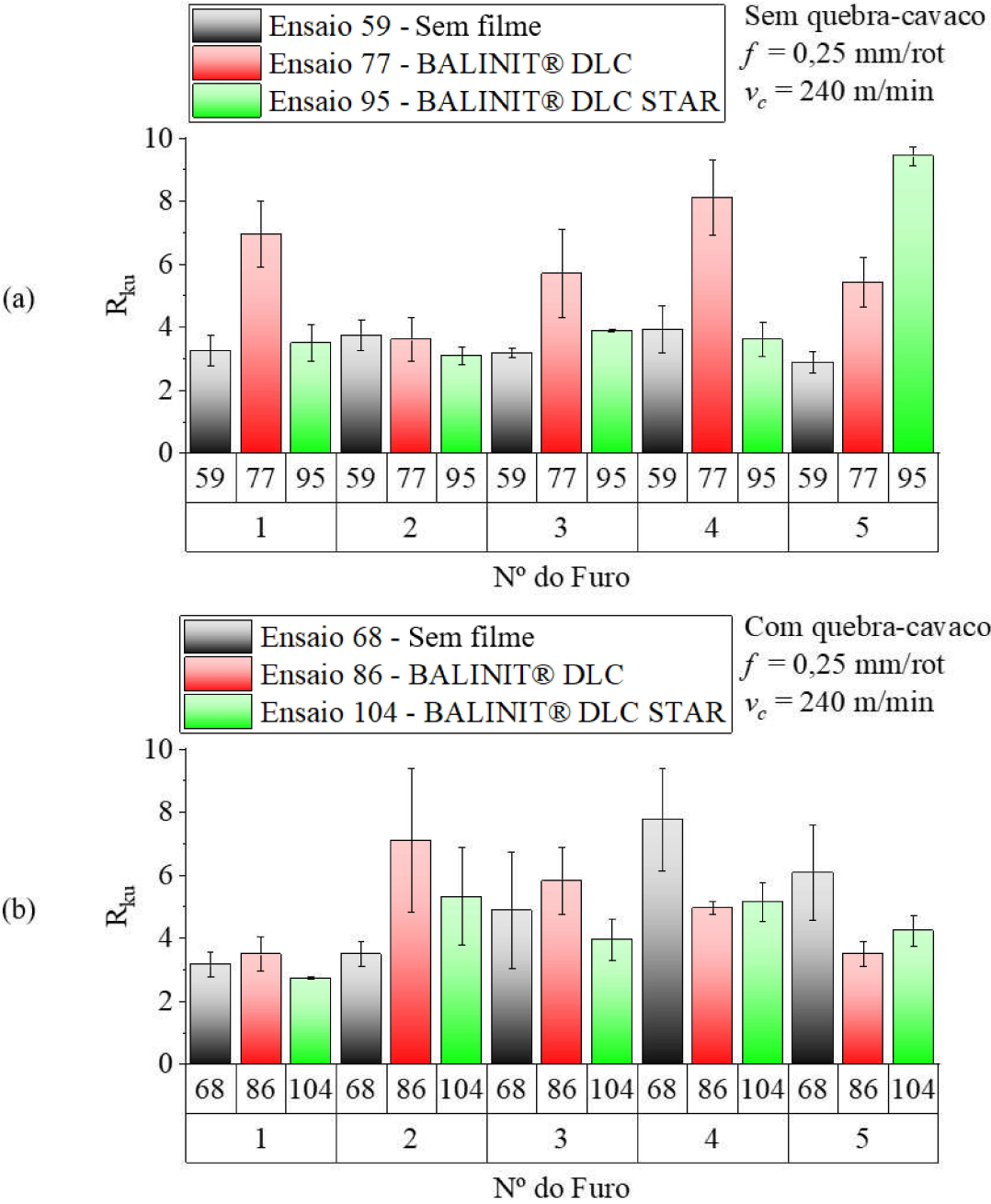
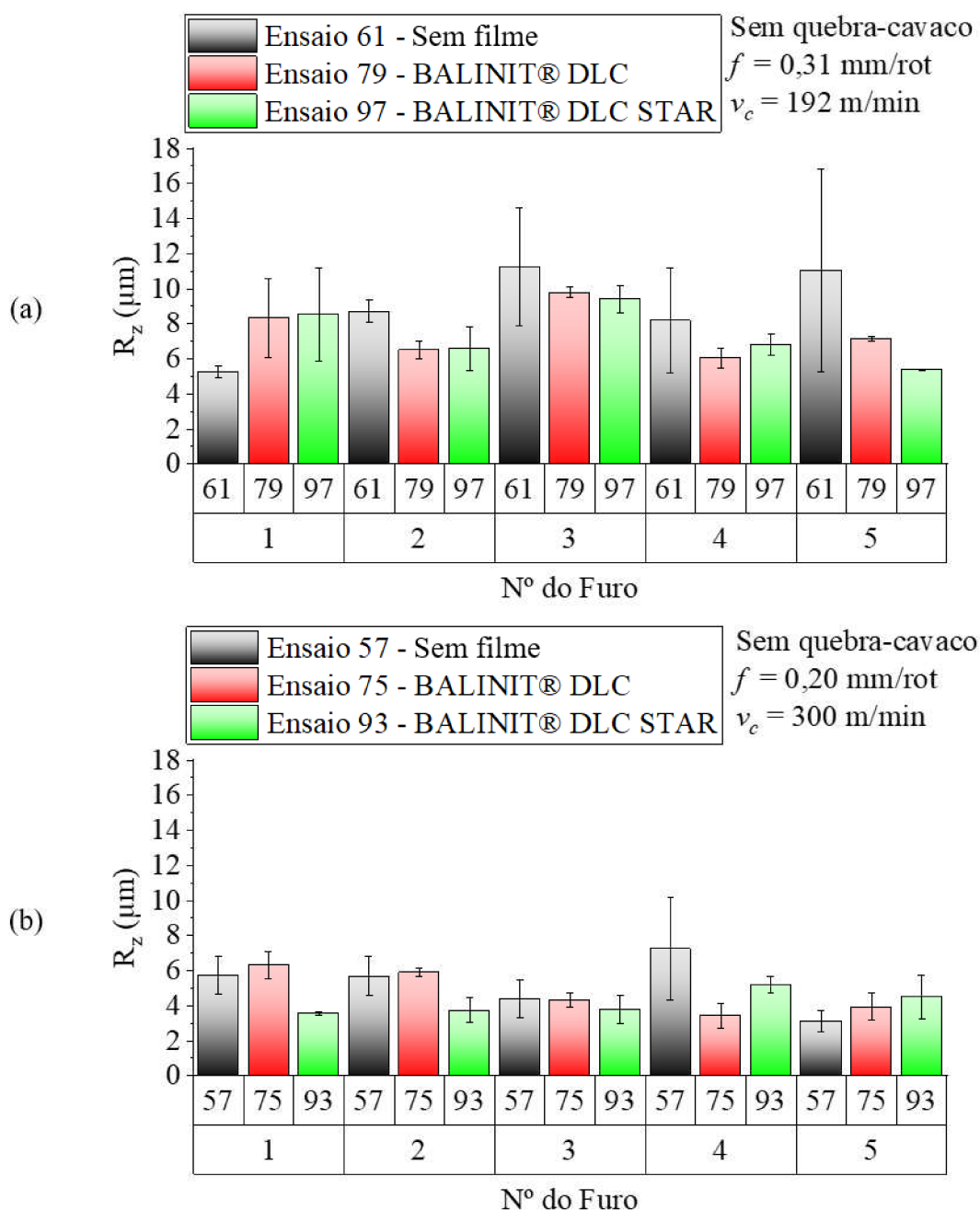


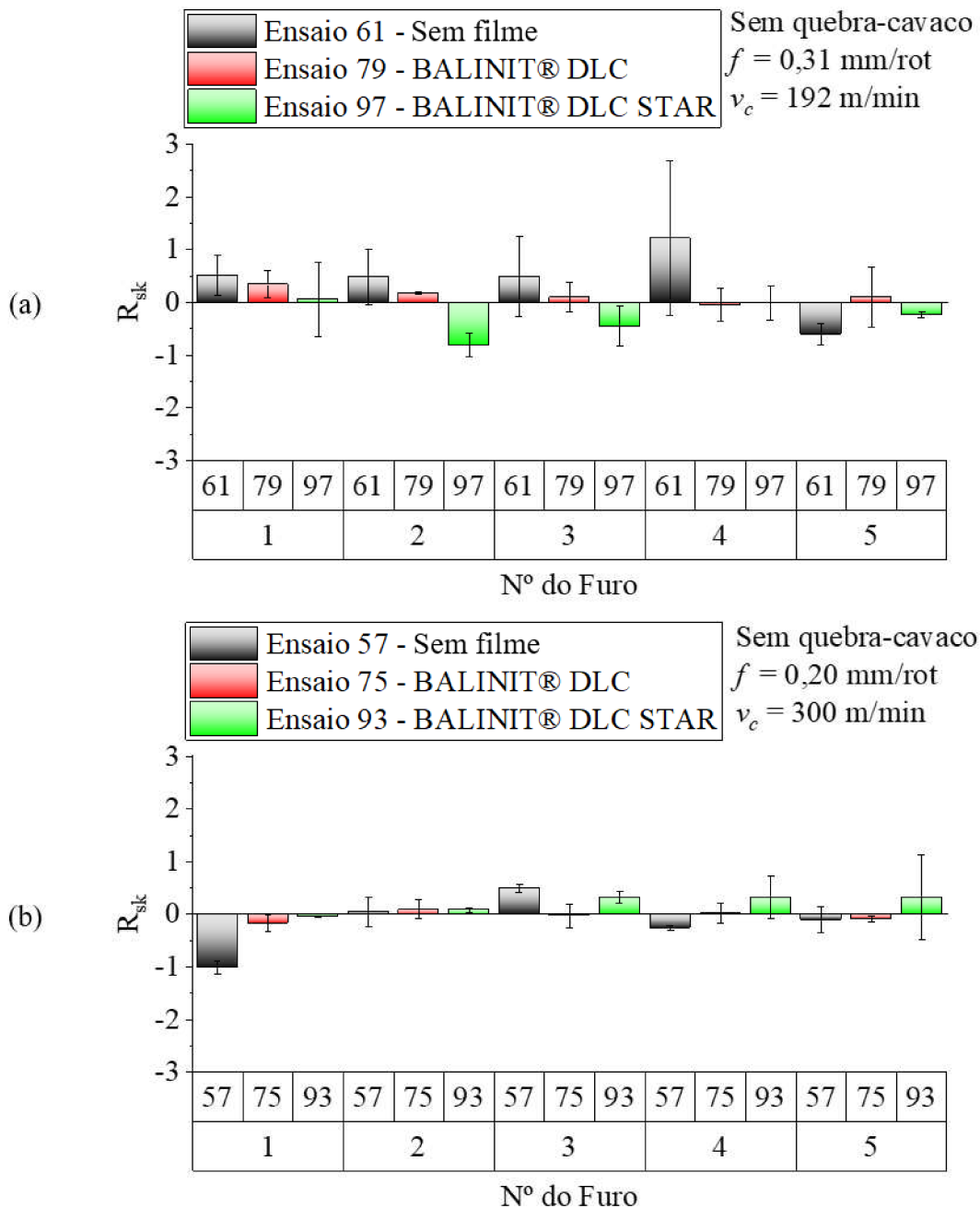
Figura 101 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_z dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)



Mantendo as combinações paramétricas de f e v_c da Figura 101, o comportamento da R_{sk} é observada na Figura 102. No gráfico (a), grande parte dos valores representativos concentram-se no domínio da assimetria positiva, embora haja dispersões expressivas, como nos ensaios 97 ($0,059 \pm 0,699$ no Furo 1) e 61 ($1,215 \pm 1,464$ no Furo 4). No gráfico (b) é interessante notar que a predominância da assimetria positiva se torna mais expressiva,

principalmente quando se nota as alterações entre os ensaios 97 e 93. Comparando os valores presentes no Furo 3, há um aumento próximo a 171 % de R_{sk} . Esse valor é alto justamente devido a transição do domínio negativo para o positivo (ALSOUFI et al., 2025).

Figura 102 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{sk} dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)



Em relação à curtose, grande parte dos valores concentram-se entre 3 e 5, com exceção dos furos 1 ($6,905 \pm 1,495$) e 4 ($8,610 \pm 4,390$) no Ensaio 61, quando o f e a v_c são

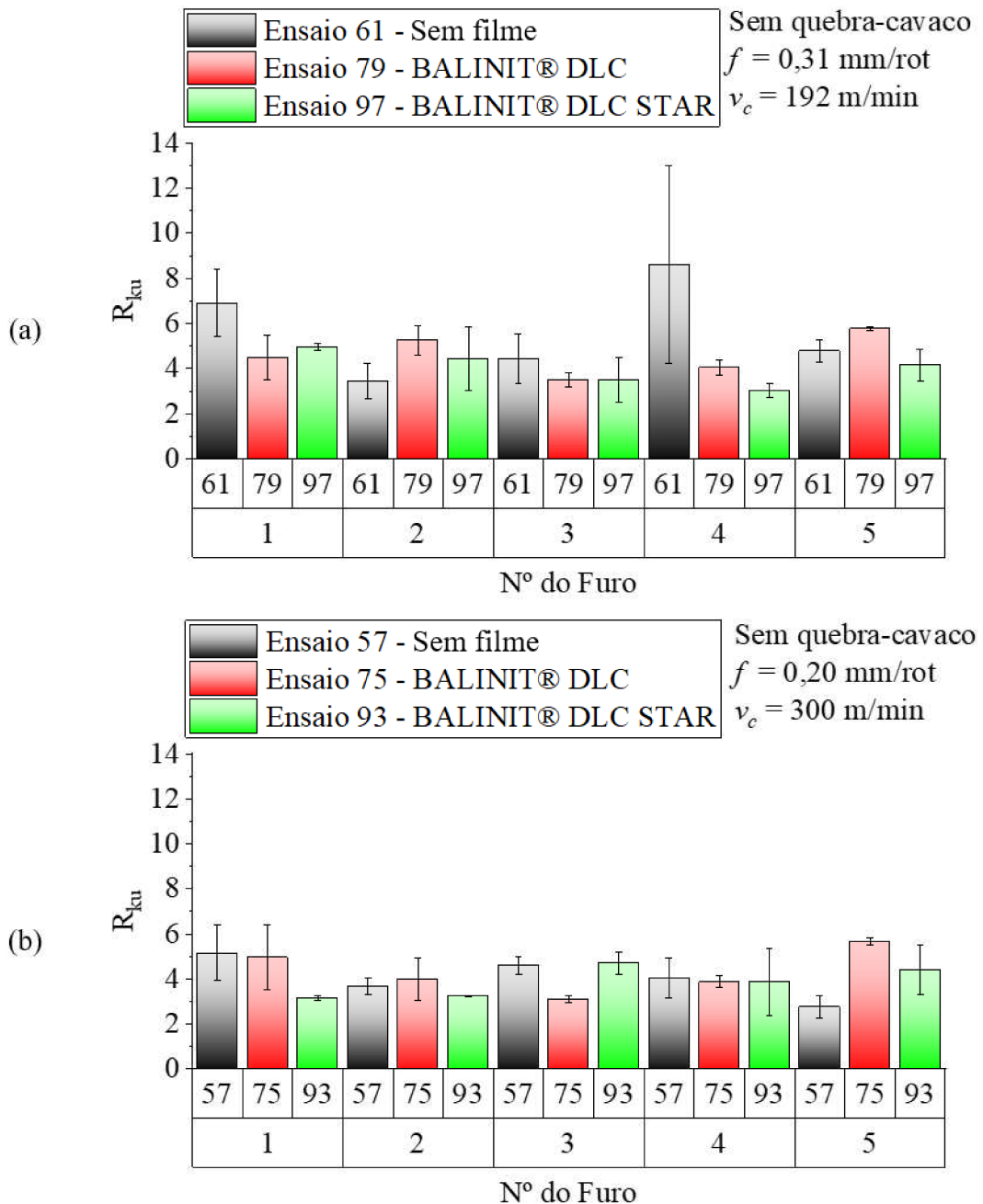
respectivamente iguais a 0,31 mm/rot e 192 m/min (Figura 103a). Ao observar a Figura 103b, o aspecto visual é modificado principalmente pela redução da R_{ku} nesses dois furos mencionados anteriormente: 25 % no Furo 1 e 53 % no Furo. Nos demais ensaios, são observadas reduções de até 31 %, como no Furo 1 dos ensaios 97 ($4,975 \pm 0,145$) e 93 ($3,130 \pm 0,100$). Em contrapartida, aumentos também foram observados, como no Furo 4 dos ensaios 93 e 97: aproximadamente 27 %. Com isso, aparenta ser pouco provável que o f ou a v_c proporcione modificações significativas na probabilidade de achatamento do perfil de rugosidade.

Os parâmetros R_a e R_z apresentaram níveis de dispersão similares. O maior CV foi obtido no Ensaio 7: aproximadamente 76 %. O menor foi obtido no Ensaio 1: próximo a 10%. Em 108 ensaios unitários, 78 % deles foram coeficientes acima de 20 %, os quais são considerados como altos. E 22 % apresentaram coeficientes considerados como medianos: entre 10 % e 20 % (ROMANO et al., 2005; TALIBOUYA BA et al., 2022).

Já nos parâmetros R_{sk} e R_{ku} , os níveis de dispersão foram mais expressivos. Principalmente para R_{sk} , é importante salientar que as variações ocorrem entre valores negativos e positivos, o que impacta significativamente no cálculo do CV. O maior coeficiente positivo foi obtido no Ensaio 82, igual a 6321 %, resultante do valor representativo $0,007 \pm 0,430$. O Ensaio 98 proporcionou o maior coeficiente negativo: -48178 % referente a $-0,001 \pm 0,626$. Nos domínios positivo e negativo da R_{sk} , respectivamente 57 % e 34 % dos coeficientes de variação ultrapassaram o 100 %. Quanto à R_{ku} , os coeficientes foram compreendidos entre 13 % (Ensaio 55) e 101 % (Ensaio 19). Ao todo, 78 % dos valores representativos apresentaram coeficientes de variação acima de 20 %.

Similar ao mencionado sobre os dados obtidos dos desvios de forma e de dimensão, foi observado um certo nível de dispersão dos valores representativos dos parâmetros de rugosidade. Ou seja, pode-se afirmar que essa variável de resposta apresenta uma sensibilidade expressiva, sendo influenciada por variáveis muitas vezes não controláveis no planejamento experimental, como a presença de adesão durante a usinagem, a formação cíclica de APC, vibrações, incertezas nos fusos de deslocamento dos eixos do centro de usinagem, incertezas de medição do equipamento, alterações climáticas, entre outras (QUINTANA e CIURANA, 2011). De modo geral, esses fatores podem impactar nos resultados da análise estatística inferencial, uma vez que, conforme observado na análise do diâmetro e do desvio de cilindricidade, os níveis de dispersão podem refletir no aumento do erro puro.

Figura 103 Ilustração comparativa da variação do parâmetro R_{ku} dos furos usinados ao alternar maximização e minimização do f e da v_c , utilizando ferramentas sem quebra-cavaco e em diferentes condições do filme – $f = 0,31$ mm/rot (a) e $v_c = 300$ m/min (b)



4.2.5.2. Análise dos resultados da estatística inferencial – efeitos das variáveis de controle sobre os parâmetros de rugosidade

Na Tabela 15 são apresentados os resultados da análise de variância dos parâmetros de rugosidade, avaliando a significância dos efeitos lineares (modelo linear) das variáveis de controle (RAJBONGSHI et al., 2024). Com 95 % de confiabilidade, constatou-se que os fatores

“Filme”, “Quebra-cavaco”, “ v_c ” e “ f ” foram estatisticamente influentes ($p\text{-valor}_{\text{calculado}} < 0,05$) no comportamento da R_a e da R_z . Respectivamente, as contribuições percentuais desses fatores foram semelhantes: 9 %, 13 %, 14 % e 21 % para R_a e 8 %, 11 %, 15 % e 20 % para R_z . Em contraste a esse resultado, os parâmetros R_{sk} e R_{ku} não foram influenciados significativamente pelos fatores controlados no planejamento experimental.

Tabela 15 Resultados estatísticos obtidos na análise de variância das variáveis de resposta – modelo linear simples para R_a ($R^2 = 0,56$), R_z ($R^2 = 0,55$), R_{sk} ($R^2 = 0,02$) e R_{ku} ($R^2 = 0,03$)

Variável de resposta	Fator	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	Índice F	$p\text{-valor}_{\text{calculado}}$	Contribuição (%)
R_a	Quebra-cavaco	1,20753	1	1,20753	29,86592	0,00000	13
	f	1,96138	1	1,96138	48,51111	0,00000	21
	v_c	1,29573	1	1,29573	32,04734	0,00000	14
	Filme	0,81214	1	0,81214	20,08678	0,00004	9
	Falta de ajuste	2,01990	49	0,04122	1,01956	0,47066	21
	Erro puro	2,18331	54	0,04043	-	-	23
	Total	9,47999	107	-	-	-	100
R_z	Quebra-cavaco	23,4893	1	23,4893	22,7731	0,0000	11
	f	41,1536	1	41,1536	39,8988	0,0000	20
	v_c	32,4634	1	32,4634	31,4736	0,0000	15
	Filme	17,5310	1	17,5310	16,9964	0,0001	8
	Falta de ajuste	39,4865	49	0,8058	0,7813	0,8087	19
	Erro puro	55,6983	54	1,0314	-	-	27
	Total	209,8221	107	-	-	-	100
R_{sk}	Quebra-cavaco	0,052	1	0,052	0,341	0,562	0
	f	0,206	1	0,206	1,357	0,249	1
	v_c	0,041	1	0,041	0,270	0,606	0
	Filme	0,007	1	0,007	0,049	0,826	0
	Falta de ajuste	10,714	49	0,219	1,440	0,096	56
	Erro puro	8,197	54	0,152	-	-	43
	Total	19,217	107	-	-	-	100
R_{ku}	Quebra-cavaco	7,62	1	7,62	2,00	0,16	2
	f	0,15	1	0,15	0,04	0,84	0
	v_c	0,33	1	0,33	0,09	0,77	0
	Filme	2,79	1	2,79	0,73	0,40	1
	Falta de ajuste	124,43	49	2,54	0,67	0,92	36
	Erro puro	205,84	54	3,81	-	-	60
	Total	341,16	107	-	-	-	100

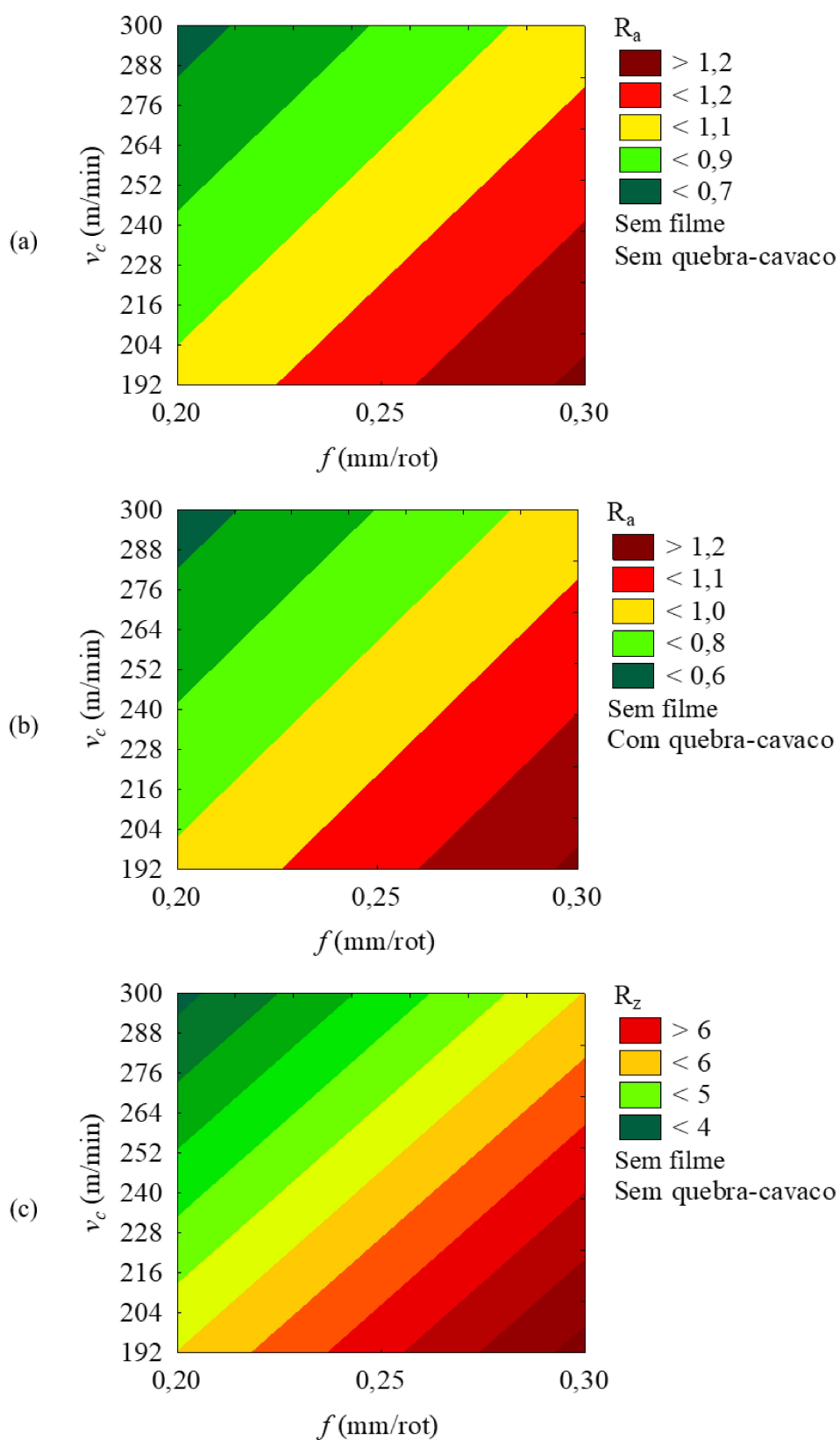
Conforme apresentado no título da Tabela 15, os coeficientes de determinação (R^2) obtidos para a previsibilidade de R_a e R_z , segundo modelo linear simples, foram respectivos a

0,56 e 0,55, ou seja, 56 % e 55 %. A máxima variabilidade explicável ($\text{Máx.}R^2$) é de 77 % para R_a e 73 % para R_z , sendo os percentuais restantes referentes ao “Erro puro”. Comparando esses coeficientes ($R^2/\text{Máx.}R^2$), conforme Saunders et al. (2012) e Hernandez (2023), verifica-se que os modelos lineares representam 72 % (R_a) e 74 % (R_z) da variabilidade explicável. Semelhante ao observado para a previsibilidade da F_f e do M_t (Tabela 10), esses resultados se mostram mais satisfatórios quando comparados aos obtidos na análise dos desvios forma e de dimensão (Tabela 12).

Por outro lado, e já semelhante aos resultados estatísticos dos desvios de forma e de dimensão, a previsibilidade dos parâmetros R_{sk} e R_{ku} não foi satisfatória, respectivamente com coeficientes de determinação iguais a 2 % e 3 %. A $\text{Máx.}R^2$ foi de 57% e de 40 % respectivamente para R_{sk} e R_{ku} . Modelos quadráticos também foram testados, no entanto, as alterações de R^2 foram consideradas irrelevantes. Como mencionado ao final da apresentação dos resultados descritivos, após Figura 103, os níveis relativamente expressivos de dispersão desses parâmetros de rugosidade contribuíram para a baixa previsibilidade estatística, impactando diretamente nos níveis de contribuição dos fatores “Falta de ajuste” (56 % para R_{sk} e 36 % para R_{ku}) e “Erro puro” (43 % para R_{sk} e 60 % para R_{ku}).

Os modelos lineares mencionados anteriormente podem ser visualizados graficamente por meio da RSM. A previsibilidade dos parâmetros R_a e R_z é ilustrada na Figura 104, enquanto as respectivas superfícies de resposta são descritas pela Equação (20) e Equação (21). As variáveis a_1 , a_2 , a_3 e a_4 correspondem aos níveis do “Quebra-cavaco” (1 ou 2), do “Filme” (1, 2 ou 3), do “Avanço” ($0,20 \leq f \leq 0,31$) e da “Velocidade de corte” ($192 \leq v_c \leq 300$), respectivamente. Ao escolher as variáveis controláveis em cada eixo de coordenadas da superfície, as demais tornam-se obrigatoriamente constantes.

Figura 104 Ilustração do comportamento dos parâmetros R_a (a e b) e R_z (c), observados na RSM – $v_c \times f$ utilizando ferramentas sem filme, sem (a e c) e com quebra-cavaco (b)



$$R_a (\mu m) = 1,032 - (0,106 \times a_1) - (0,106 \times a_2) + (2,928 \times a_3) - (0,002 \times a_4) \quad (20)$$

$$R_z (\mu m) = 6,42 - (0,49 \times a_1) - (0,47 \times a_2) + (13,41 \times a_3) - (0,01 \times a_4) \quad (21)$$

O parâmetro R_a (Figura 104a) é mínimo ($0,667 \mu m$) quando o f é $0,20 \text{ mm/rot}$ e a v_c é 300 m/min . Com a inversão desses níveis, R_a é maximizada para $1,222 \mu m$. Como as palhetas de cores estão posicionadas a aproximadamente 45 % em relação aos eixos da ordenada (v_c) e da abscissa (f), pode-se interpretar erroneamente que os efeitos das variáveis de controle são similares. No entanto, ao selecionar valores constantes mais próximos aos níveis centrais, por exemplo, para v_c , ao deslocar-se da esquerda para a direita em linha reta, nota-se a mudança de três cores de palhetas: a 240 m/min , a variação de f entre seus três níveis de referência resultam em valores de R_a iguais a $0,811 \mu m$, $0,957 \mu m$ e $1,103 \mu m$, correspondendo a aumentos percentuais parciais entre 15 % e 18 %. Se o f for mantido constante, observa-se a mudança de duas palhetas de cores: com f de $0,25 \text{ mm/rot}$ e aumentando a v_c em seus três níveis, R_a assume valores de $1,076 \mu m$, $0,957 \mu m$ e $0,808 \mu m$, correspondendo em reduções percentuais de 11 % a 15 %. Ou seja, o efeito do f é realmente maior quando comparado à v_c , corroborando com as contribuições percentuais apresentadas na Tabela 15.

A superfície de resposta presente na Figura 104b é similar à superfície apresentada na Figura 104a, tendo como principal diferença os valores de R_a presentes na legenda das palhetas de cores. Conforme observado, esses valores são ligeiramente menores quando comparados aos do gráfico (a), ou seja, a presença do quebra-cavaco proporciona a redução na rugosidade. Mantendo f e v_c constantes em $0,25 \text{ mm/rot}$ e 240 m/min , por exemplo, a utilização da ferramenta com quebra-cavaco modifica a R_a de $0,957 \mu m$ para $0,851 \mu m$: uma redução de 11 %. Variando as combinações paramétricas de f , v_c e condição do filme, essa redução pode variar aproximadamente entre 8 % a 20 %.

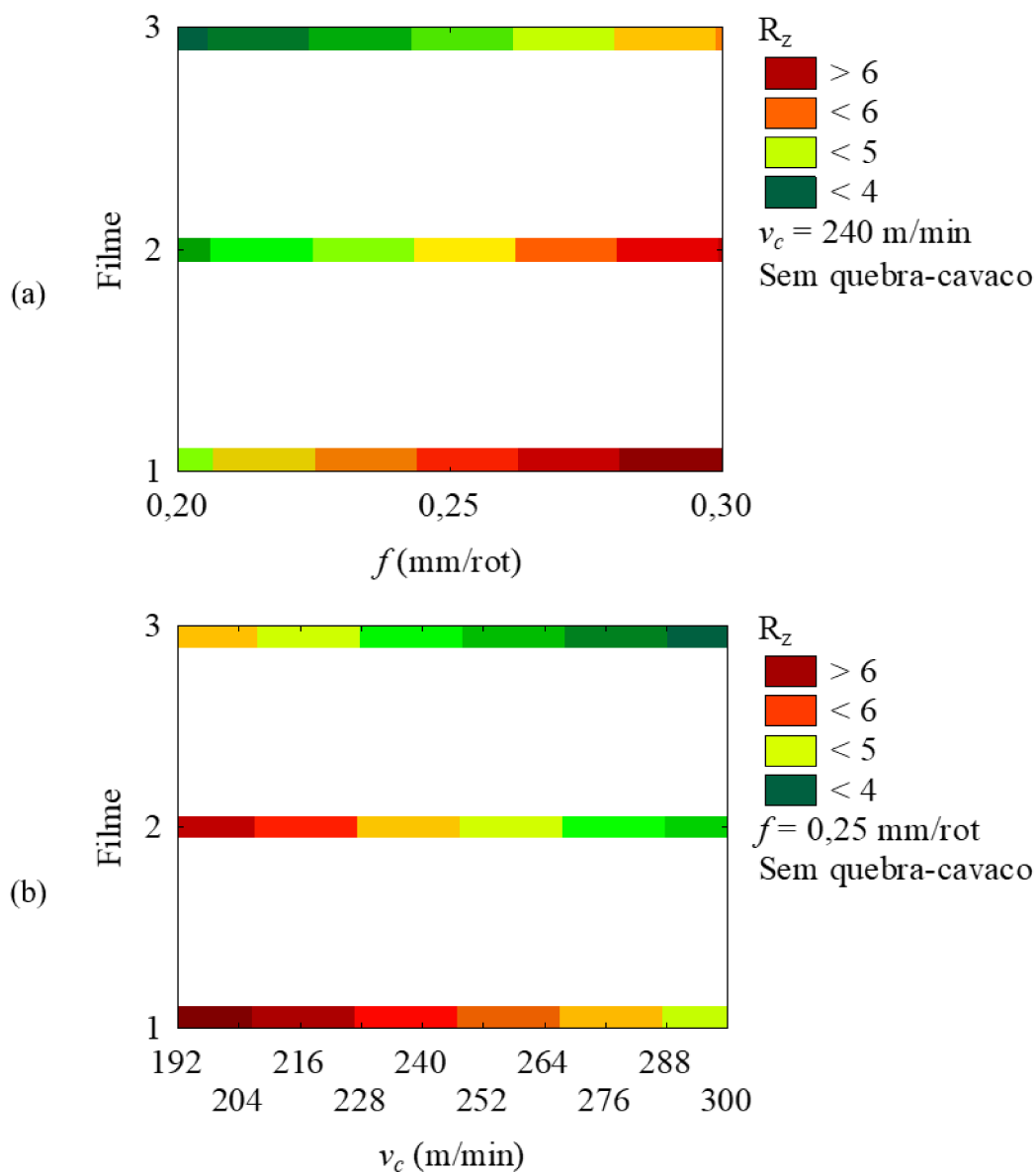
A correlação anteriormente apresentada na Figura 97 também pode ser evidenciada quando se compara a superfície de resposta do parâmetro R_z (Figura 104c) com a superfície de R_a (Figura 104a), principalmente pela similaridade da inclinação das palhetas de cores em

relação aos eixos da ordenada e da abscissa. Como R_z é aproximadamente cinco vezes maior que R_a , o maior número de palhetas de cores pode ser justificada devido a variação na superfície de resposta ocorrer na ordem da unidade do micrometro, em comparação à R_a que varia na ordem decimal. No entanto, isso não significa que a variação percentual de R_z é maior em relação à R_a . Mantendo a v_c em 240 m/min enquanto o f varia entre seus três níveis de referência, os valores de R_z são respectivamente iguais a 5,163 μm , 5,834 μm e 6,505 μm , correspondendo a aumentos parciais entre 11 % e 13 %. Variando a v_c , com f constante em 0,25 mm/rot, R_z apresenta valores de 6,430 μm , 5,834 μm e 5,089 μm : reduções parciais entre 9 % e 13 %. Essas variações foram similares às aquelas obtidas com a R_a .

Para evitar a extensão de apresentação de resultados semelhantes, os gráficos da RSM referentes a R_a foram suprimidos e substituídos pelos resultados de R_z , justificando-se pela correlação linear existente entre esses parâmetros e admitindo-se que R_z indica a média aritmética das máximas amplitudes entre picos e vales e, portanto, pode indicar uma condição mais real do perfil de rugosidade em função dos parâmetros de usinagem (STOUT, 1981).

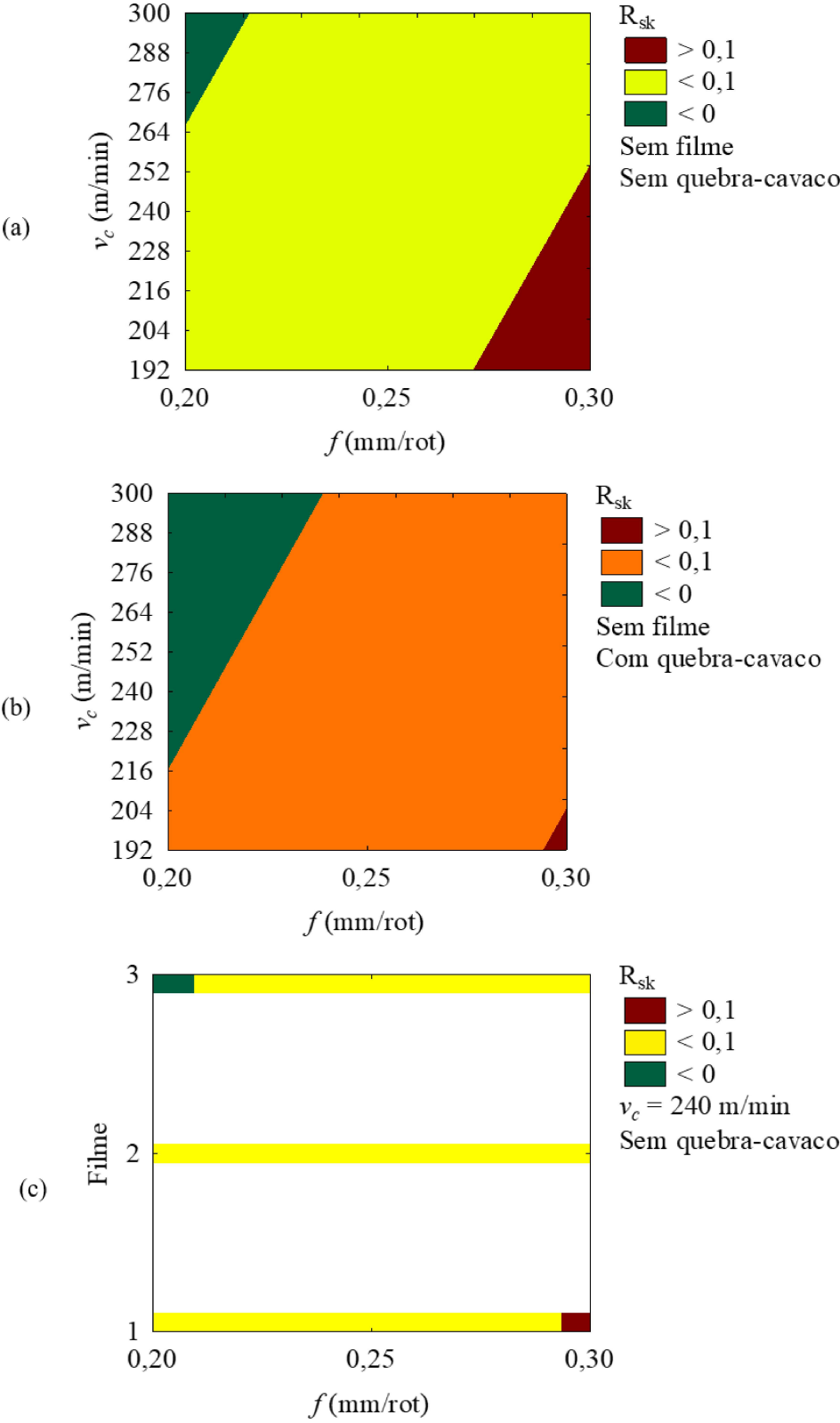
O comportamento da R_z , principalmente em função da condição do filme, é apresentado na Figura 105. No gráfico (a), a superfície R_z é delimitada entre 4,176 μm e 6,505 μm . O primeiro valor é obtido quando se combina o filme BALINIT® DLC STAR (nível 3) com o f igual a 0,20 mm/rot. O segundo é obtido quando a usinagem é realizada com a ferramenta de corte sem filme combinada com o máximo f . Variando a condição do filme de 1 até 3, enquanto f constante em 0,25 mm/rot, por exemplo, os valores de R_z são iguais a 5,834 μm , 5,340 μm e 4,847 μm . O decréscimo contínuo entre esses valores indica que o fator “Filme” promove reduções parciais próximas a 9 % na rugosidade. A inversão das palhetas de cores no gráfico (b) indicam que R_z é inversamente proporcional à v_c . Mas o efeito benéfico dos filmes são os mesmos observados anteriormente.

Figura 105 Ilustração do comportamento do parâmetro R_z , observada na RMS, em função das condições de filme, do f (a) e da v_c (b), utilizando ferramentas sem quebra-cavaco



Embora nenhum fator (ou variável de controle) tenha influenciado o comportamento da R_{sk} de forma significativa, superfícies de respostas (Figura 106) foram plotadas a partir da Equação (22) conforme modelo linear simples de previsibilidade, sendo as variáveis a_1 , a_2 , a_3 e a_4 respectivas aos níveis do “Quebra-cavaco” (1 ou 2), do “Filme” (1, 2 ou 3), do “Avanço” ($0,20 \leq f \leq 0,31$) e da “Velocidade de corte” ($192 \leq v_c \leq 300$).

Figura 106 Ilustração do comportamento do parâmetro R_{sk} , observada na RSM - $v_c \times f$ utilizando ferramenta sem (a) e com quebra-cavaco (b), e condição do filme $\times f$ utilizando ferramenta sem quebra-cavaco (c)



$$R_{sk} = 0,0405 - (0,0219 \times a_1) - (0,0102 \times a_2) + (0,9488 \times a_3) + (0,0004 \times a_4) \quad (22)$$

Na Figura 106a é interessante observar uma possível transição da R_{sk} , do domínio negativo (-0,015) para o positivo (0,127) ao maximizar o f e minimizar a v_c . Esse comportamento também foi encontrado no estudo de Ba et al. (2024), com a hipótese de que a redução da amplitude das asperezas (R_a e R_z), obtida com o aumento da v_c e redução do f , poderia estar correlacionada a um perfil de rugosidade com a predominância de vales mais profundo abaixo da linha média ($R_{sk} < 0$). Conforme Equação (22), R_{sk} seria proporcional ao f : a 240 m/min, são obtidos valores iguais a 0,011, 0,059 e 0,106, respectivamente para os três níveis de referência do f , resultando em aumentos parciais entre 80 % e 400 %. Por outro lado, com o aumento da v_c , também em seus níveis de referência, R_{sk} é respectivamente 0,080, 0,059 e 0,032. As reduções parciais estão entre 26 % e 45 %.

Na Figura 106b, o deslocamento das palhetas em cor verde e vermelho escuro para a direita indicam a maior predominância de R_{sk} no domínio negativo em comparação à Figura 106a. De modo geral, a presença do quebra-cavaco reduz os valores de R_{sk} : mantendo f e v_c em seus níveis centrais, R_{sk} é alterada de 0,059 para 0,037, uma redução próxima a 37 %.

O efeito da condição do filme no comportamento da R_{sk} é ilustrado na Figura 106c. Para quaisquer valores constantes de v_c e de f , nota-se que a assimetria tende a diminuir. A 240 m/min, por exemplo, a superfície de resposta é predominante em valores menores que 0,1. Variando o fator “Filme” em seus níveis de referência (1, 2 e 3), com f de 0,25 mm/rot, R_{sk} é respectivamente igual 0,059, 0,037 e 0,015, correspondendo a reduções parciais entre 37 % e 59 %. Semelhante ao aspecto da Figura 106a, a melhor condição paramétrica para usinagem seria utilizar a ferramenta revestida com o BALINIT DLC STAR (nível 3) e o f de 0,20 mm/rot, onde a assimetria estaria no domínio negativo ($R_{sk} = -0,032$).

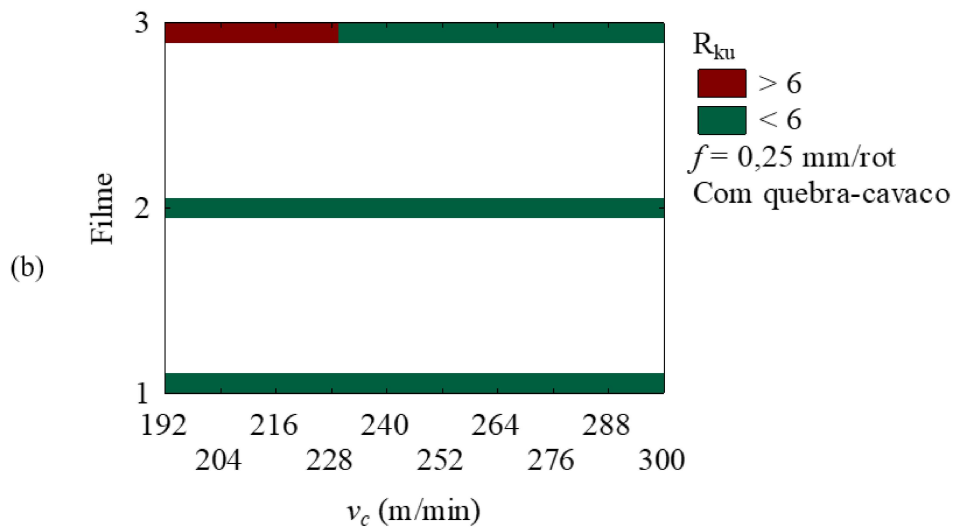
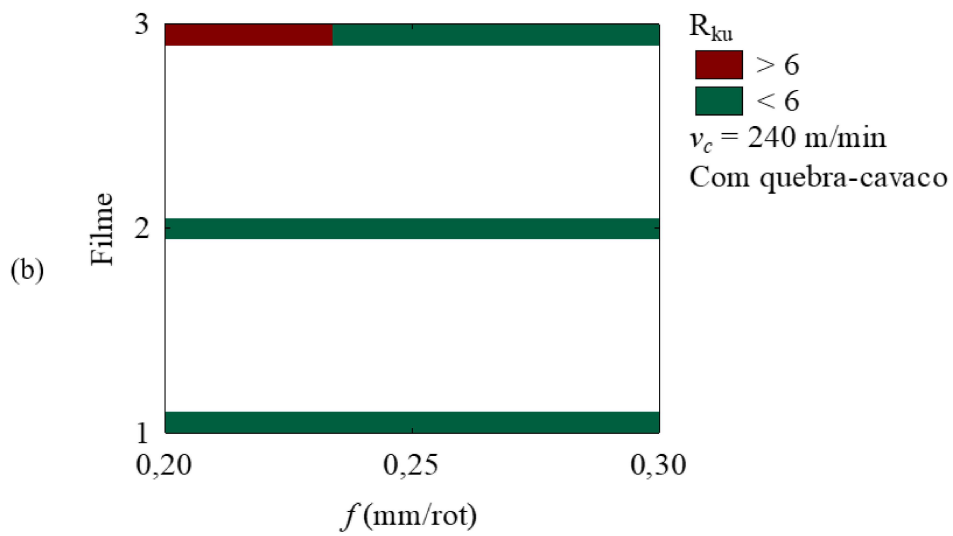
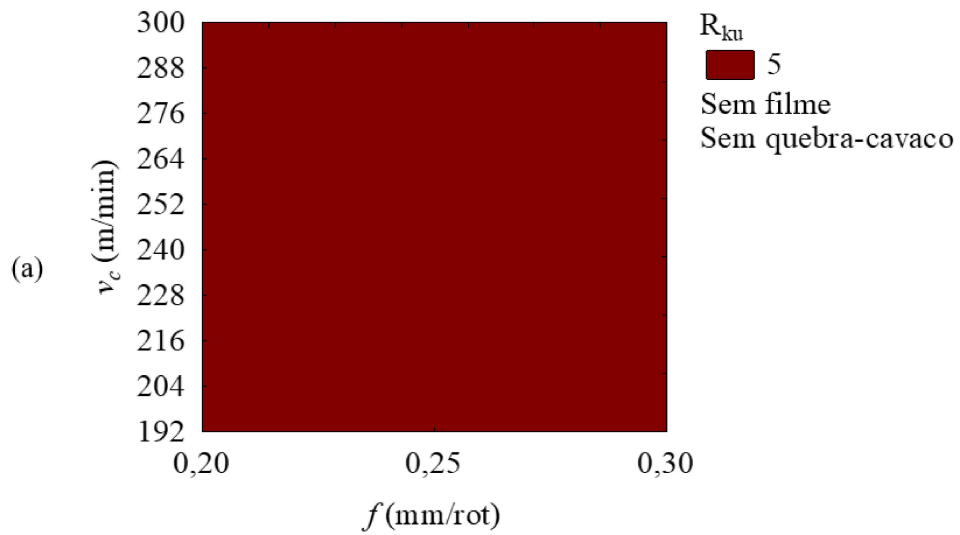
Assim como na R_{sk} , nenhuma variável de controle alterou de forma significativa o comportamento da curtose, conforme ilustrado na Figura 107 e previsto a partir da Equação (23). No gráfico (a), R_{ku} se mantém próximo a 5 em toda a superfície. O maior valor encontrado é de 5,428 quando v_c e f são, respectivamente, 192 m/min e 0,20 mm/rot. E o valor mínimo é de 5,212 quando maximizados a v_c e o f . Há reduções próximas a 2 % na R_{ku} inversamente

proporcionais às variações da v_c e do f . Ao utilizar ferramentas com quebra-cavaco, a superfície da R_{ku} é similar ao gráfico (a), sendo que os valores aumentam em aproximadamente 5 %.

A Figura 107b e a Figura 107c foram selecionadas apenas para ilustrar a única diferença observada nas superfícies de resposta da R_{ku} obtida com a utilização das ferramentas com quebra-cavaco. Essas diferenças correspondem à condição do filme e a minimização do f e da v_c . No gráfico (b), a 0,20 mm/rot, R_{ku} apresenta aumentos parciais de 3 % (5,634, 5,831 e 6,027) quando a condição do filme varia de 1 a 3. Com v_c de 192 m/min, no gráfico (c), os valores de R_{ku} são iguais a 5,654, 5,790 e 5,911, respectivos aos níveis 1, 2 e 3 da condição do filme. Os aumentos parciais são próximos a 2 %. De modo geral, a utilização de ferramentas revestidas aparenta aumentar a probabilidade de o perfil de rugosidade ser mais pontiagudo.

Para complementar os resultados estatísticos, principalmente relacionados aos modelos lineares simples de previsibilidade, a Tabela 16 foi elaborada para indicar os níveis de correlação linear de Pearson. Corroborando com o comportamento ilustrado na Figura 97, o coeficiente igual a 0,91 reforça a hipótese da forte correlação positiva entre R_a e R_z . O efeito do f e da v_c sobre a amplitude das asperezas, observado nas superfícies de resposta, também foi confirmado (SHARIF et al., 2022; RAJBONGSHI et al., 2024; SEBBE et al., 2026), embora tenham apresentado, respectivamente, moderados coeficientes positivos ($\approx 0,4$) e negativos ($\approx -0,4$). Tanto a presença dos filmes quanto a presença do quebra-cavaco proporcionam a redução da rugosidade, mas os fracos coeficiente negativos (entre -0,29 e -0,36) indicam que seus efeitos não se adequam a um comportamento linear. E por último, uma moderada correlação ($r = 0,61$) entre R_{sk} e R_{ku} indica que a predominância de picos no perfil pode implicar na redução da probabilidade de achatamento do perfil de rugosidade.

Figura 107 Ilustração do comportamento do parâmetro R_{ku} , observada na RSM - $v_c \times f$
(a) utilizando ferramenta sem quebra-cavaco, condição do filme $\times f$ (b) e condição do filme $\times v_c$ (c) utilizando ferramenta com quebra-cavaco



$$R_{ku} = 5,396 + (0,0266 \times a_1) + (0,197 \times a_2) - (0,806 \times a_3) - (0,001 \times a_4) \quad (23)$$

Tabela 16 Coeficientes obtidos na análise de correlação linear de Pearson entre as variáveis de controle e de resposta (R_a , R_z , R_{sk} e R_{ku})

Variável	Quebra-cavaco	f	v_c	Filme	R_a	R_z	R_{sk}
Quebra-cavaco		0,00	0,00	0,00	-0,36*	-0,33*	-0,05
f	0,00		0,00	0,00	0,45*	0,44*	0,10
v_c	0,00	0,00		0,00	-0,37*	-0,39*	-0,05
Filme	0,00	0,00	0,00		-0,29*	-0,29*	-0,02
R_a	-0,36*	0,45*	-0,37*	-0,29*		0,91*	0,19*
R_z	-0,33*	0,44*	-0,39*	-0,29*	0,91*		0,23*
R_{sk}	-0,05	0,10	-0,05	-0,02	0,19*	0,23*	
R_{ku}	0,15	-0,02	-0,03	0,09	-0,01	0,08	0,61*

*Coeficientes de correlação significativos ($p\text{-valor}_{\text{calculado}} < 0,05$)

4.2.5.3. Discussão sobre o comportamento da rugosidade observado nos ensaios de usinagem

A partir dos resultados apresentados, destacaram-se os efeitos do f e da v_c sobre os parâmetros R_a e R_z . Similar ao observado por Bayraktar et al. (2025), as forças de usinagem e a rugosidade podem ser minimizados com o aumento da v_c e/ou com a redução do f .

O efeito do f sobre a rugosidade segue a mesma discussão realizada sobre a F_f , o M_t (Figura 88) e a variação do diâmetro do furo (Figura 95): o aumento da taxa de remoção de material em função da espessura de corte proporciona maior área submetida ao cisalhamento, implicando no aumento do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, da deformação plástica do material usinado e na possibilidade de aumentar a amplitude de vibrações (RAJBONGSHI et al., 2024; BAYRAKTAR et al., 2025; SEBBE et al., 2026).

Em relação à v_c , a justificativa também se mantém igual àquela apresentada na discussão dos resultados dos esforços de usinagem e dos desvios de forma e de dimensão, ou seja, a sua principal contribuição é no efeito da temperatura na região de corte, promovendo a redução localizada da resistência ao cisalhamento do material usinado (SHARIF et al., 2022; HIREMATH et al., 2025). A discussão realizada sobre as amostras de cavacos apresentadas anteriormente na Figura 58 e na Figura 77 pode indicar esse efeito, visto a tendência de a superfície inferior dos cavacos apresentar um aspecto “mais polido” conforme o aumento de v_c . Bayraktar et al. (2025) comentaram que o efeito desse parâmetro é muito comum durante a furação de ligas de alumínio com baixo teor de elementos de liga. Os autores acreditam que as forças de ligações metálicas, a nível atômico e microestrutural, são reduzidas quando o material adquire energia na forma de calor. Do ponto de vista da Ciência dos Materiais, esse comentário pode ser verdadeiro, uma vez que a mobilidade atômica é favorecida pelo aumento da temperatura.

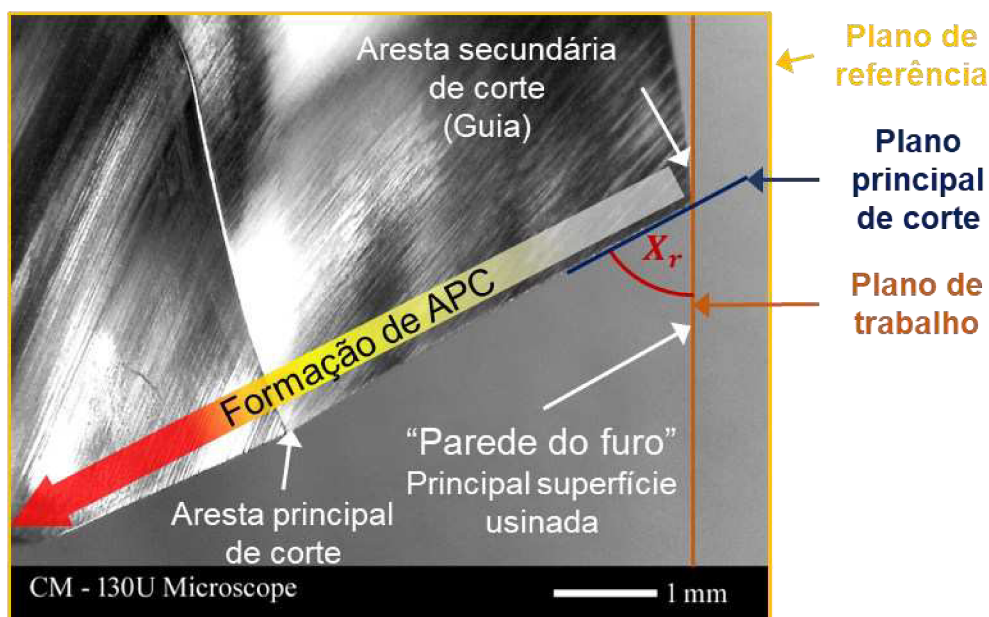
Por outro lado, é menos frequente encontrar resultados como os apresentados por Aamir et al. (2021) que, durante a furação da Al-Mg-Cu 2024 T3, observaram o aumento da rugosidade ao maximizar a v_c . Interessante destacar que a justificativa para esse comportamento foi o aumento da temperatura que, apesar de reduzir os esforços de usinagem, seria prejudicial para morfologia do furo (deformação excessiva devido ao aporte térmico). No estudo de Sikander et al. (2025), esse efeito da temperatura foi observado com a variação do método de usinagem. Na furação da liga AA2024 T6, utilizando brocas de aço-rápido, os autores observaram menores valores de rugosidade durante a usinagem a seco em comparação à usinagem criogênica. Mas em relação à v_c , verificou-se uma correlação positiva com a rugosidade: o maior valor ($R_a = 3,986 \mu\text{m}$) foi obtido em 6000 rpm e o menor ($R_a = 1,881 \mu\text{m}$) em 1000 rpm. De acordo com os autores, esse comportamento seria justificado pelo aumento da amplitude de vibrações.

Na furação a seco da liga Al-Zn 7075, Habib et al. (2021) obtiveram efeitos do f e da rotação (relacionado à v_c) estatisticamente significativos no comportamento da rugosidade, respectivamente com contribuições de 42 % e 57 %. Além de mencionar a correlação positiva entre a F_f e o f , os autores destacaram a maior presença de APC ao utilizar rotações mínimas, contribuindo então para o aumento da rugosidade.

Nesse sentido, é interessante citar os estudos de Bayraktar et al. (2025) e de Turan et al. (2025), além de muitos outros, que citam a presença da APC como agente prejudicial à qualidade da superfície usinada. Como já apresentado e discutido nos resultados da avaliação dos mecanismos de desgaste (Figura 74 e Figura 76), a formação da APC inicia-se pela BUL e, em se tratando da furação, concentra-se nas proximidades do centro da ferramenta onde os

valores da v_c são mínimos e próximos de 60 m/min (HANIFA, 1987; SHAW e COOKSON, 2005). Na furação (Figura 108), similar ao que acontece no torneamento, a APC é formada ao longo da aresta principal de corte, orientada na direção do plano principal de corte. Enquanto isso, a rugosidade é mensurada em uma superfície que se encontra praticamente orientada com o plano de trabalho, portanto, é defasada pelo ângulo de posição principal X_r . Logo, supõe-se a aresta secundária também possui um efeito importante sobre a rugosidade, pois está em contato direto com a parede do furo: a superfície principal (secundária) produzida durante a usinagem (SHAW e COOKSON, 2005). Baseado nos distintos planos citados, seria possível supor que o efeito da APC sobre a rugosidade é indireto. Nesse caso, a sua presença poderia contribuir na modificação/instabilidade de formação do cavaco, por exemplo, dificultando a sua expulsão e/ou alterando a sua deformação ao longo da espessura e da largura.

Figura 108 Ilustração para distinção das orientações dos planos de formação da APC (plano principal de corte) e de medição da rugosidade na superfície usinada (plano de trabalho)



A formação do cavaco, discutida com a apresentação da Figura 58, também pode ser indício do comportamento da rugosidade, assim como mencionado por Parasuraman et al. (2021). Além de diminuir a ocorrência de APC, a usinagem em maiores velocidades de corte também proporciona cavacos mais contínuos (em termos do seu comprimento), provavelmente por causa da redução do grau de recalque. Isso significa que, a formação de cavacos de menor comprimento, ou seja, aqueles que são fraturados com maior frequência, poderiam refletir em

interrupções na continuidade de formação da superfície usinada. Nesse caso, essas interrupções poderiam resultar em marcas (riscos) na superfície da parede do furo (HIREMATH et al., 2025).

Mas conforme apresentado na Figura 58, a fratura do cavaco é também influenciada pelo f . O comentário realizado por Uddin et al. (2018) pode complementar essa afirmação: embora o aumento do f proporcione a quebra do cavaco e facilite a sua remoção da região de corte, a probabilidade de sua colisão com a parede do furo torna-se maior. Isso pode acarretar no aumento da rugosidade. Assim, os cavacos “ideais” (LUO et al., 2021) para se obter melhor rugosidade seriam obtidos com níveis máximo e mínimo de v_c e de f , respectivamente.

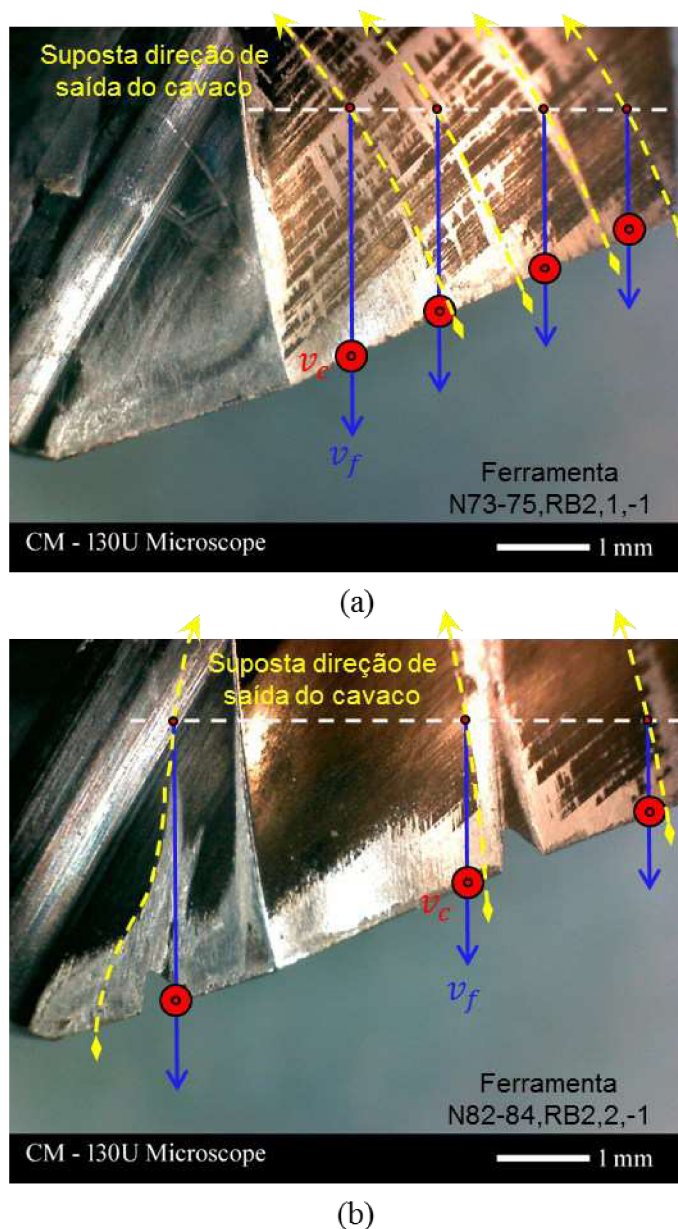
Han et al. (2018) realizaram um estudo sobre o escoamento do cavaco em brocas helicoidais. Utilizando modelagem matemática e ensaios experimentais, os autores mencionaram que, durante a formação e o escoamento do cavaco cônico-helicoidal, existem duas forças atuantes que são proporcionais ao comprimento usinado: a tangencial e a axial. A força tangencial teria maior magnitude no processo devido ao movimento de corte da ferramenta (rotação $\rightarrow v_c$) que tende a expulsar o cavaco para fora dos canais helicoidais, similar ao que aconteceria com um corpo que deixa de seguir uma trajetória curvilínea devido à ausência de força centrípeta.

Essa teoria é interessante, pois leva a supor que essa força tangencial poderia favorecer à colisão dos cavacos com a parede do furo usinado na medida em que o comprimento de usinagem aumentasse. Hiremath et al. (2025) também relataram algo similar: na furação, os cavacos são longos e possuem expressivo encruamento devido à morfologia cônica-helicoidal. Durante a usinagem, esses cavacos tendem a ser arremessados contra a superfície secundária usinada (a parede do furo), gerando defeitos que impactam negativamente na rugosidade.

Com a introdução da geometria do quebra-cavaco, esse comportamento mencionado por Han et al. (2018) e Hiremath et al. (2025) poderia ser alterado. Conforme ilustrado na Figura 109, a presença de cavacos em forma de fitas (Figura 61) e os indícios da direção de saída sobre a superfície de saída poderiam indicar a possibilidade de a velocidade de saída do cavaco ser maior em comparação à formação do cavaco cônico-helicoidal. Isso seria justificado devido as linhas tracejadas em amarelo (suposta direção de saída do cavaco) estarem mais orientadas de acordo com a velocidade de avanço (linha vertical azul) na Figura 109b (com quebra-cavaco) em comparação à Figura 109a (sem quebra-cavaco). Dessa forma, poderia ocorrer, conforme a teoria de Han et al. (2018), um aumento da força axial em detrimento da força tangencial. Essa mudança de direcionamento de escorregamento do cavaco poderia diminuir o seu contato com a parede do furo e, assim, podendo justificar o efeito significativo do quebra-cavaco em reduzir a rugosidade (Tabela 15 e Figura 104). Esse resultado é interessante quando, por exemplo,

comparado ao obtido por Zhu et al. (2018), onde a geometria “aresta multi-pontas” não impactou de forma negativa na rugosidade.

Figura 109 Esquema ilustrativo de comparação das direções de saída dos cavacos quando utilizadas ferramentas sem (a) e com (b) quebra-cavaco, f de 0,20 mm/rot e v_c de 192 m/min



Em relação ao efeito do fator “Filme”, é interessante citar o estudo realizado por Turan et al. (2025) que, durante a furação da liga 6082 T6, os melhores resultados de rugosidade foram obtidos ao utilizar a ferramenta sem filme, em comparação às aquelas revestidas com TiAlN e TiSiN. De acordo com os autores, esses filmes apresentaram uma compatibilidade metalúrgica

expressiva com o material usinado, principalmente por conta do alumínio e do silício em suas composições químicas. Isso demonstra a importância da aplicação correta da tecnologia dos filmes nas ferramentas de corte. Por isso, o DLC se destaca na usinagem de ligas de alumínio, associando inércia química, dureza e, principalmente, lubrificação sólida (GÜNAY et al., 2024; ZHU et al., 2026; SEBBE et al., 2026). Resultados obtidos nesse trabalho corroboram e podem justificar o prosseguimento dos estudos que investigam possibilidades de melhoria contínua dos filmes finos de DLC aplicados em ferramentas de corte, especialmente aquelas fabricadas em aço-rápido: Martins et al. (2021), Martins et al. (2022a), Martins et al. (2022b), Martins et al. (2022c), Martins et al. (2024), Ba et al. (2024), Martins et al. (2025), Ba et al. (2025), Barbosa et al. (2025), Vieira et al. (2025) e De Melo Pereira et al. (2026).

O BALINIT® DLC STAR apresentou melhor desempenho para a redução dos parâmetros de amplitude da rugosidade. Associado aos resultados dos esforços de usinagem e dos desvios de forma e de dimensão, é possível confirmar o seu positivo desempenho para a usinagem da liga Al-Mg-Si 6351 T6. Como já discutido, uma lacuna deixada neste trabalho é, sem dúvida, aprofundar na caracterização dos filmes. Apesar da diversificação de técnicas disponíveis para esses estudos, um desafio comumente encontrado é utilizar, por exemplo, resultados obtidos em testes tribológicos como previsão do comportamento de tribossistemas intrínsecos dos processos de usinagem. Baseado em Moronuki e Furukawa (2003), Ba et al. (2022) e Li et al. (2024), esperava-se que as características topográficas da superfície de saída observadas na Figura 47 proporcionassem condições mais favoráveis para a formação do cavaco e, por consequência, refletir em reduções dos esforços de usinagem, dos desvios de forma e dimensão e da rugosidade. Apesar desse resultado não ter sido observado, se faz necessário entender se esse efeito topográfico realmente não é aplicável para esse tribossistema (cavaco-ferramenta) ou se ele foi sobreposto por alguma característica presente no BALINIT® DLC STAR, que está além da camada de CrN.

5. CONCLUSÃO

A tese apresentada teve como objetivo avaliar os efeitos de alguns parâmetros de usinagem na furação a seco da liga Al-Mg-Si 6351 T6, destacando-se a inclusão de uma geometria de cunha cortante com quebra-cavaco e utilização de dois filmes finos de DLC. Os objetivos específicos propostos foram integralmente alcançados, compreendendo desde a aquisição até a caracterização de todos os materiais utilizados, com destaque para os filmes das brocas. A estruturação do plano experimental possibilitou avaliar o comportamento da formação do cavaco, da evolução do mecanismo de desgaste, dos esforços de usinagem, dos desvios de forma e de dimensão e da textura superficial.

A etapa de caracterização dos materiais por meio de técnicas de microscopia óptica, eletrônica de varredura e ensaios de dureza permitiram a caracterização detalhada da liga de alumínio utilizada nos corpos de prova e do aço-rápido na fabricação das ferramentas de corte. Identificou-se o silício, magnésio e manganês como elementos predominantes na composição química da liga Al-Mg-Si 6351 e uma dureza de 93 ± 5 HB resultante do tratamento T6 que promove uma microestrutura caracterizada por finos precipitados de Mg_2Si dispersos na matriz. Cromo, molibdênio, cobalto, vanádio e tungstênio foram identificados como principais elementos de liga do aço-rápido AISI M35 que, submetido à martêmpera, apresenta uma matriz martensítica revenida com a dispersão de carbonetos ricos em molibdênio e tungstênio (M_6C e M_2C) e em vanádio (MC), conferindo uma dureza de 66 ± 1 HRC.

Na caracterização dos filmes, ambas camadas de DLC apresentaram espessuras similares (aproximadamente $1 \mu m$) e foram identificadas como pertencentes à classe a-C:H, com uma estimativa de 35 % de carbono em configuração estrutural do diamante (sp^3) e 13 % de hidrogênio. Acredita-se que esses filmes podem ser considerados como lubrificantes sólidos, uma vez que possuem maior fração de hibridizações sp^2 . Foram atribuídas as classes de adesão HF3 e HF2, respectivamente para o BALINIT® DLC e o BALINIT® DLC STAR. Conforme discutido, o melhor resultado de adesão (classe HF2) pode estar relacionado com a presença da camada de CrN. Ao observar a superfície de saída das ferramentas de corte, notou-se que a deposição do BALINIT® DLC STAR sobrepôs completamente as marcas de avanço oriundas do processo de retificação, o que até então seria uma condição menos favorável para o escorregamento do cavaco. No entanto, não foi observado um melhor desempenho do BALINIT® DLC nos ensaios de usinagem.

Na execução do plano experimental, observou-se uma discrepância na morfologia dos cavacos. Enquanto cavacos cônicos-helicoidais foram formados ao utilizar a geometria de

cunha cortante padrão, a presença dos quebra-cavacos proporcionou um emaranhado de cavacos (multi-cavacos). Em análise subsequente, notou-se que esse emaranhado, na verdade, apresentou uma característica bem definida: em geral, fitas helicoidais identificadas como Cavacos 1, 2, 3, 4 e 5, cada um com suas devidas características dimensionais e independentes das variações paramétricas de usinagem. Uma das hipóteses sugeridas para explicar esse comportamento, é que as fitas são formadas devido aos níveis de avanço e, portanto as espessuras de corte, serem menores do que a altura dos quebra-cavacos. Logo, sugere-se a utilização de maiores avanços em estudos futuros para confirmação dessa hipótese.

Adesão foi o mecanismo de desgaste predominante ao longo dos ensaios. Embora as camadas de DLC sejam predominantes em hibridizações sp^2 , não foi possível confirmar uma redução expressiva desse mecanismo a partir das imagens registradas das superfícies de saída das ferramentas de corte. Por outro lado, essa análise qualitativa possibilitou a realização de um esquema ilustrativo para discutir a formação da APC. Com base na literatura, determinou-se os comprimentos críticos (C_{vc}) na aresta principal de corte onde supostamente a formação de APC seria predominante. Observou-se que o comprimento crítico é inversamente proporcional à v_c : $C_{vc1} = 2,4$ mm, $C_{vc2} = 1,9$ mm e $C_{vc3} = 1,5$ mm, respectivamente para $v_{c1} = 192$ m/min, $v_{c2} = 240$ m/min e $v_{c3} = 300$ m/min. A APC predomina-se nas proximidades do centro da ferramenta, visto que as arestas principais de corte possuem aproximadamente 7,7 mm de comprimento.

A partir dos recursos estatísticos do DOE, observou-se destaque do f como variável de controle influente e com efeito em comum nas seguintes variáveis de resposta: aumentos parciais de 8 % a 12 % nos esforços de usinagem, 11 % a 18 % em R_a e R_z e acréscimos milésimos no diâmetro. Efeito comum, porém contrário ao do f , foi observado para a v_c : reduções parciais entre 4 % a 5 % nos esforços de usinagem, 9 % a 15 % em R_a e R_z e decréscimos da ordem de micrometros no diâmetro. Isso indica que essas variáveis de resposta possuem, respectivamente, correlações positivas com o f e negativas com a v_c , ou seja, condições desfavoráveis à usinagem e ao produto usinado tendem a ser obtidas com a maximização do f e minimização da v_c . Essa condição também seria aplicada ao parâmetro R_{sk} e, nesse caso, a distribuição de probabilidade favorável às condições tribológicas seria aquela com a predominância de vales profundos abaixo da linha média do perfil de rugosidade. Por outro lado, essa combinação paramétrica de usinagem não seria válida para o desvio de cilindridade, uma vez que os seus valores tenderam a ser menores com o aumento do f e a redução da v_c . De modo geral, esse comportamento não pôde ser explicado conforme o esperado. A hipótese relacionada ao *chatter* necessita de um estudo mais aprofundado.

As ferramentas revestidas com DLC demonstraram benefícios à usinagem a seco da liga de alumínio, embora caiba um estudo de custo-benefício para aplicações em escala industrial. Verificou-se reduções parciais próximas a 4 % na F_f , 1 % na M_t e 9 % em R_a e R_z . Em específico, a assimetria no domínio negativo e menores desvios de forma e de dimensão foram obtidos com o BALINIT® DLC STAR. Interessante mencionar que as técnicas de caracterização não foram suficientes para justificar o melhor desempenho desse filme em comparação ao BALINIT® DLC. A única hipótese sugerida seria a diferença observada na topografia da superfície de saída da ferramenta de corte que, no entanto, foi ao contrário do esperado conforme abordado em outros estudos. Além disso, se faz necessário entender como a camada de CrN estaria, de fato, melhorando o desempenho tribológico do filme.

A modificação da geometria de cunha cortante das brocas foi, com certeza, um interessante tópico de estudo, primeiramente pelo fato de que a geometria “aresta multi-pontas” proporcionou multi-cavacos ao invés de quebrá-los. Embora houve um aumento próximo a 5 % nos esforços de usinagem e de apenas 0,001 mm no diâmetro dos furos, benefícios dessa geometria foram observados na cilindridade e nos parâmetros R_a e R_z (reduções próximas a 11 %). Especificamente para o desvio de forma, os resultados não são robustos visto que o modelo linear apresentou um baixo nível de previsibilidade. Em relação à textura superficial, seria interessante avaliar o grau de recalque para confirmar se a espessura dos cavacos em forma de fita é realmente menor em comparação à espessura dos cavacos cônicos-helicoidais. Isso poderia confirmar a hipótese sugerida para explicar a possível redução da rugosidade quando utilizada a geometria do quebra-cavaco.

Baseado nos resultados obtidos, sugere-se que a usinagem a seco da liga Al-Mg-Si 6351 T6 seja realizada em condições mínimas de avanço e máximas de velocidade de corte. Embora os ganhos aparentam ser mínimos, nos experimentos aqui realizados, recomenda-se a utilização de ambos os filmes finos de DLC. Seus benefícios podem ser mais expressivos em relação à vida útil do aço-rápido.

6. TRABALHOS FUTUROS

Diante do conteúdo exposto nessa tese, principalmente a partir da discussão dos resultados, uma série de sugestões poderia ser formulada para dar seguimento à pesquisa do uso dos filmes finos de DLC na usinagem a seco de ligas de alumínio. Dessas sugestões poderiam ser destacadas:

- Buscar outras técnicas de caracterização para observar e compreender a função da camada de CrN que proporciona melhor desempenho do BALINIT DLC® STAR;
- Aprofundar a análise tribológica das modificações topográficas da superfície de saída da ferramenta de corte quando depositado diferentes filmes de DLC, visto que a manutenção das marcas de avanço do processo de acabamento (retificação) não necessariamente significa ser mais benéfica em comparação à topografia mais heterogênea do BALINIT DLC® STAR, possivelmente caracterizada pelo maior crescimento colunar;
- Embora desafiador, do ponto de vista da aquisição de insumos, seria interessante a execução de ensaios de usinagem com parâmetros de corte constantes para se avaliar quantitativamente o desgaste (e não somente os mecanismos de desgaste) das ferramentas de corte e, então, obter uma comparação de desempenho entre as condições de filme estabelecidas (sem filme, com BALINIT® DLC e com BALINIT DLC® STAR);
- Diante de um dos resultados mais interessante observados, torna-se importante investigar alterações do perfil e/ou do posicionamento do quebra-cavaco, visto que a morfologia dos cavacos obtidos pode impactar negativamente no processo de usinagem;
- É interessante estudar uma metodologia que possa elucidar o comportamento do desvio de cilindricidade, uma vez que, por exemplo, a troca frequente de ferramentas realizada na execução do plano experimental pode impactar no batimento e, assim, no desvio de cilindricidade. O estudo pode ser aprofundado, também, com a inclusão da medição do sinal de vibração do centro de usinagem, possibilitando investigar a influência dos parâmetros de corte na magnitude do chatte.
- Para reforçar as hipóteses de correlação entre formação qualitativa do cavaco, esforços de usinagem, desvio de dimensão e textura superficial, é recomendado avaliar a formação do cavaco de forma quantitativa, ou seja, por meio do grau de recalque. Dessa forma será possível por exemplo, verificar se a característica de lubrificação sólida dos filmes finos de impactam de forma significativa na interface cavaco-ferramenta. Além disso, será possível observar se a mudança de direção de saída dos cavacos, proporcionada pelo quebra-cavaco,

realmente altera (diminui) a espessura do cavaco e, assim, a textura superficial do furo usinado.

REFERÊNCIAS

- AAMIR, M., GIASIN, K., TOLOUEI-RAD, M., UD DIN, I., HANIF, M. I., KUKLU, U., PIMENOV, D.Y., IKHLAQ, M. Effect of cutting parameters and tool geometry on the performance analysis of one-shot drilling process of AA2024-T3. *Metals*. vol. 11, n. 6, p. 854, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11060854>
- ABDUKAHHOROV, Z. Influence carbide forming element on mechanical characteristic by steels. In: *AIP Conference Proceedings*. AIP Publishing. vol. 3045, n. 1, 2024. <https://doi.org/10.1063/5.0197338>
- ADRIAN, H. A mechanism for effect of vanadium on hardenability of medium carbon manganese steel. *Materials science and technology*. vol. 15, n. 4, p. 366-378, 1999. <https://doi.org/10.1179/026708399101505987>
- AFZAL, M.Z., KHAN, S.A., KHAN, A.M., SALEEM, M.Q., ANWAR, S. Wear behavior of novel CVD-coated wiper inserts' with various chip-breakers and resulting surface integrity during dry drilling of Ti-6Al-4V. *Tribology International*. vol. 202, p. 110323, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.110323>
- AGARI, S.R.; LAKSHMIKANTHAN, A.; SELVAN, C.P.; SEKAR, K.V. Improvement in the Machining Processes by Micro-Textured Tools during the Turning Process. *Engineering Proceedings*. vol. 61, n. 1, p. 2, 2024. <https://doi.org/10.3390/engproc2024061002>
- AHMAD, A., IBRAHIM, R., ZAINORIDIN, H., HONG, C. B., & CHENG, K. An Analysis of Chip Formation and Hole Circularity in Drilling Applications: An Aircraft Components Perspective. *Journal of Advanced Research in Applied Mechanics*. vol. 118, n. 1, p. 28-39, 2024. <https://doi.org/10.37934/aram.118.1.2839>
- AJAMI, A.; MIRZADEH, H.; NAJAFI, M. Tempering of Cold-Rolled Martensite in Mild Steel and Elucidating the Effects of Alloying Elements. *Journal of Materials Engineering and Performance*. vol. 29, n. 2, p. 858-865, 2020. <https://doi.org/10.1007/s11665-020-04638-8>
- AKDULUM, A.; KAYIR, Y. Experimental investigation and optimization of process stability in drilling of Al 7075-T651 using indexable insert drills. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. vol. 45, n. 8, p. 429, 2023. <https://doi.org/10.1007/s40430-023-04303-w>
- AKHAVAN FARID, A., SHARIF, S., IDRIS, M.H. Chip morphology study in high speed drilling of Al-Si alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 57, p. 555-564, 2011. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3325-3>
- AL-ASADI, M.M.; AL-TAMEEMI, H.A. A review of tribological properties and deposition methods for selected hard protective coatings. *Tribology International*. p. 107919, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.107919>
- AL-KHAFAJI, A.F.J., DAVOODI, B., NIKNAM, S.A. Finite Element Modeling and Experimental Validation of AA 5052-H34 Machining: A Comprehensive Study on Chip Morphology and Temperature Analysis. *Applied Mechanics*. vol. 5, n. 1, p. 102-120, 2024. <https://doi.org/10.3390/applmech5010007>
- ALMEIDA, L.S.; SOUZA, A.R.M.; COSTA, L.H.; RANGEL, E.C.; MANFRINATO, M.D.; ROSSINO, L.S. Effect of nitrogen in the properties of diamond-like carbon (DLC) coating on Ti6Al4V substrate. *Materials Research Express*. vol. 7, n. 6, p. 065601, 2020. <https://doi.org/10.1088/2053-1591/ab94fb>

ALMEIDA, L.S.D.; PEREIRA, M.S.; ANTÔNIO, C.A.; SILVA, F.C.; RAMIREZ, O.P.; SCHÖN, C.G.; DE MELO, H.G.; MANFRINATO, M.D.; ROSSINO, L.S. Study of the effect of nitrogen on corrosion, wear resistance and adhesion properties of DLC films deposited on AISI 321H. *Materials Research*. vol. 25, n. Suppl 2, p. e20220141, 2022. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2022-0141>

ALSOUFI, Mohammad S.; BAWAZEER, Saleh A. Predictive Modeling of Surface Integrity and Material Removal Rate in Computer Numerical Control Machining: Effects of Thermal Conductivity and Hardness. *Materials*. vol. 18, n. 7, p. 1557, 2025. <https://doi.org/10.3390/ma18071557>

ANNIGERI, U.K.; CHARAN, M.; SAI, M.V.; CHARAN, T.R.; SAI, L.R. Effect of turning parameters on Al6351 T6 by using Design of Experiments. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* vol. 149, p. 1-7, 2016. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/149/1/012117>

ANTUNES, A.M.B.D.S.; BAPTISTA, C.A.R.P.; BARBOZA, M.J.R.; CARVALHO, A.L.M.D. On the effect of interrupted ageing (T6I4) on the mechanical properties of AA6351 and AA7050 alloys. *REM-International Engineering Journal*. vol. 74, p. 67-73, 2021. <https://doi.org/10.1590/0370-44672019740154>

ARAVINDKUMAR, P.; SIVARANJINI, S.; JYOTHIRGANESH, P.; GARLAPATI, C. New Solubility Model to Correlate Solubility of Anticancer Drugs in Supercritical Carbon Dioxide and Evaluation with Kruskal-Wallis Test. *Fluid Phase Equilibria*. vol. 582, p. 114099, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.fluid.2024.114099>

ARDILA, M.A.N.; COSTA, H.L.; DE MELLO, J.D.B. Topographic evolution of balls used in microabrasion tests. *Wear*. vol. 476, p. 203582, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203582>

ARNOLDT, A.; SEMMELROCK, L.; SOUKUP, D.; ÖSTERREICHER, J. A. Analysis of second phase particles in metals using deep learning: Segmentation of nanoscale dispersoids in 6xxx series aluminum alloys (Al-Mg-Si). *Materials Characterization*. vol. 191, p. 112138, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2022.112138>

ASLANTAS, K.; HASCELIK, A.; ÇIÇEK, A. Performance evaluation of DLC and NCD coatings in micro-milling of Al7075-T6 alloy. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 81, p. 976-990, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.07.053>

ASM, Handbook Committee. *Machining*. vol. 16. 9. ed. United States of America: ASM International, 1989.

ASM, Handbook Committee. *Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*. vol. 2. 10. ed. United States of America: ASM International, 1990.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR ISO 209: Alumínio e suas ligas - Composição química. São Paulo, 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR ISO 2107: Alumínio e suas ligas - Produtos trabalháveis - Designações das têmperas. São Paulo, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR NM 116-1: Aços-rápido - Parte 1: Classificação, designação e composição química. São Paulo, 2005.

ASSURIN, S.R.; MATIVENGA, P.; COOKE, K.; SUN, H.; FIELD, S.; WALKER, M.; CHODYNICKI, J.; SHARPLES, C.; JENSEN, B.; MORTENSGAARD, M.F. Establishing cutting conditions for dry drilling of aluminium alloy stack materials. *Proceedings of the*

Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. p. 09544054221147712, 2023. <https://doi.org/10.1177/09544054221147712>

AVCI, S.; SOYUSİNMEZ, T.; ERTUĞRUL, O. EFFECTS OF DIFFERENT CRYOGENIC TREATMENTS ON DRILLING PERFORMANCE OF HSS DRILLS. ESKİŞEHİR TECHNICAL UNIVERSITY JOURNAL OF SCIENCE AND TECHNOLOGY A- APPLIED SCIENCES AND ENGINEERING. vol. 21, n. 1, p. 223- 237, 2020. <https://doi.org/10.18038/estubtda.648100>

AWALE, A.S.; VASHISTA, M.; KHAN YUSUFZAI, M.Z. Application of eco-friendly lubricants in sustainable grinding of die steel. Materials and Manufacturing Processes. vol. 36, n. 6, p. 702-712, 2021. <https://doi.org/10.1080/10426914.2020.1866187>

BA, E.C.T. ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO AVANÇO E DA VELOCIDADE DE CORTE NO PROCESSO DE FURAÇÃO SOBRE OS PARÂMETROS DE ASSIMETRIA (RSK) E CURTOSE (RKU) NA CARACTERIZAÇÃO SUPERFICIAL UTILIZANDO BROCAS DE AÇO-RÁPIDO COM E SEM REVESTIMENTO DLC (DIAMOND-LIKE CARBON). Dissertação (mestrado) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais, Belo Horizonte, 2022.

BA, E.C.T., de ALMEIDA, L.S., DANELON, M.R., MARTINS, P.S., ROSSINO, L.S., de SIERVO, A., de MELO PEREIRA, L.A., SANTOS, S.C. Investigation of the structural and tribological effects of silicon and nitrogen doping in hydrogenated amorphous carbon coatings applied to AISI M35 high-speed steel substrates. Diamond and Related Materials. vol. 159, p. 112902, 2025b. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2025.112902>

BA, E.C.T., MARTINS, P.S., da SILVA, M.B., dos SANTOS, A.J., DUMONT, M.R., FIRPE, P.M., de MELO NOGUEIRA, G.F.S., Júnior, P.A.A.M. Study of the Structural and Tribological Characteristics of Hydrogenated Diamond-Like Carbon Coatings for High-Speed Steel Substrate Applications. Tribology International. vol. 212, p. 110941, 2025a. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2025.110941>

BA, E.C.T.; DUMONT, M.R.; MARTINS, P.S.; DA SILVA PINHEIRO, B.; DA CRUZ, M.P.M.; BARBOSA, J.W. Deconvolution process approach in Raman spectra of DLC coating to determine the sp³ hybridization content using the ID/IG ratio in relation to the quantification determined by X-ray photoelectron spectroscopy. Diamond and Related Materials. vol. 122, p. 108818, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2021.108818>

BA, E.C.T.; DUMONT, M.R.; MARTINS, P.S.; DRUMOND, R.M.; MARTINS DA CRUZ, M.P.; VIEIRA, V.F. Investigation of the effects of skewness Rsk and kurtosis Rku on tribological behavior in a pin-on-disc test of surfaces machined by conventional milling and turning processes. Materials Research. vol. 24, p. e20200435, 2021. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2020-0435>

BA, E.C.T.; MARTINS, P.S.; DOS SANTOS, C.E.; MAIA, L.H.A.; BARBOSA, J.W.; DUMONT, M.R. Study of the behavior of skewness (Rsk) and kurtosis (Rku) parameters in the dry drilling process of Al-Mg-Si alloy 6351 T6 using a Diamond-Like Carbon coated high-speed steel tool. Tribology International. vol. 191, p. 109149, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.109149>

BALZERS, O. Coated components: Greater performance and reliability. 3.ed. OC Oerlikon Balzers AG, Oerlikon Balzers Headquarters. Iramali 18, P.O.box 1000, LI-9496 Balzers, Liechtenstein, 2010.

BANERJEE, D.S.; WAGHMARE, A.V. Polymer Quenching of 41Cr4 Steel for Better Hardness Quality. *International Journal of Science Technology & Engineering*. vol. 5, n. 1, p. 118-122, 2018.

BARBA, E.; CLAVER, A.; MONTALÀ, F.; PALACIO, J.F.; LUIS-PÉREZ, C.J.; SALA, N.; COLOMINAS, C.; GARCÍA, J.A. Study of the Industrial Application of Diamond-Like Carbon Coatings Deposited on Advanced Tool Steels. *Coatings*. vol. 14, n. 2, p. 159, 2024. <https://doi.org/10.3390/coatings14020159>

BARBOSA, J. W., MARTINS, P. S., da SILVA, E. R., BA, E. C. T., FIRPE, P. M., de FREITAS FILHO, R. L., PIRES, S. S., JÚNIOR, P. A. A. M, de MELLO OLIVEIRA. Analysis of the tribological behavior of diamond-like carbon coatings applied to AISI M2 high-speed steel. *Thin Solid Films*. vol. 813, p. 140622, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.tsf.2025.140622>

BAROOAH, R.K.; PAIVA, J.M.; ARIF, A.F.M.; RAWAL, S.; BOSE, B.; VELDHUIS, S.C. Investigation on wear mechanisms of PVD coatings for form taps in threading of Al-Si alloy. *Wear*. vol. 464, p. 203528, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203528>

BAYRAKTAR, Ş., ALPARSLAN, C., SALIHOĞLU, N., SARIKAYA, M. A holistic research based on RSM and ANN for improving drilling outcomes in Al-Si-Cu-Mg (C355) alloy. *Journal of Materials Research and Technology*. vol. 35, p. 1596-1607, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2025.01.115>

BAYRAKTAR, Ş., ALPARSLAN, C., SALIHOĞLU, N., SARIKAYA, M. The impact of heat treatment process on the drilling characteristics of Al-5Si-1Cu-Mg alloy produced by sand casting. *Journal of Materials Research and Technology*. vol. 33, p. 2764-2772, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.10.010>

BEAKE, B.D.; MCMASTER, S.J.; LISKIEWICZ, T.W., NEVILLE, A. Influence of Si-and W-doping on micro-scale reciprocating wear and impact performance of DLC coatings on hardened steel. *Tribology International*. vol. 160, p. 107063, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2021.107063>

BENEZECH, L.; LANDON, Y.; RUBIO, W. Study of manufacturing defects and tool geometry optimisation for multi-material stack drilling. *Advanced Materials Research*. vol. 423, p. 1-11, 2012. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.423.1>

BHARGAVA, A.K.; BANERJEE, M.K. Hardenability of Steel. *Comprehensive Materials Finishing*. vol. 2, p. 50-70, 2017. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.09186-4>

BHOI, S.; KUMAR, A.; PRASAD, A.; MEENA, C.S.; SARKAR, R.B.; MAHTO, B.; GHOSH, A. Performance Evaluation of Different Coating Materials in Delamination for Micro-Milling Applications on High-Speed Steel Substrate. *Micromachines*. vol. 13, n. 8, p. 1277, 2022. <https://doi.org/10.3390/mi13081277>

BHOWMICK, S.; SHIRZADIAN, S.; ALPAS, A.T. High-temperature tribological behavior of Ti containing diamond-like carbon coatings with emphasis on running-in coefficient of friction. *Surface and Coatings Technology*. vol. 431, p. 127995, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2021.127995>

BHUSHAN, R.K. Optimisation of machining parameters for minimising cutting forces during machining of Al alloy SiC particle composites. *Australian Journal of Mechanical Engineering*. vol. 20, n. 2, p. 372-386, 2022. <https://doi.org/10.1080/14484846.2020.1714349>

BIERMANN, D.; BLEICHER, F.; HEISEL, U.; KLOCKE, F.; MÖHRING, H.C.; SHIH, A. Deep hole drilling. *CIRP Annals*. vol. 67, n. 2, p. 673-694, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.05.007>

BLANCO, D.; RUBIO, E.M.; MARÍN, M.M.; DAVIM, J.P. Repairing Hybrid Mg-Al-Mg Components Using Sustainable Cooling Systems. *Materials*. vol. 13, p. 1-22, 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13020393>

BOEIRA, A.M.G. MODELAGEM E SIMULAÇÃO DAS FORÇAS NA FURAÇÃO COM BROCAS HELICOIDAIS A PARTIR DE DADOS OBTIDOS NO TORNEAMENTO DE SEGMENTOS CILÍNDRICOS. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2010.

BOLAR, G.; SRIDHAR, A.K.; RANJAN, A. Drilling and helical milling for hole making in multi-material carbon reinforced aluminum laminates. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*. vol. 5, n. 1, p. 113-125, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2021.11.004>

BORK, C.A.S. OTIMIZAÇÃO DE VARIÁVEIS DE PROCESSO PARA A FURAÇÃO DO AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO DIN 1.4541. Dissertação (mestrado) - UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA. FLORIANÓPOLIS, 1995.

CABIBBO, M.; SANTECCHIA, E.; MENGUCCI, P.; BELLEZZE, T.; VICERÉ, A. The role of cryogenic dipping prior to ECAP in the microstructure, secondary-phase precipitation, mechanical properties and corrosion resistance of AA6012 (Al-Mg-Si-Pb). *Materials Science & Engineering A*. vol. 716, p. 107-119, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.01.037>

CALLISTER, W.D.; RETHWISCH, D.G. Ciência e engenharia de materiais: uma introdução. 8.ed. Rio de Janeiro: LTC, 2012.

CAO, H.; CHEN, X.; LI, H.; SHEN, C. Frictional behaviour of the microstructural surfaces created by cylindrical grinding processes. *Applied Sciences*. vol. 12, n. 2, p. 618, 2022. <https://doi.org/10.3390/app12020618>

CASIRAGHI, C.; FERRARI, A.C.; ROBERTSON, J. Raman spectroscopy of hydrogenated amorphous carbons. *Physical Review B-Condensed Matter and Materials Physics*. vol. 72, n. 8, p. 085401, 2005. <https://doi.org/10.1103/PhysRevB.72.085401>

CASTILLO, W.J.G. FURAÇÃO PROFUNDA DE FERRO FUNDIDO CINZENTO GG25 COM BROCAS DE METAL-DURO COM CANAIS RETOS. Dissertação (mestrado) - UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA. Florianópolis, 2005.

CHANG, D.Y.; LIN, C.H.; WU, X.Y.; YANG, C.C.; CHOU, S.C. Cutting force, vibration, and temperature in drilling on a thermoplastic material of PEEK. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. vol. 36, n. 3, p. 1088-1112, 2023. <https://doi.org/10.1177/08927057211052325>

CHEDE, S.J.; CHOPRA, M.K.; DHOKEY, N.B.; AHER, V.S.; GHOSH, P. Performance analysis of cryoprocessed conventional HSS M2 drill and P/M HSS M3 TiN coated tap and its effect on the substructure. *Materials Today: Proceedings*. vol. 65, p. 396-400, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.07.021>

CHEN, C-C.; HONG, F.C-N. Interfacial studies for improving the adhesion of diamond-like carbon films on steel. *Applied Surface Science*. vol. 243, n. 1-4, p. 296-303, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2004.09.085>

- CHEN, D.; CHEN, Y.; XU, J.; YANG, Z.; WANG, X.; GAO, S.; ZHU, Q. Research on deep hole drilling of nickel-based superalloy with low-frequency vibration: Chip evacuation characteristic, chip formation and surface morphology. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 140, p. 241-261, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2025.02.058>
- CHEN, H.; ZHANG, G.; LU, Z.; BAI, L. Frictional behaviors of diamond-like carbon films under water lubrication: A molecular dynamics study. *Tribology International*. vol. 153, p. 106609, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106609>
- CHEN, S.; DONG, X. MICROSTRUCTURE EVOLUTION AND DAMPING CHARACTERISTICS IN CAST Mg-Al-Si ALLOYS. *Materials and technology*. vol. 52, n. 3, p. 363-366, 2018. <https://doi.org/10.17222/mit.2017.193>
- CHENEGRIN, K.; ROUX, J. C.; HELFENSTEIN-DIDIER, C.; POUVREAU, C.; GIRINON, M.; KARAOUNI, H.; BERGHEAU, J. M.; FEULVARCH, E. 3D numerical simulation of heat transfer during dry drilling of Inconel 718. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 64, p. 1143-1152, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.02.041>
- CHIMKA, J.R.; BOUDHOUM, S.; BURROWS, K. A Note on Pure Error and Its Effect on Regression Model Significance. *Stochastics and Quality Control*. vol. 35, n. 1, p. 39-42, 2020. <https://doi.org/10.1515/eqc-2020-0004>
- COLPAERT, H.; DA COSTA, A.L.V. *Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns*. 4. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2008.
- COSTA e SILVA, D.L.; PIRES KASSAB, L.R.; DOS SANTOS, A.D.; PILLIS, M.F. Evaluation of Carbon thin Films Using Raman Spectroscopy. *MATERIALS RESEARCH-IBERO-AMERICAN JOURNAL OF MATERIALS*. vol. 21, n. 4, 2018. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2017-0787>
- COZZA, R.C. A study on friction coefficient and wear coefficient of coated systems submitted to micro-scale abrasion tests. *Surface and Coatings Technology*. vol. 215, p. 224-233, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2012.06.088>
- COZZA, R.C.; RODRIGUES, L.C.; SCHÖN, C.G. Analysis of the micro-abrasive wear behavior of an iron aluminide alloy under ambient and high-temperature conditions. *Wear*. vol. 330, p. 250-260, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2015.02.021>
- COZZA, R.C.; TANAKA, D.K.; SOUZA, R.M. de. Friction coefficient and abrasive wear modes in ball-cratering tests conducted at constant normal force and constant pressure- Preliminary results. *Wear*. vol. 267, n. 1-4, p. 61-70, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2009.01.055>
- DA FONSECA, B.G.; THIND, S.S.; BROLO, A.G. Raman maps reveal heterogeneous hydrogenation on carbon materials. *Journal of Raman Spectroscopy*. vol. 52, n. 2, p. 516-524, 2021. <https://doi.org/10.1002/jrs.6042>
- DA MOTA, P.R. ESTUDO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO COM MACHO DE CORTE DE METAL DURO EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR. Tese (Doutorado). Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2009. <https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14686>
- DA SILVA, A.E. FURAÇÃO DE FERROS FUNDIDOS DE ALTA RESISTÊNCIA APLICADOS EM CABEÇOTES DE MOTORES. Dissertação (mestrado). Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2016. <http://doi.org/10.14393/ufu.di.2016.149>

DA SILVA, H.A.; COSTA, E.S.; MACHADO, Á.R.; AGUIAR, F.M. INFLUÊNCIA DO CICLO DE FURAÇÃO NA VIDA DE BROCAS HELICOIDAIS DE HSS REVESTIDAS E NOS ESFORÇOS DE CORTE QUANDO DA USINAGEM DO FERRO FUNDIDO CINZENTO GH-190. 2011. 6º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 11 a 15 de abril, Caxias do Sul, RS, Brasil.

DAI, W.; WU, L.; WANG, Q. Structure and Property of Diamond-like Carbon Coating with Si and O Co-Doping Deposited by Reactive Magnetron Sputtering. *Journal of Composites Science*. vol. 7, n. 5, p. 180, 2023. <https://doi.org/10.3390/jcs7050180>

DANELON, M.R.; DE ALMEIDA, L.S.; MANFRINATO, M.D.; ROSSINO, L.S. Study of the influence of a gradient gas flow as an alternative to improve the adhesion of Diamond-Like Carbon film in the wear and corrosion resistance on the nitrided AISI 4340 steel. *Surfaces and Interfaces*. vol. 36, p. 102352, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.surfin.2022.102352>

DANESH NAROOEI, K.; RAMLI, R. Optimal Selection of Cutting Parameters for Surface Roughness in Milling Machining of AA6061-T6. *International Journal of Engineering*. vol. 35, n. 6, p. 1170-1177, 2022. <https://doi.org/10.5829/IJE.2022.35.06C.08>

DANIYAN, I.A.; TLHABADIRA, I.; MPOFU, K.; ADEODU, A. O. Process design and optimization for the milling operation of aluminum alloy (AA6063 T6). *Materials Today: Proceedings*. vol. 38, p. 536-543, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.396>

DAUDA, M.; KUBURI, L.S.; OBADA, D.O.; MUSTAPHA, R.I. EFFECTS OF VARIOUS QUENCHING MEDIA ON MECHANICAL PROPERTIES OF ANNEALED 0.509Wt%C - 0.178Wt%Mn STEEL. *Nigerian Journal of Technology (NIJOTECH)*. vol. 34, n. 3, p. 506-512, 2015. <https://doi.org/10.4314/njt.v34i3.12>

DAVIS, L.; PANDA, A.; RAMKUMAR, P. The influence of lubricants on white etching areas formation in DLC-coated bearing steel under severe boundary lubrication. *Tribology International*. vol. 192, p. 109310, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.109310>

DAVOUDINEJAD, A., ASHRAFI, S. A., HAMZAH, R. I. R., NIAZI, A. Experimental analysis of wear mechanism and tool life in dry drilling of Al2024. *Advanced Materials Research*. vol. 566, p. 217-221, 2012. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.566.217>

DAWSON, R. How significant is a boxplot outlier?. *Journal of Statistics Education*. vol. 19, n. 2, 2011. <https://doi.org/10.1080/10691898.2011.11889610>

DE MELO PEREIRA, L.A., SANTOS, S.C., MARTINS, P.S., BA, E.C.T., de FREITAS FILHO, R.L., PEREIRA, M.F., FIRPE, P.M., JÚNIOR, P.A.A.M. Chip formation analysis while drilling Al-Mg-Si 6061-T6 alloy using high-speed steel drills with and without DLC. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 142, p. 1-19, 2026. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-17345-2>

DE MOOR, E.; MATLOCK, DK.; SPEER, JG.; MERWIN, MJ. Austenite stabilization through manganese enrichment. *Scripta Materialia*. vol. 64, n. 2, p. 185-188, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2010.09.040>

DE SOUSA, J.A.G. Desempenho de Ferramentas Reafiadas - Furação. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2011. <https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14884>

DE SOUSA, J.A.G.; VIANA, R.; DE ATAÍDE, M.G.; THOMÉ VAUGHAN, L.L.; NAZARENO FERNANDES, G.H. INVESTIGATION OF THE MICRO-ABRASIVE WEAR RESISTANCE IN COATED SURFACES OF MACHINE TOOLS. *Journal of Manufacturing Technology Research*. vol. 14, 2022.

DEAN, A.; VOSS, D.; DRAGULJIĆ, D. *Design and Analysis of Experiments*. 2. ed. Switzerland: Springer International Publishing AG, 2017. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-52250-0>

DEEPAK, D.; GOWRISHANKAR, M.C.; SHREYAS, D.S. Investigation on the Wire Electric Discharge Machining Performance of artificially aged Al6061/B 4 C composites by Response Surface Method. *Materials Research*. vol. 25, 2022. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2022-0010>

DI SCHINO, A.; CORRADI, M. QUENCHING AND TEMPERING (Q&T) EFFECT ON A STEEL FOR FORGING WITH Cr AND Mo ADDITION. *METALURGIJA*. vol. 4, p. 307-309, 2018.

DORNER, A.; SCHÜRER, C.; REISEL, G.; IRMER, G.; SEIDEL, O.; MÜLLER, E. Diamond-like carbon-coated Ti6Al4V: influence of the coating thickness on the structure and the abrasive wear resistance. *Wear*. vol. 249, n. 5-6, p. 489-497, 2001. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(01\)00587-7](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(01)00587-7)

DOS REIS, A. ESTUDO DO EMPREGO DE BROCA ESPECIAL EM SUBSTITUIÇÃO AO ALARGADOR NA PRODUÇÃO DE FUROS EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2014. <https://doi.org/10.14393/ufu.di.2014.271>

DOS SANTOS DE ALMEIDA, E.A.; MILAN, J.C.G.; DA COSTA, C.E.; BINDER, C.; DE MELLO, J.D.B.; COSTA, H.L. Combined use of surface texturing, plasma nitriding and DLC coating on tool steel. *Coatings*. vol. 11, n. 2, p. 201, 2021. <https://doi.org/10.3390/coatings11020201>

DRUMOND, R.M. AVALIAÇÃO DO PROCESSO DE FURAÇÃO EM LIGAS AL-MG-SI 6061-T6 UTILIZANDO BROCAS DE AÇO RÁPIDO AISI M-35 RETIFICADAS E REVESTIDAS COM DLC - DIAMOND-LIKE CARBON. Dissertação (Mestrado) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2021.

DRUMOND, R.M.; DA SILVA, E.R.; MARTINS, P.S.; CHEIKH, E. AVALIAÇÃO DO DESGASTE POR MICROABRASÃO DO AÇO AISI M-35 REVESTIDO POR DLC-DIAMOND-LIKE CARBON. *Revista Eletrônica Perspectivas da Ciência e Tecnologia-ISSN: 1984-5693*. vol. 12, 2020. <https://doi.org/10.22407/1984-5693.2020.v12.p.199-212>

EDMONDS, D.V.; HE, K.; RIZZO, F.C.; DE COOMAN, B.C.; MATLOCK, D.K.; SPEER, J.G. Quenching and partitioning martensite-A novel steel heat treatment. *Materials Science and Engineering A*. vol. 438-440, p. 25-34, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.02.133>

EDWARDS, T.G.; ÖZGÜN-KOCA, A.; BARR, J. Interpretations of boxplots: Helping middle school students to think outside the box. *Journal of Statistics Education*. vol. 25, n. 1, p. 21-28, 2017. <https://doi.org/10.1080/10691898.2017.1288556>

EGELS, G.; WULBIETER, N.; WEBER, S.; THEISEN, W. A Computational Approach to the Microstructural Design of High-Speed Steels. *steel research int*. vol. 91, n. 5, p. 1-7, 2020. <https://doi.org/10.1002/srin.201900455>

- FAGEEHI, Y.A.; SAMINATHAN, R. Investigation on the Effect of Thermal and Mechanical Treatment to the Offshore Corrosion Behavior of 6351 Aluminum Alloy in Red Sea Environments. *International Journal of Analytical Chemistry*. vol. 2020, 2020. <https://doi.org/10.1155/2020/8826366>
- FAN, L.; WANG, D. Study on delamination inhibition and chip breakage mechanism in drilling metal laminated materials with double cone drill. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 64, p. 81-94, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.01.014>
- FANG, W.; ZHANG, C.; GOU, F.; JIANG, B.; ZHANG, C.; LIU, Y. The effect of micro alloying elements (vanadium, titanium) additions on the austenite grain growth behavior in medium carbon steel containing nitrogen. *Materialwiss. Werkstofftech*. vol. 51, p. 230-237, 2020. <https://doi.org/10.1002/mawe.201900053>
- FERNÁNDEZ-CANOSA, S.; BROCALERO-CAMACHO, A.; MARTÍNEZ-MEDINA, A.; DÍEZ-RODRÍGUEZ, E.; ARIAS, P.; OLIVIERO, A.; SOTO-LEÓN, V. Fatigue insights from walking tests in spinal cord injury and multiple sclerosis individuals. *Scientific Reports*. vol. 14, n. 1, p. 4761, 2024. <https://doi.org/10.1038/s41598-024-55238-8>
- GEE, M.G.; GANT, A.; HUTCHINGS, I.; BETHKE, R.; SCHIFFMAN, K.; VAN ACKER, K.; POULAT, S.; GACHON, Y.; VON STEBUT, J. Ball cratering or micro-abrasion wear testing of coatings. *Measurement Good Practice Guide No 57*. © Crown Copyright, Teddington, Middlesex, United Kingdom, 2002.
- GHANDVAR, H.; JABBAR, KA.; IDRIS, MH.; AHMAD, N.; JAHARE, MH.; KOLOOR, SSR.; PETRU, M. Influence of barium addition on the formation of primary Mg₂Si crystals from Al-Mg-Si melts. *Journal of Materials Research and Technology*. vol. 11, p. 448-465, 2021.
- GHINATTI, E.; BERTOLINI, R.; SORGATO, M.; GHIOTTI, A.; BRUSCHI, S. Tool wear and surface finish analysis after drilling Al-SiC metal matrix composite with DLC-coated tools at varying feed. *Procedia CIRP*. vol. 123, p. 53-58, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2024.05.012>
- GHORBANI, MR.; EMAMY, M.; KHORSHIDI, R.; RASIZADEHGHANI, J.; EMAMI, AR. Effect of Mn addition on the microstructure and tensile properties of Al-15% Mg₂Si composite. *Materials Science and Engineering: A*. vol. 550, p. 191-198, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.04.056>
- GIASIN, K.; AYVAR-SOBERANIS, S. An Investigation of burrs, chip formation, hole size, circularity and delamination during drilling operation of GLARE using ANOVA. *Composite Structures*. vol. 159, p. 745-760, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.10.015>
- GILL, S.S.; SINGH, J.; SINGH, R.; SINGH, H. Effect of Cryogenic Treatment on AISI M2 High Speed Steel: Metallurgical and Mechanical Characterization. *Journal of Materials Engineering and Performance*. vol. 21, p. 1320-1326, 2012. <https://doi.org/10.1007/s11665-011-0032-z>
- GOBBI, S.J.; GOBBI, V.J.; REINKE, G.; MUTERLLE, P.V.; ROSA, D.M. Ultra-low temperature process effects on microscale abrasion of tool steel AISI D2. *Materials Science and Technology*. vol. 35, n. 11, p. 1355-1364, 2019. <https://doi.org/10.1080/02670836.2019.1624018>
- GÖKÇE, H.; BIBERCI, M. A. Investigation of thrust force, drill bit temperature and burr height in the drilling of aluminum alloy used in ammunition wing drive systems. *Experimental Techniques*. vol. 46, n. 4, p. 691-705, 2022. <https://doi.org/10.1007/s40799-021-00501-0>

GOMES, M.C. ESTUDO DO PROCESSO DE MICROFRESAMENTO EM AÇO INOXIDÁVEL ABNT 316L PRODUZIDO POR FUNDIÇÃO E MANUFATURA ADITIVA. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2022. <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2022.380>

GÓMEZ-PARRA, A.; ÁLVAREZ-ALCÓ, M.; SALGUERO, J.; BATISTA, M.; MARCOS, M. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Wear*. vol. 302, p. 1209-1218, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2012.12.001>

GONÇALVES, D.J.S. Avaliação de Ferramentas e Condições de Corte na Furação de Laminados Compósitos. Dissertação (mestrado) - Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. 2010.

GONÇALVES, R.A.; DA SILVA, M.B.; COSTA, É.S. Statistical analysis of cutting forces and hole accuracy in reaming an Al-Si-Mg alloy (6351) with different copper contents. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. vol. 40, n. 11, p. 1-19, 2018. <https://doi.org/10.1007/s40430-018-1450-8>

GONÇALVES, R.A.; SILVA, M.B. Influence of Copper Content on 6351 Aluminum Alloy Machinability. *Procedia Manufacturing*. vol. 1, p. 683-695, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2015.09.014>

GRIGORIEV, S.N.; VOLOSOVA, M.A.; FEDOROV, S.V.; MIGRANOV, M.S.; MOSYANOV, M.; GUSEV, A.; OKUNKOVA, A.A. The Effectiveness of Diamond-like Carbon aC: H: Si Coatings in Increasing the Cutting Capability of Radius End Mills When Machining Heat-Resistant Nickel Alloys. *Coatings*. vol. 12, n. 2, p. 206, 2022. <https://doi.org/10.3390/coatings12020206>

GSELLMANN, M.; KLÜNSNER, T.; MITTERER, C.; MARSONER, S.; SKORDARIS, G.; BOUZAKIS, K.; LEITNER, H.; RESSEL, G. Near-interface cracking in a TiN coated high speed steel due to combined shear and compression under cyclic impact loading. *Surface & Coatings Technology*. vol. 394, p. 1-6, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2020.125854>

GSELLMANN, M.; SCHEIBER, D.; KLÜNSNER, T.; ZÁLEŠÁK, J.; ZHANG, Z.; LEITNER, H.; MITTERER, C.; RESSEL, G.; ROMANER, L. Bond strength between TiN coating and microstructural constituents of a high speed steel determined by first principle calculations. *Acta Materialia*. vol. 222, p. 117439, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2021.117439>

GÜNAY, Mustafa; KORKMAZ, Mehmet Erdi. Understanding the relationship between surface quality and chip morphology under sustainable cutting environments. *Materials*. vol. 17, n. 8, p. 1826, 2024. <https://doi.org/10.3390/ma17081826>

GUPTA, M.K.; KHAN, A.M.; SONG, Q.; LIU, Z.; KHALID, Q.S.; JAMIL, M.; KUNTOĞLU, M.; USCA, Ü.A.; SARIKAYA, M.; PIMENOV, D.Y. A review on conventional and advanced minimum quantity lubrication approaches on performance measures of grinding process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 117, p. 729-750, 2021. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07785-x>

GUPTA, M.K.; NIEŚŁONY, P.; KORKMAZ, M.E.; KRÓLCZYK, G.M.; KUNTOĞLU, M.; PAWLUS, P.; JAMIL, M.; SARIKAYA, M. Potential use of cryogenic cooling for improving the tribological and tool wear characteristics while machining aluminum alloys. *Tribology International*. vol. 183, p. 108434, 2023a. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.108434>

- GUPTA, M.K.; NIESŁONY, P.; SARIKAYA, M.; KORKMAZ, M.E.; KUNTOĞLU, M.; KRÓLCZYK, G.M. Studies on geometrical features of tool wear and other important machining characteristics in sustainable turning of aluminium alloys. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*. p. 1-15, 2023b. <https://doi.org/10.1007/s40684-023-00501-y>
- HABIB, N., SHARIF, A., HUSSAIN, A., AAMIR, M., GIASIN, K., PIMENOV, D. Y., ALI, U. Analysis of hole quality and chips formation in the dry drilling process of Al7075-T6. *Metals*. vol. 11, n. 6, p. 891, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11060891>
- HADDOCK, D.; PARKER, T.; SPINDLOE, C.; TOLLEY, M. Characterisation of Diamond-Like Carbon (DLC) laser targets by Raman spectroscopy. *Journal of Physics: Conference Series*. vol. 713, p. 1-6, 2016. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/713/1/012007>
- HAN, C., ZHANG, D., LUO, M., WU, B. Chip evacuation force modelling for deep hole drilling with twist drills. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 98, n. 9, p. 3091-3103, 2018. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2488-6>
- HANIFA, A. Investigation of the effect of cutting speed on chip-tool contact process and tool wear for steel of unknown composition. (Degree of Master of Engineering). BANGLADESH UNIVERSITY OF ENGINEERING AND TECHNOLOGY DHAKA, BANGLADESH, 1987.
- HAO, T.; DU, J.; SU, G.; ZHANG, P.; SUN, Y.; ZHANG, J. Mechanical and cutting performance of cemented carbide tools with Cr/x/DLC composite coatings. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 106, n. 11, p. 5241-5254, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05014-5>
- HERNANDEZ, H. Replacing the R^2 Coefficient in Model Analysis. *ForsChem Research Reports*. vol. 8, p. 2023-10, 2023.
- HERRANZ, G.; ROMERO, A.; DE CASTRO, V.; RODRÍGUEZ, G. P. Processing of AISI M2 high speed steel reinforced with vanadium carbide by solar sintering. *Materials & Design (1980-2015)*. vol. 54, p. 934-946, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.09.027>
- HIREMATH, A., MALGHAN, R. L., BOLAR, G., POLISHETTY, A. Comprehensive machinability assessment of Ti6Al4V alloy during drilling and helical milling using sustainable dry condition. *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*. p. 1-16, 2024. <https://doi.org/10.1007/s12008-024-01964-2>
- HORSHIDI, R.; HONARBAKHSR-RAOUF, A.; MAHMUDI, R. Microstructural evolution and high temperature mechanical properties of cast Al-15Mg2Si-xGd in situ composites. *Journal of Alloys and Compounds*. vol. 700, p. 18-28, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2017.01.015>
- HUA, L.; LIUHE, L.; XIAOTING, W.; GUODONG, L.; DUODUO, L.; YANG, L.; LING, T.; MINGYUE, H. Effect of bias voltage on the erosion performance of TiAlSiN coatings on TC6 substrate by high power impulse magnetron sputtering. *Surface and Coatings Technology*. vol. 477, p. 130263, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2023.130263>
- HWANG, K.C.; LEE, S.; LEE, H.C. Effects of alloying elements on microstructure and fracture properties of cast high speed steel rolls Part I: Microstructural analysis. *Materials Science and Engineering A*. vol. 254, p. 282-295, 1998. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(98\)00626-1](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(98)00626-1)
- HYNES, N.R.J.; SANKARANARAYANAN, R.; SUJANA, J.A.J.; KROLICZYK, G.M.; ENE, A. Decision tree approach based green flow-drilling of hybrid aluminium matrix composites

using eco-friendly coolants. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 80, p. 178-186, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.05.050>

ILIC, E.; PARDO, A.; SUTER, T.; MISCHLER, S.; SCHMUTZ, P.; HAUERT, R. A methodology for characterizing the electrochemical stability of DLC coated interlayers and interfaces. *Surface and Coatings Technology*. vol. 375, p. 402-413, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2019.07.055>

IORDACHE, C.R.; BUJOREANU, C.; ALACI, S.; CIORNEI, F.C.; ROMANU, I.C. Wear Reduction on the Roller-Shoe Mechanism at High Operation Loads. *Coatings*. vol. 14, n. 3, p. 316, 2024. <https://doi.org/10.3390/coatings14030316>

JIANG, Q.; ZHANG, G.; YANG, Y.; MCLEAN, A.; GAO, L. Kinetic Aspects of Phosphorus Removal from Electromagnetically Levitated 600 MPa Steel Droplets. *Metals*. vol. 11, n. 9, p. 1460, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11091460>

JIMÉNEZ, M.; AGUILAR, J.; MONSALVE-PULIDO, J.; MONTOYA, E. An automatic approach of audio feature engineering for the extraction, analysis and selection of descriptors. *International Journal of Multimedia Information Retrieval*. vol. 10, p. 33-42, 2021. <https://doi.org/10.1007/s13735-020-00202-1>

JINAN, W.Tsu; PADILHA, A.F. Microstructure evolution during the extrusion of a 6351 aluminum alloy tube. *REM-International Engineering Journal*. vol. 72, p. 479-484, 2019. <https://doi.org/10.1590/0370-44672018720174>

JOVIČEVIĆ-KLUG, P.; PUŠ, G.; JOVIČEVIĆ-KLUG, M.; ŽUŽEK, B.; PODGORNIK, B. Influence of heat treatment parameters on effectiveness of deep cryogenic treatment on properties of high-speed steels. *Materials Science and Engineering: A*. vol. 829, p. 142157, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.142157>

KADHIM, ZD. Effect of Quenching Media on Mechanical Properties for Medium Carbon Steel. *Int. Journal of Engineering Research and Application*. vol. 6, n. 8, p. 26-34, 2016.

KAWASEGI, N.; KAWASHIMA, T.; MORITA, N.; NISHIMURA, K.; YAMAGUCHI, M.; TAKANO, N. Effect of texture shape on machining performance of textured diamond cutting tool. *Precision Engineering*. vol. 60, p. 21-27, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.07.007>

KEELING, J. Graphite: properties, uses and South Australian resources. *MESA Journal*. vol. 84, n. 3, p. 28-41, 2017.

KELLY, J.F.; COTTERELL, M.G. Minimal lubrication machining of aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 120, p. 327-334, 2002. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01126-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01126-8)

KHAN, S.A., SHAMAIL, S., ANWAR, S., HUSSAIN, A., AHMAD, S., SALEH, M. Wear performance of surface treated drills in high speed drilling of AISI 304 stainless steel. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 58, p. 223-235, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.08.022>

KOCABAŞ, Z. An Application and Interpretation of the Second Order Response Surface Model. *Journal of Agricultural Sciences*. vol. 7, n. 04, p. 121-128, 2001. https://doi.org/10.1501/Tarimbil_00000000698

KOLAWOLE, F.O. Tribological behavior of duplex CrN/DLC and nano-multilayer DLC-W coatings on valve tappet under elevated temperature and varying load. *International Journal of*

Refractory Metals and Hard Materials. vol. 121, p. 106660, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2024.106660>

KOLAWOLE, F.O.; KOLADE, O.S.; BELLO, S.A.; KOLAWOLE, S.K.; AYENI, A.T.; ELIJAH, T.F.; BORISADE, S.G.; TSCHIPTSCHIN, A.P. The improvement of diamond-like carbon coatings for tribological and tribo-corrosion applications in automobile engines: an updated review study. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 126, n. 5, p. 2295-2322, 2023. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11282-8>

KOLAWOLE, F.O.; KOLAWOLE, S.K.; BELLO, S.A.; YAKUBU, S.; ADIGUN, O.D.; OWA, A.F.; UMUNAKWE, R.; ADEBAYO, A.O.; MADUEKE, C.I. Fracture toughness of duplex CrN/DLC and nano-multilayer DLC-W deposited on valve tappet via hybrid PVD and PECVD. *Sādhana*. vol. 49, n. 2, p. 1-10, 2024. <https://doi.org/10.1007/s12046-024-02490-3>

KOROTKOV, A.; KOROTKOVA, L.; VIDIN, D. Quality assurance for the production of metal-cutting tools from high-speed steels. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. vol. 709, n.2, p. 1-6, 2020. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/709/2/022022>

KRISHNA, R.V.V.S.S.; MOHAMMED AJMAL SHERIFF F. Comparison of HSS M35 and titanium-nitride coated tool in novel CNC drilling operation of aluminium alloy AA6351-T6 material on surface roughness. *Materials Today: Proceedings*, 2022. <https://doi.org/10.1063/5.0173323>

KŘÍŽ, A.; PRŮCHA, V. Condition of carbides in high-speed steels after multidirectional forging. In: *Defect and Diffusion Forum*. Trans Tech Publications Ltd. vol. 395, p. 1-15, 2019. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/DDF.395.1>

KUMAR, C.S.; PATEL, S.K.; FERNANDES, F. Performance of Al₂O₃/TiC mixed ceramic inserts coated with TiAlSiN, WC/C and DLC thin solid films during hard turning of AISI 52100 steel. *Journal of Materials Research and Technology*. vol. 19, p. 3380-3393, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.06.092>

KUMAR, P.; JAIN, A.K.; CHAURASIYA, P.K.; TIWARI, D.; GOPALAN, A.; AROCKIA DHANRAJ, J.; MUTHIYA SOLOMON, J.; SIVAKUMAR, A.; VELMURUGAN, K.; FEFEH RUSHMAN, J. Sustainable machining using eco-friendly cutting fluids: A review. *Advances in Materials Science and Engineering*. vol. 2022, 2022. <https://doi.org/10.1155/2022/5284471>

LEE, K.B.; YANG, H.R.; KWON, H. Effects of Alloying Additions and Austenitizing Treatments on Secondary Hardening and Fracture Behavior for Martensitic Steels Containing Both Mo and W. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS A*. vol. 32A, p. 1659- 1670, 2001. <https://doi.org/10.1007/s11661-001-0144-4>

LEE, Y.K.; HAN, J. Current opinion in medium manganese steel. *Materials Science and Technology*. vol. 31, n. 7, p. 843-856, 2015. <https://doi.org/10.1179/1743284714Y.00000000722>

LENZ, B.; HASSELBRUCH, H.; MEHNER, A. Automated evaluation of Rockwell adhesion tests for PVD coatings using convolutional neural networks. *Surface and Coatings Technology*. vol. 385, p. 125365, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2020.125365>

LÉVESQUE, L. Nyquist sampling theorem: understanding the illusion of a spinning wheel captured with a video camera. *Physics Education*. vol. 49, n. 6, p. 697, 2014. <https://doi.org/10.1088/0031-9120/49/6/697>

- LI, Q.; LU, R.; TANI, H.; KAWADA, S.; KOGANEZAWA, S.; LIU, X.; CONG, P. Tribofilm Formation and Friction Reduction Performance on Laser-Textured Surface with Micro-Grooved Structures. *Lubricants*. vol. 12, n. 3, p. 91, 2024. <https://doi.org/10.3390/lubricants12030091>
- LI, S., ZHENG, G., DING, F., ZHANG, J., CHENG, X., CUI, E. Influence of clean cooling medium on the hard drilling performance and machined surface integrity of 42CrMo steel. *Materials Today Communications*. vol. 39, p. 109049, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2024.109049>
- LI, S.; DONG, X.; GUO, S.; LIU, X.; CAO, H. Status and Perspective of High-Energy Beam Surface Strengthening: High-Speed Steel. *Materials*. vol. 15, n. 17, p. 6129, 2022. <https://doi.org/10.3390/ma15176129>
- LI, S.; SUI, J.; DING, F.; WU, S.; CHEN, W.; WANG, C. Optimization of milling aluminum alloy 6061-T6 using modified Johnson-Cook model. *Simulation Modelling Practice and Theory*. vol. 111, p. 102330, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.simpat.2021.102330>
- LI, S.L.; HUANG, Z.Q.; CHEN, W.P.; LIU, Z.M.; QI, W.J. Quench sensitivity of 6351 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. vol. 23, n. 1, p. 46-52, 2013. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(13\)62427-9](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(13)62427-9)
- LI, W.; CAO, X.; KONG, L.; ZHANG, G.; DING, Q. The impact of dopants (B, H) on the mechanical behavior and tribological performance of DLC film under water lubrication. *Tribology International*. vol. 174, p. 107783, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.107783>
- LI, Z.; ZHANG, Z.; ZHOU, G.; ZHAO, P.; JIA, Z.; POOLE, WJ. The effect of Mg and Si content on the microstructure, texture and bendability of Al-Mg-Si alloys. *Materials Science and Engineering: A*. vol. 814, p. 141199, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.141199>
- LIANG, J.M.; ZHANG, Z.; JIA, M.T.; CAO, L.; LI, C.G.; GAO, H.Y.; WANG, J.; ZHANG, D.L. The microstructures and tensile mechanical properties of ultrafine grained and coarse grained Al-7Si-0.3Mg alloy rods fabricated from machining chips. *Materials Science & Engineering A*. vol. 729, p. 29-36, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.05.047>
- LIMANDRI, S.; JOSA, V.G.; VALENTINUZZI, M.C.; CHEN, M.E.; CASTELLANO, G. 3D scanning electron microscopy applied to surface characterization of fluorosed dental enamel. *Micron*. vol. 84, p. 54-60, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.micron.2016.02.001>
- LIN, S.; DANG, J.; WANG, Z.; SUN, Y.; XIANG, Y. Enhanced Strength and Toughness in Al-Mg-Si Alloys with Addition of Cr, Mn, and Cu Elements. *Journal of Materials Engineering and Performance*, p. 1-12, 2022. <https://doi.org/10.1007/s11665-022-07191-8>
- LIU, Y.; YANG, Y.; LIU, X.; ZHENG, J.; ZHANG, S. Tribocorrosion of CrN coatings on different steel substrates. *Surface and Coatings Technology*. vol. 484, p. 130829, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2024.130829>
- LUO, G.; XU, X.; DONG, H.; WEI, Q.; TIAN, F.; QIN, J.; SHEN, Q. Enhance the tribological performance of soft AISI 1045 steel through a CrN/W-DLC/DLC multilayer coating. *Surface and Coatings Technology*. vol. 485, p. 130916, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2024.130916>

LUO, H.; FU, J.; WU, T.; CHEN, N.; LI, H. Numerical Simulation and Experimental Study on the Drilling Process of 7075-t6 Aerospace Aluminum Alloy. *Materials*. vol. 14, n. 3, p. 553, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14030553>

MACHADO, A.R.; ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; SILVA, M.B. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. 2. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2011.

MADEJ, M. The effect of TiN and CrN interlayers on the tribological behavior of DLC coatings. *Wear*. vol. 317, n. 1-2, p. 179-187, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2014.05.008>

MAHLAMI, CS.; PAN, X. An Overview on high manganese steel casting. *World Foundry Congress*. p. 1-10, 2014.

MAIZZA, G.; PERO, R.; DE MARCO, F.; OHMURA, T. Correlation Between the Indentation Properties and Microstructure of Dissimilar Capacitor Discharge Welded WC-Co/High-Speed Steel Joints. *Materials*. vol. 13, p. 1-23, 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13112657>

MANDATSY MOUNGOMO, J.B.; KIBOUKA, G.R. Design of Experiment Machinability Evaluation of Dry Drilling Machinability of Recycled 3003 and 5052 Aluminum Alloys. *International Research Journal of Engineering and Technology*. vol. 9, n. 11, 2022.

MARTINS, P. S.; JÚNIOR, P. A. A. M.; CARNEIRO, J. R. G.; BA, E. C. T.; VIEIRA, V. F. Study of Diamond-Like Carbon coating application on carbide substrate for cutting tools used in the drilling process of an Al-Si alloy at high cutting speeds. *Wear*. vol. 498, p. 204326, 2022a. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204326>

MARTINS, P.S. ESTUDO DA FURAÇÃO EM ALTAS VELOCIDADES DE CORTE EM LIGAS DE Al-Si UTILIZANDO BROCAS DE AÇO RÁPIDO E METAL DURO SEM E COM REVESTIMENTO DE DLC (DIAMOND LIKE CARBON). Tese (Doutorado) - Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2016.

MARTINS, P.S., DRUMOND, R.M., da SILVA, E.R., BA, E.C.T., FIRPE, P.M. Comparison between the tribological aspects of AISI M-35 with and without diamond-like carbon coating. *Wear*. vol. 564, p. 205733, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2025.205733>

MARTINS, P.S.; CARNEIRO, J.R.G.; BA, E.C.T.; VIEIRA, V.F. Study on roughness and form errors linked with tool wear in the drilling process of an Al-Si alloy under high cutting speed using coated diamond-like carbon high-speed steel drill bits. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 62, p. 711-719, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.01.006>

MARTINS, P.S.; CARNEIRO, J.R.G.; BA, E.C.T.; VIEIRA, V.F.; AMARAL, D.B.; CRUZ, N.C.D. Study on the Tribological behavior of wear and friction coefficient on AISI M35 high-speed steel with and without DLC coating. *Materials Research*. vol. 25, 2022b. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2020-0577>

MARTINS, P.S.; DRUMOND, R.M.; DA SILVA, E.R.; BA, E.C.T.; DE SOUZA LIMA, V.E.; BARBOSA, J.W.; FERNANDES, G.H.N.; FIRPE, P.M. Evaluation of the drilling process in 6061-T6 Al-Mg-Si alloys using AISI M-35 Diamond-Like Carbon coated high-speed steel drill. *Tribology International*. vol. 192, p. 109250, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.109250>

MARTINS, P.S.; PIRES, S.S.; DA SILVA, E.R.; VIEIRA, V.F.; BA, E.C.T.; DIAS, C.A.R. Tribological aspects of the Diamond-like carbon film applied to different surfaces of AISI M2 steel. *Wear*. vol. 506, p. 204469, 2022c. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204469>

- MASOUMI, M.; ECHEVERRI, E.A.A.; TSCHIPTSCHIN, A.P.; GOLDENSTEIN, H. Improvement of wear resistance in a pearlitic rail steel via quenching and partitioning processing. *Scientific reports*. vol. 9, n. 1, p. 1-12, 2019. <https://doi.org/10.1038/s41598-019-43623-7>
- MATSUMURA, T., TAMURA, S. Process design for drilling of large diameter holes with cutting simulation. *Procedia CIRP*. vol. 133, p. 430-435, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2025.02.074>
- MCKIGHT, P.E.; NAJAB, J. Kruskal-wallis test. *The corsini encyclopedia of psychology*. p. 1-1, 2010. <https://doi.org/10.1002/9780470479216.corpsy0491>
- MESSAOUDI, F.; DJEBARA, A.; DJENNANE, M. Robotic Drilling of Aluminum Alloy: Performance and Hole Quality. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. vol. 67, n. 3, p. 235-251, 2023. <https://doi.org/10.3311/PPme.22757>
- MING, W., DANG, J., AN, Q., CHEN, M. Chip formation and hole quality in dry drilling additive manufactured Ti6Al4V. *Materials and Manufacturing Processes*. vol. 35, n. 1, p. 43-51, 2020. <https://doi.org/10.1080/10426914.2019.1692353>
- MIYOSHI, K. Structures and Mechanical Properties of Natural and Synthetic Diamonds. Ohio: Lewis Research Center, NASA Center for AeroSpace Information, 1998.
- MOHANAVEL, V.; RAJAN, K.; KUMAR, S.S.; CHOCKALINGAM, A.; ROY, A.; ADITHIYAA, T. Mechanical and tribological characterization of stir-cast Al-SiCpcomposites. *Materials Today: Proceedings*. vol. 5, p. 1740-1746, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.11.271>
- MOHRBACHER, H. Property optimization in as-quenched martensitic steel by molybdenum and niobium alloying. *Metals*. vol. 8, n. 4, p. 234, 2018. <https://doi.org/10.3390/met8040234>
- MONTICELLI, C.; BRUNORO, G.; FRIGNANI, A.; ZUCCHI, F. SURFACE-ACTIVE SUBSTANCES AS INHIBITORS OF LOCALIZED CORROSION OF THE ALUMINIUM ALLOY AA 6351. *Corrosion Science*. vol. 32, n. 7, p. 693-705, 1991. [https://doi.org/10.1016/0010-938X\(91\)90084-3](https://doi.org/10.1016/0010-938X(91)90084-3)
- MORONUKI, N.; FURUKAWA, Y. Frictional properties of the micro-textured surface of anisotropically etched silicon. *CIRP Annals*. vol. 52, n. 1, p. 471-474, 2003. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60628-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60628-3)
- NOVASKI, O. Contribuições ao processo de furação com brocas helicoidais. Tese (Livre Docência) - Universidade Estadual de Campinas. São Paulo, 1996.
- OKAY, F.; ISLAK, S.; TURGUT, Y. Investigation of machinability properties of aluminium matrix hybrid composites. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 68, p. 85-94, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.05.041>
- OLIVEIRA, C.J. Avaliação da Influência de Sistemas de Filtragem Aplicados a Topografia de Superfície em Usinagens. Dissertação (mestrado) - Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2004.
- OLIVEIRA, R.O.M.; ROCHA, O.F.L. TRATAMENTO TÉRMICO DE PRECIPITAÇÃO - T6 APLICADO EM RODA DE LIGA LEVE DE MOTOCICLETA. *HOLOS*, vol. 5, p. 372-382, 2014. <https://doi.org/10.15628/holos.2014.2337>

OSTERTAGOVA, E.; OSTERTAG, O.; KOVÁČ, J. Methodology and application of the Kruskal-Wallis test. *Applied mechanics and materials*. vol. 611, p. 115-120, 2014. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.611.115>

PADMANABAN, D.B.; MOHAN, L.; GIRI, P.; BERA, P.; ANANDAN, C.; BARSHILIA, H.C. Effect of molybdenum content on mechanical and tribological properties of diamond-like carbon coatings over titanium β -21S alloy. *C*. vol. 7, n. 1, p. 1, 2020. <https://doi.org/10.3390/c7010001>

PAKTINAT, H.; AMINI, S. Numerical and experimental studies of longitudinal and longitudinal-torsional vibrations in drilling of AISI 1045. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 94, n. 5, p. 2577-2592, 2018. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0893-x>

PALANIVEL, R.; MATHEWS, P.K.; DINAHARAN, I.; MURUGAN, N. Mechanical and metallurgical properties of dissimilar friction stir welded AA5083-H111 and AA6351-T6 aluminum alloys. *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*. vol. 24, p. 58-65, 2014. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(14\)63028-4](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63028-4)

PANICO, M.; LANGELLA, A.; BOCCARUSSO, L. On the influence of clamping conditions and cutting edge geometry on drilling of thin aluminium stacks. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. vol. 61, p. 572-587, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2025.08.004>

PANG, S.; ZHAO, W.; QIU, T.; LIU, W.; YAN, P.; JIAO, L.; WANG, X. Effect of Cutting Fluid on Milled Surface Quality and Tool Life of Aluminum Alloy. *Materials*. vol. 16, n. 6, p. 2198, 2023. <https://doi.org/10.3390/ma16062198>

PANT, G.; SINGH, AP.; SHARMA, HK. Cooling rate characteristics of vanadium based micro alloyed steel. *Materials Today: Proceedings*. vol. 26, p. 1087-1090, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.215>

PARASURAMAN, S., ELAMVAZUTHI, I., KANAGARAJ, G., NATARAJAN, E., PUGAZHENTHI, A. Assessments of process parameters on cutting force and surface roughness during drilling of AA7075/TiB2 in situ composite. *Materials*. vol. 14, n. 7, p. 1726, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14071726>

PAWANR, S.; GUPTA, K. Dry Machining Techniques for Sustainability in Metal Cutting: A Review. *Processes*. vol. 12, n. 2, p. 417, 2024. <https://doi.org/10.3390/pr12020417>

PELIKÁN, L.; SLANÝ, M.; STRÁNSKÝ, O.; BERÁNEK, L.; PITRMUC, Z.; ČEPOVÁ, L.; DVOŘÁČKOVÁ, Š. Novel drill geometries for dry drilling of stainless steel. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 92, p. 500-520, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.03.006>

PELLIZZARI, M. Influence of deep cryogenic treatment on the properties of conventional and PM high speed steels. *la metallurgia italiana*, p. 17-22, 2008.

PENG, J.; PENG, Y.; XIAO, Y.; LIAO, J.; HUANG, J.; QIU, X.; LI, L. Effect of cryogenic pretreatments on the microstructure and mechanical performance of diamond-like carbon coatings for high-speed alloys. *Diamond and Related Materials*. vol. 127, p. 109189, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2022.109189>

PENG, Y.; PENG, J.; WANG, Z.; XIAO, Y.; QIU, X. Diamond-like Carbon Coatings in the Biomedical Field: Properties, Applications and Future Development. *Coatings*. vol. 12, n. 8, p. 1088, 2022. <https://doi.org/10.3390/coatings12081088>

PEREIRA, I.C. ANÁLISE DO TORQUE E DA FORÇA AXIAL, EM DIFERENTES CONDIÇÕES DE CORTE DURANTE O ROSQUEAMENTO DE DOIS FERROS FUNDIDOS CINZENTOS (CrCuSn E CrCuSnMo) E UM FERRO FUNDIDO VERMICULAR DA CLASSE 350. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2010. <https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14862>

PETTERSSON, U.; JACOBSON, S. Friction and wear properties of micro textured DLC coated surfaces in boundary lubricated sliding. *Tribology letters*. vol. 17, n. 3, p. 553-559, 2004. <https://doi.org/10.1023/B:TRIL.0000044504.76164.4e>

PINHEIRO, E.R., SILVA, I.M., GONZAGA, L.V., AMANTE, E.R., TEÓFILO, R.F., FERREIRA, M.M., AMBONI, R.D. Optimization of extraction of high-ester pectin from passion fruit peel (*Passiflora edulis flavicarpa*) with citric acid by using response surface methodology. *Bioresource technology*. vol. 99, n. 13, p. 5561-5566, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.biortech.2007.10.058>

PINTO, G.; BAPTISTA, A.; SILVA, F.; PORTEIRO, J.; MÍGUEZ, J.; ALEXANDRE, R. Study on the influence of the ball material on abrasive particles' dynamics in ball-cratering thin coatings wear tests. *Materials*. vol. 14, n. 3, p. 668, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14030668>

PLICHTA, T.; SULC, V.; OHLIDAL, M.; CECH, V. Stable a-CSi: H films with a wide range of modulus of elasticity and low internal stress. *Surface and Coatings Technology*. vol. 459, p. 129147, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2022.129147>

POGATSCHER, S.; ANTREKOWITSCH, H.; LEITNER, H.; SOLOGUBENKO, A.S.; UGGOWITZER, P.J. Influence of the thermal route on the peak-aged microstructures in an Al-Mg-Si aluminum alloy. *Scripta Materialia*. vol. 68, p. 158-161, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2012.10.006>

POLISHKO, S. Complex Effect of Sulfur and Phosphorus on the Characteristics of Wheel Steel of KP-T Brand Before and After Modification. *Technology Audit and Production Reserves*. vol. 2, n. 1, p. 58, 2021. <https://doi.org/10.15587/2706-5448.2021.229163>

POPESCU, C.; CRISTEA, D.; BITA, B.; CRISTESCU, R.; CRACIUN, D.; CHIOIBASU, G.D.; LUCULESCU, C.; PAUN, I.; DUTA, L.; POPESCU, A.C. An experimental study on nano-carbon films as an anti-wear protection for drilling tools. *Coatings*. vol. 7, n. 12, p. 228, 2017. <https://doi.org/10.3390/coatings7120228>

POPOV, I.V.; GÖRNE, A.L.; TCHOUGRÉEFF, A.L.; DRONSKOWSKI, R. Relative stability of diamond and graphite as seen through bonds and hybridizations. *Phys.Chem.Chem.Phys.* vol. 21, p. 10961-1069, 2019. <https://doi.org/10.1039/C8CP07592A>

PRAMANIK, A.; BASAK, A. K.; PRAKASH, C.; SHANKAR, S.; CHATTOPADHYAYA, S. Sustainability in drilling of aluminum alloy. *Cleaner Materials*. vol. 3, p. 100048, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.clema.2022.100048>

PRAMANIK, A.; BASAK, A.K. Effects of input parameters on the hole quality during the drilling of Al metal matrix composites. *Designs*. vol. 8, n. 6, p. 111, 2024. <https://doi.org/10.3390/designs8060111>

PRIYANKA, P.; KUMAR, P.K.; KALA, K.L.; VEMANABOINA, H. Prediction of cutting forces in drilling of aluminum 6061-T6 alloy. *Materials Today: Proceedings*. In Press, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.04.258>

- QI, Y.; NGUYEN, V.; MELKOTE, S.; VARENBERG, M. Wear of mechanochemically treated high-speed steel cutting tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. vol. 144, n. 9, p. 094505, 2022. <https://doi.org/10.1115/1.4055049>
- RADETIĆ, T.; POPOVIĆ, M.; ALIL, A.; MARKOLI, B.; NAGLIČ, I.; ROMHANJI, E. Effect of homogenization temperature on microstructure and mechanical properties of Al-Mg-Si alloy containing low-melting point elements. *Journal of Alloys and Compounds*. vol. 902, p. 163719, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2022.163719>
- RAHMAN, A.A.; SALLEH, M.S.; OTHMAN, I.S.; SUBRAMONIAN, S.; YAHAYA, S.H.; SISWANTO, N. INVESTIGATION OF WEAR AND CORROSION CHARACTERISTICS OF SHORT HEAT TREATED THIXOFORMED ALUMINIUM ALLOY. *Journal of Advanced Manufacturing Technology*. p. 1-12, 2019.
- RAJAK, D.K.; KUMAR, A.; BEHERA, A.; MENEZES, P.L. Diamond-like carbon (DLC) coatings: Classification, properties, and applications. *Applied Sciences*. vol. 11, n. 10, p. 4445, 2021. <https://doi.org/10.3390/app11104445>
- RAJBONGSHI, S.K., DAS, B., RUDRA, P., CHOPHY, K.S., SYIEMLIH, D. Modeling and surface morphological study in drilling of Al 2024 alloy. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 109, p. 615-627, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.12.025>
- REN, L.; LIU, X.; CAO, H.; TANG, Y.; QI, F.; ZHAO, N.; DAI, Y.; OUYANG, X. Mechanical and corrosion properties of hydrogen-free DLC coatings prepared on degradable as-extruded WE43 alloy using FCVA technology. *Surface and Coatings Technology*. vol. 476, p. 130293, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2023.130293>
- RIVERO, A., ARAMENDI, G., HERRANZ, S., LÓPEZ de LACALLE, L. N. An experimental investigation of the effect of coatings and cutting parameters on the dry drilling performance of aluminium alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 28, p. 1-11, 2006. <https://doi.org/10.1007/s00170-004-2349-3>
- ROMANO, F.L., AMBROSANO, G.M.B., MAGNANI, M.B.B.D.A., NOUER, D.F. Analysis of the coefficient of variation in shear and tensile bond strength tests. *Journal of applied oral science*. vol. 13, n. 3, p. 243-246, 2005. <https://doi.org/10.1590/S1678-77572005000300008>
- ROSENKRANZ, A.; COSTA, H. L.; BAYKARA, M. Z.; MARTINI, A. Synergetic effects of surface texturing and solid lubricants to tailor friction and wear-a review. *Tribology International*. vol. 155, p. 106792, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106792>
- RUIZ-GARCIA, R.; ARES, P.F.M.; VAZQUEZ-MARTINEZ, J.M.; GÓMEZ, J.S. Influence of Abrasive Waterjet Parameters on the Cutting and Drilling of CFRP/UNS A97075 and UNS A97075/CFRP Stacks. *Materials*. vol. 12, p. 1-18, 2019. <https://doi.org/10.3390/ma12010107>
- SAFIEI, W.; RAHMAN, M.M.; YUSOFF, A.R.; ARIFIN, M.N.; TASNIM, W. Effects of SiO₂-Al₂O₃-ZrO₂ Tri-hybrid Nanofluids on Surface Roughness and Cutting Temperature in End Milling Process of Aluminum Alloy 6061-T6 Using Uncoated and Coated Cutting Inserts with Minimal Quantity Lubricant Method. *Arabian Journal for Science and Engineering*. vol. 46, n. 8, p. 7699-7718, 2021. <https://doi.org/10.1007/s13369-021-05533-7>
- SAHOO, P.; KUMAR, S.; SINGH, R.K.; SRINIVAS, G.; BONU, V.; BARSHILIA, H.C. Effect of arc-deposited diamond-like carbon (DLC) coating thickness on friction and size effects in high-speed micromilling of Ti6Al4V. *Tribology International*. vol. 192, p. 109223, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.109223>

- SAHOO, P.; PATRA, K.; PIMENOV, D.Y. Enhancement of micro milling performance by abrasion-resistant coated tools with optimized thin-film thickness: analytical and experimental characterization. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 120, n. 5, p. 2993-3015, 2022. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08910-0>
- SALVADORI, M. C.; MARTINS, D. R.; CATTANI, M. DLC coating roughness as a function of film thickness. *Surface and Coatings Technology*. vol. 200, n. 16-17, p. 5119-5122, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2005.05.030>
- SAMIEE, M.; SEYEDRAOUFI, Z.S.; ABBASI, M.; ESHRAGHI, M.J.; ABOUEI, V. Diamond-like carbon (DLC) coating on graphite: Investigating the achievement of maximum wear properties using the PECVD method. *Ceramics International*. vol. 50, n. 12, p. 21439-21450, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2024.03.255>
- SANTOS JR., M.C. EMPREGO DE FERRAMENTAS ESTATÍSTICAS PARA AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DE LIGAS DE ALUMÍNIO. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Uberlândia, 2012. <https://doi.org/10.14393/ufu.te.2012.45>
- SANTOS JR., M.C.; MACHADO, A.R.; SALES, W.F.; BARROZO, M.A.S.; EZUGWU, E.O. Machining of aluminum alloys: a review. *Int J Adv Manuf Technol*. vol. 86, p. 3067-3080, 2016. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8431-9>
- SAUNDERS, L.J., RUSSELL, R.A., CRABB, D.P. The coefficient of determination: what determines a useful R2 statistic?. *Investigative ophthalmology & visual science*. vol. 53, n. 11, p. 6830-6832, 2012. <https://doi.org/10.1167/iovs.12-10598>
- SEBBE, N.P., FREITAS, F.R., CASAIS, R., SILVA, F.J., FERNANDES, F.D., PEDROSO, A.F., SILVA E., ALEXANDRE, R. Investigations on Milling Operations of AMPCO Using TiAlN/DLC Coatings: Tool Wear and Surface Roughness. *Journal of Tribology*. vol. 148, n. 1, p. 014204, 2026. <https://doi.org/10.1115/1.4069433>
- SEDLAČEK, M.; GREGORČIČ, P.; PODGORNIK, B. Use of the Roughness Parameters Ssk and Sku to Control Friction-A Method for Designing Surface Texturing. *TRIBOLOGY TRANSACTIONS*. vol. 60, n. 2, p. 260-266, 2017. <https://doi.org/10.1080/10402004.2016.1159358>
- SEGUNDO, E.H.; VERRAN, G.O.; BATISTA, G.M. Análise dos efeitos dos tratamentos térmicos de solubilização e envelhecimento artificial sobre a microestrutura da liga de alumínio A356. *revista Matéria*. vol. 20, n. 4, p. 936-945, 2015. <https://doi.org/10.1590/S1517-707620150004.0098>
- SHARIF, A. Study on burr formation, tool wear and surface quality in machining Al6063. *Journal of Materials and Manufacturing*. vol. 1, n. 2, p. 1-9, 2022.
- SHARIF, A.; HUSSAIN, A.; HABIB, N.; ALAM, W.; HANIF, M.I.; NOON, A.A.; KHAN, M.I. Experimental investigation of hole quality and chip analysis during the dry drilling process of Al6061-T6. *Journal of Materials and Manufacturing*. vol. 2, n. 1, p. 21-30, 2023.
- SHARIFAHMADIAN, O.; PAKSERESHT, A.; MOSAS, K.K.A.; GALUSEK, D. Doping effects on the tribological performance of diamond-like carbon coatings: A review. *Journal of Materials Research and Technology*. vol. 27, p. 7748-7765, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.11.132>

SHAW, M.C.; COOKSON, J.O. Metal cutting principles. New York: Oxford university press, 2005.

SIKANDER, A., ULLAH, B., NASEEM, M.S., CHANNAR, H.R., ASLAM, M. Analysis of dry and cryogenic drilling on hole quality in AA2024-T6 using HSS and HSS-Co tools. *Journal of King Saud University-Engineering Sciences*. vol. 37, n. 4, p. 1-14, 2025. <https://doi.org/10.1007/s44444-025-00018-6>

SILVA, A.J.S.T.; GOLDENSTEIN, H.; GUESSER, W.L.; CAMPOS, M.F. Quenching and Partitioning Heat Treatment in Ductile Cast Irons. *Materials Research*. vol. 17, n. 5, p. 1115-1123, 2014. <https://doi.org/10.1590/1516-1439.220713>

SIVAPRAHASAM, D.; CHANDRASEKHAR, S.B.; MURUGAN, K.; PRABHAKAR, K.V.P. Microstructure and mechanical properties of M62 high-speed steel powder consolidated by high-temperature gas extrusion. *MATERIALS RESEARCH INNOVATIONS*. p. 1-6, 2019. <https://doi.org/10.1080/14328917.2019.1580889>

SMYRNOVA, K.; SAHUL, M.; HARŠÁNI, M.; ČAPLOVIČ, L.; BERESNEV, V.; ČAPLOVIČOVÁ, M.; KUSY, M.; POGREBNJAK, A. Effect of bias voltage on the structural properties of WN/NbN nanolayer coatings deposited by cathodic-arc evaporation. In: *Journal of Physics: Conference Series*. IOP Publishing. vol. 2712, p. 012014, 2024. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2712/1/012014>

SOARES, F.; MANFRINATO, M.D.; GAZZOLA, J.; ROSSINO, L.S. Determination of the wear resistance of 1020 steel superficially treated in contact with 3104 aluminum alloy using the microwear test compared to the designed wear test evaluated by the moiré optical technique. *Matéria (Rio de Janeiro)*. vol. 29, n. 2, p. e20240094, 2024. <https://doi.org/10.1590/1517-7076-rmat-2024-0094>

SOBCZAK, U.; ADRIAN, H. STUDIES OF THE EFFECT OF QUENCHING OIL ON MICROSTRUCTURE AND MECHANICAL PROPERTIES OF HEAT TREATED 34CrMo4 STEEL. *Scientific Journal of the TNTU*. vol. 84, n. 4, p. 69-77, 2016.

SOFFRITTI, C.; FORTINI, A.; SOLA, R.; FABBRI, E.; MERLIN, M.; GARAGNANI, G.L. Influence of Vacuum Heat Treatments on Microstructure and Mechanical Properties of M35 High Speed Steel. *Metals*. vol. 10, n. 5, p. 1-14, 2020. <https://doi.org/10.3390/met10050643>

SOUSA, M.N. Influência das Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio na Usinabilidade - Foco no Grau de Recalque, na Dimensão da Zona de Fluxo e na Microdureza dos Cavacos. Tese (Doutorado) - Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2013. <https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14741>

SOUZA, P.S.; SANTOS, A.J.; COTRIM, M.A.; ABRÃO, A.M.; CÂMARA, M.A. Analysis of the surface energy interactions in the tribological behavior of ALCrN and TiAlN coatings. *Tribology International*. vol. 146, p. 106206, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106206>

SREEHARAN, B.N.; KANNAN, T. Investigation on the microstructure and mechanical behaviour of post-weld heat treated AA6351 aluminium weldments. *Mater. Res. Express*. vol. 6, p. 1-10, 2019. <https://doi.org/10.1088/2053-1591/aafc3b>

SREENIVASULU, R.; SRINIVASARAO, C. Optimization of Drilling Parameters During Machining of Al-Mg-Si Alloys By Taguchi Method Coupled with Grey Relational Analysis and Validated By Fea Based Deform-3D. *Strojnícky časopis-Journal of Mechanical Engineering*. vol. 71, n. 2, p. 221-238, 2021. <https://doi.org/10.2478/scjme-2021-0032>

- STOUT, K.J. Surface roughness ~ measurement, interpretation and significance of data. *Materials & Design*. vol. 2, n. 5, p. 260-265, 1981. [https://doi.org/10.1016/0261-3069\(81\)90069-8](https://doi.org/10.1016/0261-3069(81)90069-8)
- SUN, L.; SI, B.; ZHOU, Y.; HUA, M.; LIU, H.; YUAN, X. Design of a gradient elastic modulus transition layer based on film-substrate adhesion. *Surfaces and Interfaces*. vol. 49, p. 104398, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.surfin.2024.104398>
- SUNDE, J.K.; MARIOARA, C.D.; HOLMESTAD, R. The effect of low Cu additions on precipitate crystal structures in overaged Al-Mg-Si (-Cu) alloys. *Materials Characterization*. vol. 160, p. 110087, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2019.110087>
- TALIBOUYA BA, E.C.; MARTINS, P.S.; DUMONT, M.R. Statistical study of surface texture and chip formation during turning of AISI 1020 steel: Emphasis on parameters Rsk, Rku, and Rk family and on the chip thickness ratio. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. vol. 121, n. 11, p. 8257-8283, 2022. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09919-1>
- TAVARES, S.S.; BRACARENSE, A.Q. Soldagem de Topo por Fricção entre a Liga de Alumínio 6351-T6 e o Aço SAE 1020 Assistida por Indução Eletromagnética. *Soldagem & Inspeção*. vol. 22, n. 1, p. 24-34, 2017. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/si2201.04>
- TEWELDE, F.B.; ZHOU, T.; ZHOU, J.; GUO, W.; ZHAO, B.; GE, X.; WANG, W.; WANG, X.; WANG, X. Asymmetric surface texturing for directional friction control under dry sliding condition. *Tribology International*. vol. 181, p. 108321, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.108321>
- TILLMANN, W.; URBANCZYK, J.; THEWES, A.; BRÄUER, G.; DIAS, N.F.L. Effect of the TiSiN interlayer properties on the adhesion and mechanical properties of multilayered TiSiCN thin films. *Surface and Coatings Technology*. vol. 478, p. 130467, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2024.130467>
- TRENT, Edward M.; WRIGHT, Paul K. *Metal cutting*. Butterworth-Heinemann, 2000. <https://doi.org/10.1016/B978-075067069-2/50007-3>
- TSHABALALA, L.; SONO, O.; MAKOANA, W.; MASINDI, J.; MALULEKE, O.; JOHNSTON, C.; MASETE, S. (2020). Axial fatigue behaviour of additively manufactured tool steels. *Materials Today: Proceedings*. vol. 38, p. 789-792, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.04.548>
- TURAN, İ., ÖZLÜ, B., ULAŞ, H. B., DEMİR, H. Prediction and Modelling with Taguchi, ANN and ANFIS of Optimum Machining Parameters in Drilling of Al 6082-T6 Alloy. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. vol. 9, n. 3, p. 92, 2025. <https://doi.org/10.3390/jmmp9030092>
- UDDIN, M.; BASAK, A.; PRAMANIK, A.; SINGH, S.; KROLCZYK, G.M.; PRAKASH, C. Evaluating hole quality in drilling of Al 6061 alloys. *Materials*. vol. 11, n. 12, p. 2443, 2018. <https://doi.org/10.3390/ma11122443>
- URANGA, P.; SHANG, C.J.; SENUMA, T.; YANG J.R.; GUO, A.M.; MOHRBACHER, H. Molybdenum alloying in high-performance flat-rolled steel grades. *Adv. Manuf.* vol. 8, n. 1, p. 15-34, 2020. <https://doi.org/10.1007/s40436-019-00285-y>
- VAHIDI, A.; FERREIRA, F.; OLIVEIRA, J. Comparative study of dry high-temperature tribological performance of hydrogen-free and hydrogenated DLC films deposited by HiPIMS

in DOMS mode. *Tribology International*. vol. 195, p. 109639, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.109639>

VARGHESE, V.; RAMESH, M.R.; CHAKRADHAR, D. Experimental investigation and optimization of machining parameters for sustainable machining. *Materials and Manufacturing Processes*. vol. 33, n. 16, p. 1782-1792, 2018. <https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1476760>

VÁZQUEZ, J. M.; SALGUERO, J.; DEL SOL, I. Texturing design of WC-Co through laser parameter selection to improve lubricant retention ability of cutting tools. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. vol. 107, p. 105880, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2022.105880>

VENKATESAN, K., DEVENDIRAN, S., SACHIN, D., SWARAJ, J. Investigation of machinability characteristics and comparative analysis under different machining conditions for sustainable manufacturing. *Measurement*. vol. 154, p. 107425, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.107425>

VENKATESH, V.C.; XUE, W. A study of the built-up edge in drilling with indexable coated carbide inserts. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 58, n. 4, p. 379-384, 1996. [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(95\)02211-2](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)02211-2)

VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE. VDI 3198: Coating (CVD, PVD) of cold forging tools. Germany; 1992.

VERMA, A.; SINGH, P.K. Influence of Heat Treatment on Mechanical Properties of Aisi1040 Steel. *Journal of Mechanical and Civil Engineering (IOSR-JMCE)*. vol. 10, n. 2, p. 32-38, 2013. <https://doi.org/10.9790/1684-1023238>

VIDAKIS, N.; ANTONIADIS, A.; BILALIS, N. The VDI 3198 indentation test evaluation of a reliable qualitative control for layered compounds. *Journal of materials processing technology*. vol. 143, p. 481-485, 2003. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00300-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00300-5)

VIEIRA, V.F., SHIGAKI, Y., MARTINS, P.S., BA, E.C.T., FIRPE, P.M. Nanoindentation test simulation of a high-speed steel substrate with DLC coating and a Berkovich indenter using a two-dimensional and three-dimensional axisymmetric simplification finite element method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. p. 1-16, 2025. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-16940-7>

VIEIRA, V.F.; SHIGAKI, Y.; MARTINS, P.S.; BA, E.C.T.; DIAS, C.A.R. Nanoindentation test of a DLC coated high-speed steel substrate using a two-dimensional axisymmetric finite element method. *Diamond and Related Materials*. vol. 134, p. 109792, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2023.109792>

WANG, F.J.; ZHAO, M.; FU, R.; YAN, J. B.; QIU, S.; HAO, J.X. Novel chip-breaking structure of step drill for drilling damage reduction on CFRP/Al stack. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 291, p. 117033, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.117033>

WANG, HY.; ZHU, JN.; LI, JH.; LI, C.; ZHA, M.; WANG, C.; YANGA, ZZ.; JIANG, QC. Refinement and modification of primary Mg₂Si in an Al-20Mg₂Si alloy by a combined addition of yttrium and antimony. *CrystEngComm*. vol. 19, p. 6365-6372, 2017. <https://doi.org/10.1039/C7CE01309D>

- WANG, J.; LI, W.; ZHU, H.; ZHU, X.; ZHANG, L. Competitive mechanism of phosphorus capturing between MC-carbide (M= Ti, Mo) and ferrite/martensite interface in dual-phase steel. *Materials Letters*. vol. 283, p. 128820, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2020.128820>
- WANG, L.; LIU, Y.; CHEN, H.; WANG, M. Modification methods of diamond like carbon coating and the performance in machining applications: A review. *Coatings*. vol. 12, n. 2, p. 224, 2022. <https://doi.org/10.3390/coatings12020224>
- WANG, X.; SUI, X.; ZHANG, S.; YAN, M.; LU, Y.; HAO, J. Thick Si-doped DLC coatings with high load bearing capacity on cold working tool steels by PECVD. *Journal of Tribology*. vol. 144, n. 7, p. 071401, 2022b. <https://doi.org/10.1115/1.4053191>
- WANG, X.; ZHANG, X.; WANG, C.; LU, Y.; HAO, J. High temperature tribology behavior of silicon and nitrogen doped hydrogenated diamond-like carbon (DLC) coatings. *Tribology International*. vol. 175, p. 107845, 2022a. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.107845>
- WANG, Y.; DENG, Y.; DAI, Q.; JIANG, K.; CHEN, J.; GUO, X. Microstructures and strengthening mechanisms of high Fe containing Al-Mg-Si-Mn-Fe alloys with Mg, Si and Mn modified. *Materials Science and Engineering: A*. vol. 803, p. 140477, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140477>
- WANG, Y.; ZHANG, X.; WEI, W.; WAN, X.; LIU, J.; WU, K. Effects of Ti and Cu Addition on Inclusion Modification and Corrosion Behavior in Simulated Coarse-Grained Heat-Affected Zone of Low-Alloy Steels. *Materials*. vol. 14, n. 4, p. 791, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14040791>
- WANG, Z.; LI, H.; MIAO, F.; SUN, W.; FANG, B.; SONG, R.; ZHENG, Z. Improving the intergranular corrosion resistance of Al-Mg-Si-Cu alloys without strength loss by a two-step aging treatment. *Materials Science & Engineering A*. vol. 590, p. 267-273, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2013.10.001>
- WANG, Z.; YANG, H.; CUI, H. Precipitation behaviour of phosphorus in high strength IF steel during laminar cooling. *Ironmaking & Steelmaking*. vol. 48, n. 8, p. 973-977, 2021. <https://doi.org/10.1080/03019233.2020.1848305>
- WEISS, Z. Analysis of hydrogen in inorganic materials and coatings: a critical review. *Hydrogen*. vol. 2, n. 2, p. 225-245, 2021. <https://doi.org/10.3390/hydrogen2020012>
- XING, Y.; DENG, J.; ZHAO, J.; ZHANG, G.; ZHANG, K. Cutting performance and wear mechanism of nanoscale and microscale textured Al₂O₃/TiC ceramic tools in dry cutting of hardened steel. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. vol. 43, p. 46-58, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2013.10.019>
- XU, G.; HUANG, P.; FENG, Z.; WEI, Z.; ZU, G. Effect of Deep Cryogenic Time on Martensite Multi-Level Microstructures and Mechanical Properties in AISI M35 High-Speed Steel. *Materials*. vol. 15, n. 19, p. 6618, 2022. <https://doi.org/10.3390/ma15196618>
- XU, Q.; XIAO, S.; WANG, Y.Q.; PENG, C.; GAO, H. Wear-induced variation of surface roughness in grinding 2.5 D Cf/SiC composites. *International Journal of Mechanical Sciences*. vol. 264, p. 108811, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2023.108811>
- XUE, H.; LI, J.; XIA, Y.; WAN, Y.; CHEN, L.; LV, C. Mechanism of phosphorus enrichment in dephosphorization slag produced using the technology of integrating dephosphorization and decarburization. *Metals*. vol. 11, n. 2, p. 216, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11020216>

YAŞAR, N. Thrust force modelling and surface roughness optimization in drilling of AA-7075: FEM and GRA. *Journal of Mechanical Science and Technology*. vol. 33, n. 10, p. 4771-4781, 2019. <https://doi.org/10.1007/s12206-019-0918-5>

YU, HC.; WANG, HY.; CHEN, L.; LIU, F.; WANG, C.; JIANG, QC. Heterogeneous nucleation of Mg₂Si on CaSb₂ nucleus in Al-Mg-Si alloys. *CrystEngComm*, vol. 17, p. 7048-7055, 2015. <https://doi.org/10.1039/C5CE01271F>

YUAN, J; GENG, H; ALFANO, M. Multi-response optimization of M2 steel coatings deposited by co-axial laser cladding on A2 steel tool surfaces. *Journal of Materials Research and Technology*. vol. 29, p. 1102-1117, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.01.087>

YUE, H.; SCHNEIDER, J.; DENG, J. Laser Surface Texturing for Ground Surface: Frictional Effect of Plateau Roughness and Surface Textures under Oil Lubrication. *Lubricants*. vol. 12, n. 1, p. 22, 2024. <https://doi.org/10.3390/lubricants12010022>

ZHANG, B.; SUI, T.; LIN, B.; ZHENG, W.; LI, S.; FANG, S.; HUANG, Y.; FENG, Y. Drilling process of Cf/SiC ceramic matrix composites: Cutting force modeling, machining quality and PCD tool wear analysis. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 304, p. 117566, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2022.117566>

ZHANG, L.; ZHONG, H.; Li, S.; ZHAO, H.; CHEN, J.; QI, L. Microstructure, mechanical properties and fatigue crack growth behavior of friction stir welded joint of 6061-T6 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*. vol. 135, p. 105556, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105556>

ZHANG, P.; LIU, Z.; LIU, J.; YU, J.; MAI, Q.; YUE, X. Effect of aging plus cryogenic treatment on the machinability of 7075 aluminum alloy. *Vacuum*. vol. 208, p. 111692, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2022.111692>

ZHANG, S.; HUANG, T.; SUN, S.; WU, S.; YANG, X.; GUO, F.; ZHANG, B.; DAI, L. Effects of bias voltages on the tribological behaviors of DLC coatings. *Coatings*. vol. 14, n. 2, p. 176, 2024. <https://doi.org/10.3390/coatings14020176>

ZHANG, X.; LV, Y.; HASHIMOTO, T.; NILSSON, JO.; ZHOU, X. Intergranular corrosion of AA6082 Al-Mg-Si alloy extrusion: The influence of trace Cu and grain boundary misorientation. *Journal of Alloys and Compounds*. vol. 853, p. 157228, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2020.157228>

ZHANG, Y.; CHEN, D.; DENG, H.; QI, J.; ZHANG, K.; LV, Z.; ZHANG, T.; GAO, P.; ZHOU, Y. DLC (H) coated 13Cr SMSS by high-pulsed power CVD technique. *Surface Engineering*. vol. 37, n. 8, p. 1012-1019, 2021. <https://doi.org/10.1080/02670844.2020.1840737>

ZHANG, Y.; ZHIGANG, D.O.N.G.; YAN, B.A.O.; RENKE, K.A.N.G.; HUANG, X.; Dongming, G. U. O. Comparison of surface integrity for dry and wet drilling of 49Fe-49Co-2V alloy. *Chinese Journal of Aeronautics*. vol. 35, n. 6, p. 325-338, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2021.08.027>

ZHENG, H.; WU, K.M.; ISAYEV, O.; HRESS, O.; YERSHOV, S.; TSEPELEV, V. Effect of heat treatment parameters on the microstructure of quenching-partitioning- tempering steel. *Heat Treatment and Surface Engineering*. vol. 1, n. 1-2, p. 83-86, 2019. <https://doi.org/10.1080/25787616.2018.1560168>

ZHU, M., LIU, L., LI, Z., WU, Z., XING, Y. Dry cutting performance and sustainability evaluation of micro-textured and DLC/MoS₂ coated ceramic self-lubricating tools. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 157, p. 15-26, 2026. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2025.11.070>

ZHU, Z.; GUO, K.; SUN, J.; LI, J.; LIU, Y.; ZHENG, Y.; CHEN, L. Evaluation of novel tool geometries in dry drilling aluminium 2024-T351/titanium Ti6Al4V stack. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 259, p. 270-281, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.04.044>

ZHU, Z.; HE, B.; CHEN, J. Evaluation of tool temperature distribution in MQL drilling of aluminum 2024-T351. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 56, p. 757-765, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.05.029>

ZUPANIČ, F.; STEINACHER, M.; ŽIST, S.; BONČINA, T. Microstructure and Properties of a Novel Al-Mg-Si Alloy AA 6086. *Metals*. vol. 11, n. 2, p. 368, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11020368>

APÊNDICE A. Detalhes do planejamento experimental

Tabela A-1 Plano experimental proposto para realização do estudo no processo de furação

Nº do ensaio	Filme (Bloco)	Quebra-cavaco	Avanço	Velocidade de corte
1	1 (Sem filme)	1	-1	-1
2		1	-1	0
3		1	-1	1
4		1	0	-1
5		1	0	0
6		1	0	1
7		1	1	-1
8		1	1	0
9		1	1	1
10		2	-1	-1
11		2	-1	0
12		2	-1	1
13		2	0	-1
14		2	0	0
15		2	0	1
16		2	1	-1
17		2	1	0
18		2	1	1
19	2 (Com BALINIT® DLC)	1	-1	-1
20		1	-1	0
21		1	-1	1
22		1	0	-1
23		1	0	0
24		1	0	1
25		1	1	-1
26		1	1	0
27		1	1	1
28		2	-1	-1
29		2	-1	0
30		2	-1	1
31		2	0	-1
32		2	0	0
33		2	0	1
34		2	1	-1
35		2	1	0
36		2	1	1
37	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	1	-1	-1
38		1	-1	0
39		1	-1	1

40	1	0	-1
41	1	0	0
42	1	0	1
43	1	1	-1
44	1	1	0
45	1	1	1
46	2	-1	-1
47	2	-1	0
48	2	-1	1
49	2	0	-1
50	2	0	0
51	2	0	1
52	2	1	-1
53	2	1	0
54	2	1	1

Tabela A-2 Plano experimental executado na primeira etapa dos ensaios de furação

Nº do ensaio	Filme (Bloco)	Quebra-cavaco	Avanço (mm/rot)	Velocidade de corte (m/min)	Identificação da ferramenta de corte
37	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,20	192	N37-39,B3,1,-1
22	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,25	192	N22-24,B2,1,0
47	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,20	240	N46-48,B3,2,-1
29	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,20	240	N28-30,B2,2,-1
2	1 (Sem filme)	Sem	0,20	240	N1-3,B1,1,-1
17	1 (Sem filme)	Com	0,31	240	N16-18,B1,2,1
12	1 (Sem filme)	Com	0,20	300	N10-12,B1,2,-1
35	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,31	240	N34-36,B2,2,1
51	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,25	300	N49-51,B3,2,0
43	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,31	192	N43-45,B3,1,1
33	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,25	300	N31-33,B2,2,0
27	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,31	300	N25-27,B2,1,1
4	1 (Sem filme)	Sem	0,25	192	N4-6,B1,1,0
14	1 (Sem filme)	Com	0,25	240	N13-15,B1,2,0
53	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,31	240	N52-54,B3,2,1
41	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,25	240	N40-42,B3,1,0
9	1 (Sem filme)	Sem	0,31	300	N7-9,B1,1,1
19	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,20	192	N19-21,B2,1,-1

Tabela A-3 Plano experimental executado na segunda etapa dos ensaios de furação

Nº do ensaio	Filme (Bloco)	Quebra-cavaco	Avanço (mm/rot)	Velocidade de corte (m/min)	Identificação da ferramenta de corte
34	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,31	192	N34-36,B2,2,1
38	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,20	240	N37-39,B3,1,-1
10	1 (Sem filme)	Com	0,20	192	N10-12,B1,2,-1
6	1 (Sem filme)	Sem	0,25	300	N4-6,B1,1,0
3	1 (Sem filme)	Sem	0,20	300	N1-3,B1,1,-1
13	1 (Sem filme)	Com	0,25	192	N13-15,B1,2,0
25	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,31	192	N25-27,B2,1,1
54	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,31	300	N52-54,B3,2,1
7	1 (Sem filme)	Sem	0,31	192	N7-9,B1,1,1
31	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,25	192	N31-33,B2,2,0
50	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,25	240	N49-51,B3,2,0
42	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,25	300	N40-42,B3,1,0
48	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,20	300	N46-48,B3,2,-1
18	1 (Sem filme)	Com	0,31	300	N16-18,B1,2,1
23	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,25	240	N22-24,B2,1,0
21	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,20	300	N19-21,B2,1,-1
45	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,31	300	N43-45,B3,1,1
30	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,20	300	N28-30,B2,2,-1

Tabela A-4 Plano experimental executado na terceira etapa dos ensaios de furação

Nº do ensaio	Filme (Bloco)	Quebra-cavaco	Avanço (mm/rot)	Velocidade de corte (m/min)	Identificação da ferramenta de corte
5	1 (Sem filme)	Sem	0,25	240	N4-6,B1,1,0
49	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,25	192	N49-51,B3,2,0
8	1 (Sem filme)	Sem	0,31	240	N7-9,B1,1,1
46	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,20	192	N46-48,B3,2,-1
39	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,20	300	N37-39,B3,1,-1
16	1 (Sem filme)	Com	0,31	192	N16-18,B1,2,1
44	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,31	240	N43-45,B3,1,1
52	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Com	0,31	192	N52-54,B3,2,1
40	3 (Com BALINIT® DLC STAR)	Sem	0,25	192	N40-42,B3,1,0
32	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,25	240	N31-33,B2,2,0
1	1 (Sem filme)	Sem	0,20	192	N1-3,B1,1,-1
24	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,25	300	N22-24,B2,1,0
11	1 (Sem filme)	Com	0,20	240	N10-12,B1,2,-1
28	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,20	192	N28-30,B2,2,-1
15	1 (Sem filme)	Com	0,25	300	N13-15,B1,2,0
36	2 (Com BALINIT® DLC)	Com	0,31	300	N34-36,B2,2,1
20	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,20	240	N19-21,B2,1,-1
26	2 (Com BALINIT® DLC)	Sem	0,31	240	N25-27,B2,1,1

APÊNDICE B. Resultados estatísticos da etapa de caracterização dos materiais

Tabela B-1 Resultados do teste de normalidade de Shapiro-Wilk

Amostra	Parâmetro de rugosidade	Índice $W_{\text{calculado}}$ do teste Shapiro-Wilk	p-valor calculado do teste de hipótese
AISI M35	R_q	0,7757	0,0003
ASI M35 + BALINIT®		0,8608	0,0066
DLC			
AISI M35 + BALINIT®		0,8732	0,0109
DLC STAR			
AISI M35	R_z	0,9400	0,2184
ASI M35 + BALINIT®		0,8395	0,0028
DLC			
AISI M35 + BALINIT®		0,9063	0,0465
DLC STAR			
AISI M35	R_{sk}	0,9590	0,4964
ASI M35 + BALINIT®		0,9218	0,0945
DLC			
AISI M35 + BALINIT®		0,8797	0,0144
DLC STAR			
AISI M35	R_{ku}	0,9000	0,0350
ASI M35 + BALINIT®		0,8919	0,0244
DLC			
AISI M35 + BALINIT®		0,7869	0,0004
DLC STAR			

Tabela B-2 Resultados preliminares do teste não-paramétrico Kruskal-Wallis ANOVA na comparação dos resultados representativos dos parâmetros de rugosidade

Amostra (Grupo)	Parâmetro de rugosidade	Somatório de <i>Ranks</i>	Média aritmética de <i>Rank</i>	Índice $H_{calculado}$ do teste Kruskal-Wallis ANOVA (GL = 2; $N = 63$)	p-valor calculado do teste de hipótese
AISI M35	R_q	293,500	13,976	34,639	0,000
ASI M35 + BALINIT® DLC		758,000	36,095		
AISI M35 + BALINIT® DLC		964,500	45,928		
STAR					
AISI M35	R_z	231,000	11,000	42,008	0,000
ASI M35 + BALINIT® DLC		846,000	40,286		
AISI M35 + BALINIT® DLC		939,000	44,714		
STAR					
AISI M35	R_{sk}	464,500	22,119	10,635	0,005
ASI M35 + BALINIT® DLC		703,500	33,500		
AISI M35 + BALINIT® DLC		848,000	40,381		
STAR					
AISI M35	R_{ku}	240,000	11,428	40,108	0,000
ASI M35 + BALINIT® DLC		927,000	44,143		
AISI M35 + BALINIT® DLC		849,000	40,429		
STAR					

Tabela B-3 Resultados do índice p-valor_{calculado} obtidos no teste *Conover-Inman Multi comparison 2-tailed Post-hoc*

Parâmetro de rugosidade	Amostra (Grupo)	AISI M35	ASI M35 + BALINIT® DLC	AISI M35 + BALINIT® DLC STAR
R_q	AISI M35	-	0,000277	0,000000
	ASI M35 + BALINIT® DLC	0,000277	-	0,246472
	AISI M35 + BALINIT® DLC STAR	0,000000	0,246472	-
R_z	AISI M35	-	0,000001	0,000000
	ASI M35 + BALINIT® DLC	0,000001	-	1,000000
	AISI M35 + BALINIT® DLC STAR	0,000000	1,000000	-
R_{sk}	AISI M35	-	0,132696	0,003736
	ASI M35 + BALINIT® DLC	0,132696	-	0,671507
	AISI M35 + BALINIT® DLC STAR	0,003736	0,671507	-
R_{ku}	AISI M35	-	0,000000	0,000001
	ASI M35 + BALINIT® DLC	0,000000	-	1,000000
	AISI M35 + BALINIT® DLC STAR	0,000001	1,000000	-