

VICTOR TALLIS BAZON

**COMPORTAMENTO DE REVESTIMENTOS DE
FERRAMENTAS DE CORTE NO FRESAMENTO DO
INCONEL 718**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2026**

VICTOR TALLIS BAZON

**COMPORTAMENTO DE REVESTIMENTOS DE
FERRAMENTAS DE CORTE NO FRESAMENTO DO
INCONEL 718**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Coorientador: Prof. Dr. Gustavo H. N. Fernandes

**Uberlândia – MG
2026**

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

B364
2026 Bazon, Victor Tallis, 1992-
Comportamento de Revestimentos de Ferramentas de Corte no
Fresamento do Inconel 718 [recurso eletrônico] / Victor Tallis
Bazon. - 2026.

Orientador: Álisson Rocha Machado.

Coorientador: Gustavo Henrique Nazareno Fernandes.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Pós-graduação em Engenharia Mecânica.

Modo de acesso: Internet.

DOI <http://doi.org/10.14393/ufu.di.2026.580>

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica. I. Machado, Álisson Rocha, 1956-,
(Orient.). II. Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno, 1986-,
(Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação
em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:

Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091

Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



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:	Dissertação de Mestrado Acadêmico				
Data:	21 de julho de 2026	Hora de início:	14:00	Hora de encerramento:	17:00
Matrícula do Discente:	12422EMC011				
Nome do Discente:	Victor Tallis Bazon				
Título do Trabalho:	COMPORTAMENTO DE REVESTIMENTOS DE FERRAMENTAS DE CORTE NO FRESAMENTO DO INCONEL 718				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Desempenho de revestimentos PVD em fresas de metal duro inteiriças na usinagem do Inconel 718				

Reuniu-se por videoconferência, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Marcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU; Ricardo Diego Torres - PUCPR e Álisson Rocha Machado - FEMEC-UFU/PUCPR, orientador do candidato.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Álisson Rocha Machado, 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 Mestre.

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

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



Documento assinado eletronicamente por **Ricardo Diego Torres, Usuário Externo**, em 21/07/2026, às 17:16, 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 21/07/2026, às 17:21, 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 21/07/2026, às 17:22, 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 **7365549** e o código CRC **2274461B**.

AGRADECIMENTOS

À minha esposa Aurea Zago, pelo apoio, paciência e incentivo constantes ao longo desta jornada acadêmica.

À minha mãe Cristiane Tallis e ao meu pai Leandro Bazon, pelo suporte incondicional, confiança e valores transmitidos, fundamentais para a concretização deste trabalho.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Alisson Rocha Machado, e ao meu coorientador, Prof. Dr. Gustavo Fernandes, pela orientação, dedicação, disponibilidade e valiosas contribuições durante o desenvolvimento desta pesquisa.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU), ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPGEM) e ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), pelas condições institucionais e estruturais que possibilitaram a execução deste estudo.

Ao Prof. Dr. Éder e ao técnico Cláudio, pelo suporte técnico e científico prestado nos experimentos.

Aos alunos de pós-graduação do LEPU, pelo apoio, conselhos e auxílio durante a realização dos experimentos, contribuindo significativamente para o desenvolvimento deste trabalho.

Aos laboratórios LAPROSOLDA e LTAD, pelo suporte técnico e infraestrutura disponibilizada.

À empresa Oerlikon Balzers pelo desenvolvimento dos revestimentos das ferramentas utilizadas nesta pesquisa.

Às agências de fomento CAPES, CNPq e FAPEMIG, pelo apoio financeiro essencial.

Aos colegas de laboratório e demais pesquisadores, pelas discussões construtivas e colaboração durante o percurso acadêmico.

A todos os professores, técnicos e funcionários da FEMEC, pelas contribuições diretas e indiretas.

Por fim, a todos que, de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho, expresso meus sinceros agradecimentos.

“It's a long way to the top if you wanna rock 'n' roll.”

AC/DC (1975)

BAZON, V. T. Comportamento de Revestimentos de Ferramentas de Corte no Fresamento do Inconel 718. 2026, 165f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG.

RESUMO

Este trabalho teve como objetivo investigar a influência de diferentes revestimentos aplicados a ferramentas de metal duro inteiriças no fresamento de topo da liga Inconel 718, uma superliga à base de níquel caracterizada por elevada resistência mecânica e baixa usinabilidade. Foram avaliados três revestimentos comerciais (ALCRONA EVO[®] (AlCrN), TISAFLEX[®] (AlTiN/TiSiXN) e LATUMA[®] (AlTiN)), além de uma condição sem revestimento, sob diferentes combinações de velocidade de corte (50 e 80 m/min) e avanço por dente (0,035 e 0,070 mm/dente). Os ensaios experimentais contemplaram a análise da vida da ferramenta, rugosidade superficial, temperatura de corte, forças de usinagem e morfologia dos cavacos. A vida da ferramenta foi determinada pelo critério de desgaste de flanco máximo de 0,3 mm, sendo expressa em volume de material removido. A rugosidade foi avaliada pelo parâmetro Ra, a temperatura por termografia infravermelha em ensaios a seco e as forças por dinamômetro piezoelétrico rotativo, enquanto os cavacos foram analisados qualitativamente por microscopia óptica. Os resultados indicaram que o desempenho foi significativamente influenciado pelo revestimento, com destaque para o TISAFLEX[®], que apresentou maior vida útil, enquanto a ferramenta sem revestimento apresentou o pior desempenho. O avanço por dente mostrou-se o parâmetro mais relevante, promovendo redução da vida da ferramenta e aumento da rugosidade (Ra) e das forças de usinagem. As temperaturas apresentaram valores relativamente baixos, atribuídos ao curto comprimento de corte, porém com tendência de elevação ao longo do passe. Os cavacos apresentaram geometria semelhante entre as condições avaliadas, sendo mais influenciados pelos parâmetros de corte do que pelo revestimento. De modo geral, a combinação adequada entre revestimento e parâmetros de corte mostrou-se fundamental para melhorar o fresamento do Inconel 718, contribuindo para o aumento da vida da ferramenta e aumento da qualidade superficial.

Palavras-chave: *Inconel 718; Fresamento de Topo; Revestimento de Ferramentas; Desgaste de Ferramentas; Ferramentas de Metal-duro*

BAZON, V. T. Behavior of Coatings on Cutting Tools in the Milling of Inconel 718. 2026, 165p. Master's Dissertation, Federal University of Uberlândia, Uberlândia - MG.

ABSTRACT

This study aimed to investigate the influence of different coatings applied to solid carbide end mills in the end milling of Inconel 718, a nickel-based superalloy characterized by high mechanical strength and low machinability. Three commercial coatings (ALCRONA EVO[®] (AlCrN), TISAFLEX[®] (AlTiN/TiSiXN), and LATUMA[®] (AlTiN)) were evaluated, in addition to an uncoated condition, under different combinations of cutting speed (50 and 80 m/min) and feed per tooth (0.035 and 0.070 mm/tooth). The experimental tests included the analysis of tool life, surface roughness, cutting temperature, cutting forces, and chip morphology. Tool life was determined based on a maximum flank wear criterion of 0.3 mm and expressed in terms of volume of material removed. Surface roughness was evaluated using the Ra parameter, temperature was measured by infrared thermography under dry conditions, and cutting forces were monitored using a piezoelectric rotating dynamometer. Chip morphology was qualitatively analyzed using optical microscopy. The results showed that tool performance was significantly influenced by the coating, with TISAFLEX[®] exhibiting the best performance and longest tool life, while the uncoated tool showed the poorest results. Feed per tooth was identified as the most influential parameter, leading to reduced tool life and increased surface roughness (Ra) and cutting forces. Temperature measurements presented relatively low values, attributed to the short cutting length, although an increasing trend was observed along the cutting pass. The chips exhibited similar geometry across the evaluated conditions, being more influenced by the cutting parameters than by the coating. Overall, the results demonstrate that the proper combination of coating and cutting parameters is essential to improve the milling of Inconel 718, contributing to enhance the tool life and surface quality.

Keywords: *Inconel 718; End Milling; Tool Coating; Tool Wear; Cemented Carbide tools*

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. Ferramentas da época da pedra lascada (FRACARO, 2017).	7
Figura 2.2. Dureza x Tenacidade dos materiais de ferramentas de corte (Adaptado de SANDVIK COROMANT, 1994).....	13
Figura 2.3. Classificação dos metais duros conforme a ISO 513 (2012) (Adaptado de MACHADO et al., 2015).....	16
Figura 2.4. Representação do sistema tribológico de um revestimento, destacando os principais fatores a serem avaliados para garantir o uso pleno de seu potencial (HOGMARK, 2012). 18	
Figura 2.5. Microdureza de diferentes filmes e do metal duro (OERLIKON BALZERS, 2025b; TELES, 2007).	20
Figura 2.6. Processo CVD (MITSUBISHI, 2006).....	22
Figura 2.7. Inserto de metal duro com revestimentos aplicados por CVD (MITSUBISHI MATERIALS, 2023).....	22
Figura 2.8. Técnicas de aplicação PVD. a) Evaporação a vácuo; b) sputtering; c) bombardeamento iônico (DENG et al., 2020a; FREUND; SURESH, 2004; SMITH; HOFFMAN, 1996).....	23
Figura 2.9. Inserto de metal duro com revestimento PVD (SANDVIK COROMANT, 2017). 24	
Figura 2.10. Princípio da evaporação por arco catódico (DENG et al., 2020).	27
Figura 2.11. Diagrama esquemático da formação do revestimento por arco catódico (CAE-PVD): (a) condensação dos átomos; (b) nucleação; (c) crescimento dos núcleos; (d) formação da interface; e (e) crescimento contínuo do filme (MUHAMMED et al., 2024).....	28
Figura 2.12. Esquema ilustrativo do processo de sputtering mostrando a ejeção de átomos do alvo por bombardeamento iônico e a formação do filme fino no substrato (AISSANI et al., 2022).	29
Figura 2.13. Representação esquemática do confinamento de plasma observado em magnetrons convencionais e não balanceados (Adaptado de KELLY; ARNELL, 2000).....	30
Figura 2.14. Câmara de HiPIMS (Adaptado de SRC METALS CO., 2015).	31

Figura 2.15. Esquematisação de fresamento concordante e fresamento discordante (KLOCKE; KUCHLE, 2011).	38
Figura 2.16. Modelos de fresas de topo (BUCKELL, 2019).	39
Figura 2.17. Comparação dos perfis de diferentes fresas (Adaptado de OSG, 2023).	40
Figura 2.18. Geometria da fresa de topo reto (Adaptado de MITSUBISHI MATERIALS CORPORATION, 2014).	41
Figura 2.19. Perfis de fresas (OSG, 2023).	42
Figura 2.20. Modelos de esferas da matriz γ e das fases γ' e γ'' (BUFFAT et al., 2024).	49
Figura 2.21. Micrografia feita em MEV mostrando as estruturas do Inconel 718 (SOUZA, 2018).	49
Figura 2.22. Velocidade de corte no fresamento de diferentes tipos de materiais (FALLBÖHMER et al., 2000).	51
Figura 2.23. Classificação de usinabilidade de materiais utilizados em engenharia (MAHESH et al., 2021).	52
Figura 2.24. Principais fatores que afetam as forças de usinagem (Adaptado de BAJIĆ et al., 2012).	56
Figura 2.25. Zonas de cisalhamento e distribuição do calor no processo de usinagem (LEONIDAS et al., 2022).	58
Figura 2.26. Classificação dos métodos de lubri-refrigeração (Adaptado de FERNANDES; BARBOSA, 2022).	61
Figura 2.27. Elementos que afetam a rugosidade de superfícies usinadas (VENTURI, 2024).	63
Figura 2.28. Morfologias de cavaco: (a) cavaco contínuo obtido em latão, (b) cavaco segmentado característico do aço inoxidável austenítico, (c) cavaco descontínuo formado em aço (CHILDS, 2000).	65
Figura 2.29. Tipos de cavacos gerados na usinagem do Inconel 718 (LIU et al., 2021).	66
Figura 3.1. Fluxograma com as etapas do trabalho.	69
Figura 3.2. Fluxograma dos pré-testes.	70
Figura 3.3. Fluxograma dos ensaios experimentais realizados.	71
Figura 3.4. Microscopia óptica do material Inconel VAT718A (FAVERO FILHO, 2018).	72
Figura 3.5. Microscopia eletrônica de varredura (MEV) do INCONEL® VAT718A: (a) imagem por elétrons secundários; (b) imagem por elétrons retroespalhados, com mapeamento	

elementar indicando nióbio (verde), cromo (azul) e níquel (vermelho) (FILHO et al., 2019).	73
Figura 3.6. Valores de dureza ensaiados no material (FAVERO FILHO, 2018).	74
Figura 3.7. Dimensões das ferramentas utilizadas (Adaptado de CERATIZIT GROUP, 2023)75	
Figura 3.8. Imagens em MEV das seções transversais das ferramentas revestidas utilizadas neste trabalho, evidenciando as camadas de revestimento e o substrato de metal duro.....	78
Figura 3.9. Regiões selecionadas para análise química por EDS nas ferramentas: (A) sem revestimento, (B) ALCRONA EVO®, (C) TISAFLEX® e (D) LATUMA®.	79
Figura 3.10. Ferramenta acoplada ao porta-ferramentas.	81
Figura 3.11. Centro de usinagem ROMI Discovery 760 utilizado nos ensaios.....	82
Figura 3.12. Fluxograma representativo da metodologia adotada para a aquisição dos dados experimentais de desgaste da ferramenta e rugosidade da superfície usinada.....	84
Figura 3.13. Aparato utilizado para medição de desgaste na ferramenta de corte.....	86
Figura 3.14. Detalhe da montagem do sistema utilizado para a medição de rugosidade e da superfície na qual as medições foram realizadas.	88
Figura 3.15. Detalhe da montagem do sistema de medição de temperatura por câmera termográfica infravermelha.	89
Figura 3.16. Sistema de aquisição de dados para medição de forças (DINIZ, 2018).	91
Figura 4.1. Vida das ferramentas expressa em função do volume de material removido separadas por condição de corte (mm^3).	94
Figura 4.2. Imagem de MEV da ferramenta sem revestimento R0-C1 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,035$) após o ensaio de usinagem.	96
Figura 4.3. Imagem de MEV da ferramenta revestida R3-C2 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,070$) após o ensaio de usinagem.	96
Figura 4.4. Região de material aderido observada na ferramenta R0-C1 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,035$) e composição química determinada por EDS na área A.	97
Figura 4.5. Imagem de MEV da ferramenta revestida R1-C2 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,070$) após o ensaio de usinagem.	98
Figura 4.6. Imagem de MEV da ferramenta revestida R1-C3 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,035$) após o ensaio de usinagem.	99

Figura 4.7. Análise por EDS da região B da ferramenta R2-C3 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,035$), correspondente a uma área com destacamento do revestimento na ferramenta.	99
Figura 4.8. Imagem de MEV da ferramenta revestida R2-C1 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,035$) após o ensaio de usinagem.	101
Figura 4.9. Imagem de MEV da ferramenta revestida R3-C4 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,070$) após o ensaio de usinagem.	101
Figura 4.10. Imagens de MEV da ferramenta R3-C4 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,070$) antes (esquerda) e após (direita) a remoção do material aderido.	102
Figura 4.11. Imagem de MEV da ferramenta R0 na condição de corte C1 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,035$) após a remoção do material aderido, evidenciando cavidades distribuídas ao longo da aresta de corte.	102
Figura 4.12. Imagens de MEV da ferramenta R2-C3 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,035$) após a remoção do material aderido, destacando a região ampliada onde foram observadas marcas de trincas.	103
Figura 4.13. Produtividade da ferramenta por hora para as diferentes condições de corte e revestimentos avaliados.	106
Figura 4.14. Curvas de vida das ferramentas na condição C1 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,035$).	107
Figura 4.15. Curvas de vida das ferramentas na condição C2 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,070$).	108
Figura 4.16. Curvas de vida das ferramentas na condição C3 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,035$).	108
Figura 4.17. Curvas de vida das ferramentas na condição C4 ($vc\ 80\ \ fz\ 0,070$).	109
Figura 4.18. Valores médios da rugosidade média aritmética (R_a) em função das condições de corte e do revestimento da ferramenta, considerando medições nas regiões de entrada e saída da ferramenta.	112
Figura 4.19. Evolução da rugosidade média aritmética (R_a) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C1 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,035$), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.	116
Figura 4.20. Evolução da rugosidade média aritmética (R_a) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C2 ($vc\ 50\ \ fz\ 0,070$), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.	116

Figura 4.21. Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C3 (vc 80 fz 0,035), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.	117
Figura 4.22. Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C4 (vc 80 fz 0,070), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.	117
Figura 4.23. Temperatura média para as condições de corte (C1 a C4) e ferramentas avaliadas (R0 a R3). As barras de erro representam o desvio padrão.....	121
Figura 4.24. Evolução da temperatura ao longo do passe de fresamento do Inconel 718 para as ferramentas R0 (sem revestimento), R1 (ALCRONA EVO®), R2 (TISAFLEX®) e R3 (LATUMA®). Cada patamar corresponde a uma condição de corte (C1 a C4).....	125
Figura 4.25. Variação temporal das componentes de força (F_x , F_y e F_z) e do torque (T_q) durante o fresamento com a ferramenta R3 (revestimento BALINIT® LATUMA) na condição C2 (vc = 50 m/min e fz = 0,070 mm/dente).....	127
Figura 4.26. Valores médios da componente de força F_x em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	129
Figura 4.27. Valores médios da componente de força F_y em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	129
Figura 4.28. Valores médios da componente de força F_z em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	130
Figura 4.29. Valores médios do torque (T_q) em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	130
Figura 4.30. Valores médios máximos da componente de força F_x em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	131
Figura 4.31. Valores médios máximos da componente de força F_y em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	131
Figura 4.32. Valores médios máximos da componente de força F_z em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	132
Figura 4.33. Valores médios máximos do torque (T_q) em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.	132
Figura 4.34. Cavacos gerados das 16 combinações.....	140

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Principais propriedades mecânicas de ferramentas de metal duro com diferentes composições. (CHIAVERINI, 2001)	14
Tabela 2.2. Comparação de ferramentas revestidas pelos processos CVD e PVD (Adaptado de MACHADO; SILVA, 2004).	25
Tabela 2.3. Vantagens e limitações das técnicas PVD e CVD para revestimentos de ferramentas (Adaptado de ZHAO et al., 2021).	26
Tabela 2.4. Principais características e propriedades dos revestimentos produzidos por PVD e CVD (Adaptado de KLOCKE; KUCHLE, 2011).	36
Tabela 2.5. Dados dos revestimentos ALCRONA EVO®, TISAFLEX® e LATUMA® (OERLIKON BALZERS, 2025).	37
Tabela 2.6. Diversos usos do níquel (ASM INTERNATIONAL, 1990; MARQUES, 2015)... 44	
Tabela 2.7. Quadro comparativo das ligas de níquel (ASM INTERNATIONAL, 1989, 1990).	45
Tabela 2.8. Aplicações das superligas à base de níquel em diversas indústrias (Adaptado de MAHESH et al., 2021).	47
Tabela 2.9. Composição química da liga 718 segundo a especificação API (UNSN07718) (API STANDART 6A718, 2010).	50
Tabela 2.10. Propriedades mecânicas e físicas do Inconel 718 (PUSAVEC et al., 2011; SPECIAL METALS, 2007)	50
Tabela 3.1. Composição química da liga de Inconel VAT718A (% em massa) (BARBOSA, 2025).	72
Tabela 3.2. Propriedades mecânicas da liga Inconel® VAT718A (BARBOSA, 2025).	72
Tabela 3.3. Composições e propriedades da classe da ferramenta utilizada (CERATIZIT GROUP, 2019).	75
Tabela 3.4. Características das fresas usadas no teste.	76
Tabela 3.5. Espessura média da camada de revestimento das ferramentas avaliadas.	78

Tabela 3.6. Composição química superficial dos revestimentos e do substrato, determinada por EDS (% em massa).....	80
Tabela 3.7. Condições de corte utilizadas nos ensaios.	85
Tabela 3.8. Planejamento utilizado para ensaios de temperatura e forças.....	90
Tabela 4.1. Análise de variância (ANOVA) dos parâmetros avaliados em relação ao volume de material usinado, considerando uma confiabilidade de 95%.	94
Tabela 4.2. Resultados do teste de Tukey para o volume de material removido em função do revestimento, considerando um nível de confiança de 95%.	104
Tabela 4.3. Resultados do teste de Tukey para o volume de material removido em função da velocidade de corte, considerando um nível de confiança de 95%.....	105
Tabela 4.4. Resultados do teste de Tukey para o volume de material removido em função do avanço por dente, considerando um nível de confiança de 95%.....	105
Tabela 4.5. Comprimento de corte (L_c) correspondente ao critério de desgaste $VB = 0,3$ mm.	109
Tabela 4.6. Resultados da ANOVA da rugosidade média aritmética (R_a), considerando revestimento, parâmetros de corte e posição de medição (95% de confiança).	112
Tabela 4.7. Resultados do teste de Tukey para a rugosidade média aritmética (R_a) em função do revestimento da ferramenta, considerando um nível de confiança de 95%.	119
Tabela 4.8. Resultados do teste de Tukey para a rugosidade média aritmética (R_a) em função do avanço por dente (f_z), considerando um nível de confiança de 95%.....	120
Tabela 4.9. Coeficientes de correlação de Pearson entre as variáveis de entrada e a temperatura de corte, considerando um nível de confiança de 95%.	122
Tabela 4.10. Análise de variância (ANOVA) para a temperatura de corte em função dos fatores revestimento, velocidade de corte e avanço por dente.	122
Tabela 4.11. Resultados do teste de Tukey (95% de confiança) para a temperatura de corte em função do revestimento.	123
Tabela 4.12. Resultados do teste de Tukey (95% de confiança) para a temperatura de corte em função da velocidade de corte.	123
Tabela 4.13. Resultados do teste de Tukey (95% de confiança) para a temperatura de corte em função do avanço por dente.....	123

Tabela 4.14. Resultados da análise de variância (ANOVA) para a componente de força F_x em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (vc) e avanço por dente (fz), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	133
Tabela 4.15. Resultados da análise de variância (ANOVA) para a componente de força F_y em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (vc) e avanço por dente (fz), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	134
Tabela 4.16. Resultados da análise de variância (ANOVA) para a componente de força F_z em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (vc) e avanço por dente (fz), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	134
Tabela 4.17. Resultados da análise de variância (ANOVA) para o torque (T_q) em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (vc) e avanço por dente (fz), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	134
Tabela 4.18. Resultados do teste de Tukey para o fator revestimento na componente de força F_x , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	135
Tabela 4.19. Resultados do teste de Tukey para o fator revestimento na componente de força F_y , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	135
Tabela 4.20. Resultados do teste de Tukey para o fator revestimento no torque (T_q), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	135
Tabela 4.21. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (vc) na componente de força F_x , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	137
Tabela 4.22. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (vc) na componente de força F_y , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	137
Tabela 4.23. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (vc) na componente de força F_z , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	137
Tabela 4.24. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (vc) no torque (T_q), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	137
Tabela 4.25. Resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (fz) na componente de força F_x , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	138
Tabela 4.26. Resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (fz) na componente de força F_y , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	138

Tabela 4.27. Resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (f_z) no torque (T_q), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).	139
---	-----

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

β_i	Efeito principal do fator B
ε	Emissividade
ε_{ijk}	Erro experimental
μ	Média dos resultados
τ_i	Efeito principal do fator A
$(\tau\beta)_{ij}$	Interação dos fatores A e B
a_e (mm)	Penetração de trabalho
a_p (mm)	Profundidade de corte
ANOVA	Análise de variância
APC	Aresta postiça de corte
AlCrN	Nitreto de cromo-alumínio
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CNC	Controle Numérico Computadorizado
d (mm)	Diâmetro da fresa
DIN	Deutsches Institut für Normung
DOE	Design of Experiments
EDS	Espectroscopia por Dispersão de Energia
F	Estatístico F
f (mm/rev)	Avanço
F_c	Força de corte
F_x	Componente de força em x
F_y	Componente de força em y
F_z	Componente de força em z
f_z (mm/dente)	Avanço por dente
GL	Graus de liberdade
IR	Infravermelho
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MQL	Minimum Quantity Lubrication
Mz	Momento torçor
p-valor	Probabilidade estatística
®	Marca registrada
Ra	Rugosidade média aritmética
T	Temperatura
TiAlN	Nitreto de titânio-alumínio
TiSiN	Nitreto de titânio-silício
Tq	Torque
v_c (m/min)	Velocidade de corte
VB	Desgaste de flanco
VB _{máx}	Desgaste de flanco máximo
WC-Co	Metal duro (carbeto de tungstênio-cobalto)

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Considerações Iniciais.....	1
1.2 Objetivos	3
1.2.1 Objetivo Geral.....	3
1.2.2 Objetivos Específicos.....	3
1.3 Estruturação do trabalho	4
1.4 Declaração sobre uso de Inteligência Artificial	5
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 Introdução	6
2.1.1 Breve história da evolução das ferramentas de corte.....	6
2.1.2 Ferramentas de Metal duro	11
2.2 Revestimentos para ferramenta de corte	17
2.2.1 Finalidade dos revestimentos.....	17
2.2.2 Principais métodos de deposição: PVD e CVD.....	20
2.2.3 Técnica de deposição física por evaporação por arco catódico	26
2.2.4 Técnica de deposição física por pulverização catódica (<i>sputtering</i>)	29
2.2.5 Revestimentos comerciais.....	33
2.3 Fresamento de Topo.....	37
2.4 Inconel 718.....	44
2.4.1 Superligas à base de níquel: aplicações e características.....	44
2.4.2 Propriedades do Inconel 718 e desafios de usinagem.....	47
2.5 Usinabilidade das ligas de níquel: Parâmetros de saída.....	54
2.5.1 Vida e desgaste da ferramenta	54
2.5.2 Forças de usinagem.....	55
2.5.3 Temperatura de usinagem e fluidos de corte	58
2.5.4 Integridade superficial da peça	62
2.5.5 Morfologia dos cavacos	64
METODOLOGIA	68

3.1 Introdução	68
3.2 Material Utilizado	71
3.3 Ferramentas e porta-ferramentas.....	74
3.4 Sistema de lubri-refrigeração.....	81
3.5 Máquina ferramenta	81
3.6 Procedimento experimental	82
3.7 Parâmetros de saída.....	85
3.7.1 Medição do desgaste	85
3.7.2 Medição da rugosidade da superfície usinada	87
3.7.3 Medição da temperatura de corte	89
3.7.4 Medição das forças de usinagem	91
3.7.5 Análise dos cavacos	92
RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	93
4.1 Ensaaios de vida da ferramenta	93
4.2 Análise da rugosidade da superfície usinada	111
4.3 Temperatura no processo de corte	120
4.4 Forças de usinagem.....	126
4.5 Análise morfológica dos cavacos.....	139
CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	141
5.1 Conclusões	141
5.2 Sugestões para trabalhos futuros.....	144
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	145

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

As ligas à base de níquel são amplamente utilizadas na engenharia moderna. Uma das mais avançadas desse grupo é o Inconel 718, uma superliga de alta qualidade e resistência ao calor, composta por níquel, cromo e ferro, com adição de nióbio, molibdênio, alumínio e titânio. A combinação de elevada resistência térmica e dureza consolidou sua aplicação em elementos estruturais que operam em condições severas, como por exemplo em revestimentos estruturais de aeronaves supersônicas, turbinas a gás, componentes e conjuntos de motores aeroespaciais, bem como em elementos de submarinos. Nos últimos anos, o Inconel 718 também passou a ser empregado nas indústrias automotiva e petrolífera (YEVDOKYMOV et al., 2023).

O mercado global de motores aeronáuticos comerciais em 2021 superou 80 bilhões de dólares. Os principais componentes de um motor aeronáutico incluem partes fabricadas em Inconel 718, que representa mais de 50% do peso total da estrutura. Além disso, em 2019, essa liga respondeu por mais de 54% do mercado de superligas de níquel, equivalente a cerca de 4 bilhões de dólares, consolidando-se como a superliga de níquel mais utilizada no mundo (DE BARTOLOMEIS et al., 2021).

Desde sua criação na década de 1960, o Inconel 718 tem sido reconhecido como um material de difícil usinagem, devido a características intrínsecas como elevada resistência mecânica em altas temperaturas, alta dureza, elevada tenacidade, alta ductilidade, baixa condutividade térmica e forte propensão à formação de aresta postiça de corte (APC), em baixas velocidades de corte (FU et al., 2009; YIN et al., 2020).

As ferramentas de corte podem estar submetidas a tensões mecânicas da ordem de 3,5 GPa, enquanto as temperaturas no processo podem ultrapassar 1100 °C (TRENT; WRIGHT,

2000). Essas condições contribuem para a redução da vida útil da ferramenta e para o aumento dos custos de usinagem. Como alternativa para atenuar as forças e o aquecimento durante o corte, costuma-se empregar baixas velocidades de corte e avanços, prática que, entretanto, resulta em menor produtividade (AGMELL et al., 2020; DE BARTOLOMEIS et al., 2021).

O carboneto de tungstênio ligado ao cobalto (WC-Co), conhecido como metal duro, representa o principal material empregado na fabricação de ferramentas de corte. Esse predomínio também se observa na literatura acadêmica, uma vez que grande parte dos estudos publicados se concentra na usinagem com ferramentas desse material. A relevância industrial do metal duro é evidenciada pelo crescimento contínuo de sua produção.

Dados recentes da indústria indicam que a China produziu aproximadamente 63 mil toneladas de metal duro em 2025, das quais cerca de 30 mil toneladas foram destinadas à fabricação de ferramentas de corte (MATERIALS, 2026). Nos Estados Unidos, estima-se que aproximadamente 60% do tungstênio consumido seja destinado à fabricação de componentes de metal duro utilizados em operações de corte e em aplicações que demandam elevada resistência ao desgaste, principalmente nos setores de construção, usinagem, mineração e perfuração de petróleo e gás (U.S. GEOLOGICAL SURVEY, 2024). Outro aspecto relevante é que o baixo custo, aliado à elevada tenacidade e à boa condutividade térmica, faz do metal duro uma escolha adequada para a usinagem do Inconel 718 (DE BARTOLOMEIS et al., 2021).

Quando utilizando o metal duro, a elevação da temperatura favorece a difusão de níquel e ferro para a matriz de cobalto presente nas ferramentas WC-Co, o que representa uma limitação relevante na usinagem em altas velocidades quando se utilizam metais duros sem revestimento. Para contornar esse problema, passaram a ser aplicados revestimentos protetivos, que reduzem os efeitos da difusão e contribuem para melhorar o desempenho do processo de usinagem (GRZESIK et al., 2018).

O uso de diferentes tipos de revestimentos é um dos métodos mais comuns para melhorar a vida útil e o desempenho das ferramentas durante o corte. Quase todos os revestimentos desenvolvidos para a usinagem de materiais de difícil usinagem são revestimentos duros, empregados para aumentar a resistência ao desgaste da ferramenta. Como exemplo, AlCrN, AlTiN, TiAlCrN, TiC, TiCN, TiN e TiSiN estão entre os revestimentos duros tipicamente aplicados na usinagem do Inconel 718 (FARAZ; PETRU, 2023; JEYAPANDIARAJAN et al., 2021; MONTAZERI et al., 2021).

Nesse contexto, observa-se que, embora o emprego de revestimentos duros represente uma alternativa eficaz para aumentar a vida útil das ferramentas na usinagem do Inconel 718, ainda existem lacunas quanto à comparação de desempenho entre diferentes tipos de revestimentos e sua interação com as condições de corte. Trabalhos recentes têm mostrado que, mesmo com o avanço das tecnologias de revestimento, as ferramentas continuam expostas a condições severas, nas quais se destacam forças de corte elevadas, instabilidade térmica e desgaste acelerado. Evidências experimentais apontam ainda que o desempenho do revestimento depende não apenas dos parâmetros de corte adotados, mas também da geometria da ferramenta e da intensidade do processo, fatores que influenciam de forma direta a durabilidade da ferramenta, a estabilidade da usinagem e a qualidade final da superfície obtida (LIU et al., 2022; SZABLEWSKI et al., 2025)

Desta forma, surge a necessidade de avaliar o desempenho de revestimentos comerciais aplicados em ferramentas de metal duro. As análises comparativas desses revestimentos, considerando aspectos como vida da ferramenta, forças de usinagem, temperatura do processo, integridade superficial e formação de cavacos, podem fornecer informações relevantes para a escolha adequada de condições de corte e para o aumento da eficiência do processo. Nesse sentido, este trabalho busca contribuir tanto para o meio acadêmico, ampliando o entendimento sobre o comportamento dos revestimentos, quanto para a indústria, oferecendo subsídios práticos para o processamento dessa superliga por meio da análise do desempenho de ferramentas de metal duro revestidas no fresamento de topo do Inconel 718.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

O principal objetivo desta dissertação de mestrado é investigar o desempenho por meio de experimentos, métodos comparativos e estatísticos, de ferramentas de metal duro com diferentes revestimentos (ALCRONA EVO® (AlCrN/AlCrXN), TISAFLEX® (AlTiN/TiSiXN) e LATUMA® (AlTiN) sugeridos pela *Oerlikon Balzers*, aplicados em ferramentas de corte no fresamento de topo da superliga Inconel 718. A ferramenta sem revestimento também será testada para comparação.

1.2.2 Objetivos Específicos

Os objetivos específicos deste trabalho incluem avaliar diversas variáveis de usinagem no fresamento de topo da superliga Inconel 718 com fresas de metal duro revestidas e sem revestimento, da seguinte forma:

- Medir as forças de usinagem no fresamento, utilizando um dinamômetro rotativo para aquisição dos dados de força;
- Mensurar a temperatura de corte da ferramenta utilizando uma câmera infravermelha. O objetivo é avaliar a capacidade de dissipação de calor de cada um dos revestimentos;
- Determinar a vida útil das ferramentas estabelecendo como critério de fim de vida os valores de parâmetros de desgaste recomendados pela Norma ISO 8688-2, para avaliar a durabilidade dos revestimentos na condição a seco;
- Analisar o acabamento superficial da peça usinada pela avaliação da rugosidade R_a ;
- Verificar os cavacos gerados durante o ensaio de vida, como forma e tamanho, a fim de compreender as interações entre o material da peça e os diferentes revestimentos durante o fresamento.

1.3 Estruturação do trabalho

O presente trabalho está organizado em cinco capítulos, estruturados da seguinte forma: O Capítulo I introduz o tema de estudo, evidenciando a importância do fresamento da superliga de níquel Inconel 718, amplamente empregada na indústria, mas reconhecida por sua baixa usinabilidade, além de serem apresentados os objetivos gerais e específicos da pesquisa.

O Capítulo II apresenta a revisão bibliográfica, iniciando pelas ferramentas de metal duro e seus revestimentos, abordando sua finalidade, os processos de deposição por PVD e CVD e os principais revestimentos comerciais disponíveis. Em seguida, discute-se o fresamento de topo, destacando as características do processo e a geometria das ferramentas. Posteriormente, são apresentadas as ligas à base de níquel, com foco especial no Inconel 718, aprofundando suas propriedades e os desafios impostos à usinagem. Por fim, são tratados os principais parâmetros de saída considerados neste estudo, incluindo vida útil e desgaste da ferramenta, forças de usinagem, temperatura, integridade superficial e formação de cavacos.

No Capítulo III são descritos os procedimentos experimentais adotados, contemplando o planejamento dos ensaios, os parâmetros de corte, as ferramentas utilizadas, as metodologias de

medição e as técnicas de análise empregadas para avaliação do desgaste, das forças de usinagem, da rugosidade e da morfologia dos cavacos.

O Capítulo IV apresenta e discute os resultados obtidos, relacionando o desempenho dos diferentes revestimentos com as condições de usinagem do Inconel 718 e seus efeitos sobre o processo e a peça usinada.

O Capítulo V reúne as principais conclusões do estudo, destacando os aspectos mais relevantes observados quanto ao desempenho dos revestimentos avaliados, além de apresentar sugestões para trabalhos futuros.

Por fim, o Capítulo VI apresenta as referências bibliográficas utilizadas como fundamentação teórica e suporte científico para o desenvolvimento desta pesquisa.

1.4 Declaração sobre uso de Inteligência Artificial

Ferramentas de inteligência artificial foram utilizadas como apoio auxiliar na elaboração desta dissertação, principalmente para revisão textual, aprimoramento gramatical, reformulação de trechos e organização da redação acadêmica. Entre as ferramentas utilizadas, destacam-se o ChatGPT (OpenAI) e o Claude (Anthropic), empregados como suporte à escrita, estruturação textual, elaboração e organização de tabelas, além de auxílio na utilização de planilhas eletrônicas, incluindo fórmulas e tratamento de dados.

Ressalta-se que todas as análises, interpretações, discussões técnicas, resultados experimentais e conclusões apresentadas neste trabalho foram desenvolvidos e avaliados criticamente pelo autor, orientador e coorientador, sendo a responsabilidade integral pelo conteúdo científico atribuída aos mesmos.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução

2.1.1 Breve história da evolução das ferramentas de corte

O desenvolvimento das ferramentas de corte acompanha, de maneira direta, a evolução das civilizações humanas. Desde os primeiros instrumentos rudimentares utilizados para raspar, perfurar e cortar, até às modernas ferramentas compostas por materiais cerâmicos e revestimentos nanométricos, houve um contínuo avanço em resposta às demandas tecnológicas de cada era (TRENT; WRIGHT, 2000). Com a Revolução Industrial e, posteriormente, com os avanços da ciência dos materiais e da engenharia de fabricação, as ferramentas de corte se tornaram mais complexas, resistentes e otimizadas para aplicações específicas.

As primeiras ferramentas de corte surgiram ainda no período Paleolítico (entre 12 mil e 50 mil anos atrás), fabricadas em pedra lascada (Figura 2.1), e utilizadas para cortar carne, madeira e couro. Com o domínio da metalurgia (entre 4 mil e 5 mil anos a.C.), passaram-se a empregar metais como cobre, bronze e, mais tarde, ferro (FRACARO, 2017). A introdução do ferro forjado foi essencial para o desenvolvimento de ferramentas metálicas mais robustas. O uso do ferro forjado, particularmente difundido a partir da Idade do Ferro, permitiu a produção de ferramentas e utensílios duráveis, com melhor desempenho mecânico e maior resistência ao uso contínuo (TRINITY FORGE & MACHINE, 2016).

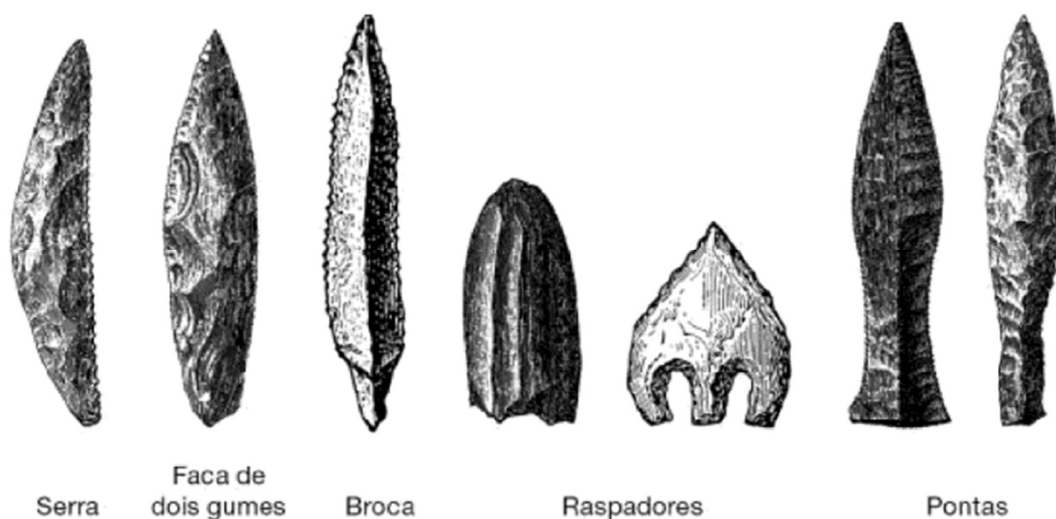


Figura 2.1. Ferramentas da época da pedra lascada (FRACARO, 2017).

Durante a Idade Média, ferramentas como facas, machados e enxós eram forjadas com precisão por ferreiros que dominavam a arte de trabalhar metais, especialmente o ferro. Estudos arqueológicos revelam que lâminas afiadas e bem projetadas já eram amplamente utilizadas por volta do século VIII, indicando uma compreensão prática das propriedades do material e do processo de têmpera térmica (DAS, S., 2021).

Segundo Trent e Wright (2000), até o início do século XVIII, a madeira era o principal material utilizado em estruturas de engenharia. Como tais materiais exigiam baixos esforços de usinagem e grandes tolerâncias dimensionais, as ferramentas utilizadas podiam ser mais simples, no entanto, atividades como a furação de canhões e a produção de peças metálicas já demandavam ferramentas mais robustas.

Com o advento do motor a vapor no século XVIII, surgiu a necessidade de fabricar componentes metálicos de grandes dimensões com precisão até então inédita. Essa demanda impulsionou os primeiros avanços significativos na usinagem de metais. Os cilindros metálicos utilizados nos primeiros motores exigiam operações de corte complexas e precisas, que demandavam ferramentas mais eficientes e processos mais controlados (TRENT; WRIGHT, 2000).

Naquela época, os materiais empregados como ferro fundido cinzento, ferro forjado, bronze e latão, ainda eram relativamente fáceis de usar. Ferramentas de aço carbono

temperado, fabricadas com base em técnicas metalúrgicas tradicionais, já eram utilizadas, mas apresentavam vida útil limitada, exigindo o uso de baixas velocidades de corte para evitar falhas prematuras (MACHADO et al., 2015). Um exemplo histórico marcante foi a furação e faceamento de um cilindro de grande porte usado por James Watt em 1774, quando John Wilkinson, um mestre ferreiro inglês, inventou uma máquina de perfuração precisa para cilindros de grandes diâmetros. Ele usou essa máquina para perfurar o cilindro da máquina a vapor de James Watt, o que foi um marco na história da metalurgia e da Revolução Industrial. Este trabalho demandou quase um mês de trabalho contínuo (KANEFSKY, 2025). Com as tecnologias, novos materiais, equipamentos e ferramentas disponíveis hoje, o tempo de perfuração e faceamento de um cilindro de grande porte poderia ser reduzido de meses para horas ou até minutos, dependendo do tamanho e do material. A automação, as ferramentas de corte avançadas e a melhoria dos processos permitem uma produção muito mais rápida e eficiente (TRENT; WRIGHT, 2000).

Entre 1760 e 1860, houve a consolidação das primeiras empresas dedicadas à fabricação de máquinas-ferramentas. Engenheiros como Henry Maudslay, Joseph Whitworth e Eli Whitney foram pioneiros no desenvolvimento de tecnologias capazes de produzir geometrias com tolerâncias mais justas, atendendo às exigências da Revolução Industrial (TRENT; WRIGHT, 2000).

Até cerca de 1860, os materiais usinados ainda se restringiam, em sua maioria, ao ferro fundido, ferro forjado e ligas de cobre. Ferramentas de aço de alto carbono, forjadas e tratadas termicamente eram amplamente empregadas e, apesar das limitações, atendiam às exigências da época. Com o tempo, a qualidade e a uniformidade dessas ferramentas melhoraram devido ao acúmulo de experiência prática e ao aperfeiçoamento dos processos de fabricação do aço. No entanto, as ferramentas de aço carbono já demonstravam limitação frente às crescentes demandas produtivas, principalmente pela restrição em termos de velocidade de corte, impactando negativamente a eficiência industrial (TRENT; WRIGHT, 2000).

A partir da década de 1880, o surgimento de novos processos de obtenção de aço, como os métodos Bessemer e Open Hearth, possibilitou a produção em larga escala de aços mais consistentes, substituindo gradativamente o ferro forjado em aplicações estruturais e industriais. Isso gerou uma nova demanda por ferramentas capazes de processar esses materiais mais resistentes, exigindo soluções mais avançadas (TRENT; WRIGHT, 2000). Entretanto, os aços-

liga, com suas propriedades superiores, mostraram-se mais difíceis de cortar, o que forçou a indústria a reduzir ainda mais as velocidades de corte, frequentemente para valores entre 3 e 5 m/min (FAVERO FILHO, 2018).

No final do século XIX, a necessidade de aumentar a produtividade e reduzir os custos de produção levou ao desenvolvimento de novos materiais para ferramentas. Esse esforço culminou na criação dos aços rápidos (*High-Speed Steel – HSS*), por Frederick Taylor e Maunsel White (LI, S. et al., 2022). Com sua composição rica em tungstênio, cromo e vanádio, esses aços permitiram velocidades de corte na faixa de 30 a 35 m/min, um salto em relação ao aço carbono tradicional (THE TRADITIONAL TOOLS GROUP, 2024).

Posteriormente, outro avanço revolucionário foi o surgimento dos metais duros (ou carbonetos cementados), desenvolvidos na Alemanha no final da década de 1920. A combinação de partículas de WC (carboneto de tungstênio) com uma matriz metálica, geralmente de cobalto, resultou em ferramentas com alta dureza e resistência térmica. As velocidades de corte aumentaram significativamente, chegando a 250–300 m/min, consolidando o metal duro como o novo padrão industrial para operações de usinagem pesada (MACHADO et al., 2015).

O desenvolvimento dos materiais de ferramentas de corte, especialmente o metal duro, possibilitou aumentos significativos nas velocidades de corte e nos avanços, promovendo maior produtividade e eficiência nos processos industriais. Esses avanços, aliados à crescente padronização e ao aprimoramento da geometria das ferramentas, contribuíram para maior confiabilidade e flexibilidade nas operações de usinagem. No entanto, ao se trabalhar com aços, é comum a ocorrência de desgaste nas superfícies das ferramentas, devido à interação química entre o material da peça e o cobalto presente na matriz WC-Co (BYRNE et al., 2003).

Para mitigar esse desgaste, passaram-se a incorporar carbonetos cúbicos, como TiC, TaC e NbC, originando os chamados carbonetos mistos, que oferecem maior resistência ao desgaste e estabilidade química. Entretanto, essa modificação compromete parcialmente a tenacidade do material, exigindo um balanceamento criterioso entre resistência ao desgaste e robustez mecânica da ferramenta (HUNT, 1990).

Após o término da Segunda Guerra Mundial, setores como o automobilístico e o aeroespacial passaram a exercer maior influência sobre os avanços na tecnologia de usinagem. As demandas específicas dessas indústrias impulsionaram a criação de novos materiais metálicos com propriedades mecânicas aprimoradas, como os aços ligados, os aços inoxidáveis, ligas

resistentes a altas temperaturas, superligas, compósitos e materiais tratados para aumento de dureza. Esse cenário favoreceu também o progresso tecnológico no desenvolvimento de ferramentas de corte, resultando na introdução, a partir da década de 1950, de ferramentas cerâmicas baseadas em óxido de alumínio e nitreto de silício, na década de 1970, dos cermets (materiais compósitos com propriedades intermediárias) e na década de oitenta, de materiais ultra-duros como diamante (natural e sintético), nitreto cúbico de boro e sua versão policristalina (DAS, S., 2021).

Em paralelo, desenvolveu-se uma nova fronteira tecnológica: os revestimentos para ferramentas de corte. Como relata Hunt, (1990), as primeiras ferramentas revestidas experimentalmente consistiam em pastilhas de WC-Co com camadas de TiC sinterizado, pelo método CVD (*chemical vapor deposition* – deposição química de vapor), que ocorreu no final da década de sessenta. A introdução dessa tecnologia permitiu elevar significativamente as velocidades de corte durante a usinagem de metais, ao mesmo tempo em que contribuiu para a diminuição do desgaste por cratera nas ferramentas. No torneamento, por exemplo, as ferramentas com revestimento de TiC apresentaram produtividade até três vezes superior em comparação às ferramentas não revestidas.

As primeiras aplicações comerciais utilizaram camadas simples de TiC, TiN e Al_2O_3 depositadas por meio do processo de deposição química de vapor (CVD), com destaque para as combinações multicamadas, como TiC/TiCN/ Al_2O_3 , que apresentaram excelente desempenho frente a desgastes abrasivo e difusional. Esses sistemas multicamadas, aplicados especialmente em ferramentas de metal duro, permitiram avanços consideráveis em termos de desempenho térmico, durabilidade e adequação a diferentes materiais e condições de corte (DABEES et al., 2022). O domínio progressivo das técnicas de deposição dos revestimentos possibilitou o controle preciso da microestrutura, da espessura das camadas e da morfologia do revestimento, maximizando sua eficiência frente a demandas cada vez mais exigentes (KANG et al., 2025).

Com o avanço da tecnologia de deposição física em fase de vapor (PVD), desenvolvida no final da década de setenta, os revestimentos ganharam novas possibilidades de aplicação, sobretudo em operações com arestas vivas, cortes interrompidos e geometrias complexas, como no fresamento e rosqueamento. Revestimentos como TiCN, TiAlN e estruturas multicamadas como AlTiN/TiAlN tornaram-se padrão industrial, oferecendo elevada dureza a quente, boa resistência à oxidação e excelente adesão ao substrato. Além disso, o desenvolvimento de tensões

residuais compressivas controladas e a engenharia de interfaces entre as camadas contribuíram para a integridade do revestimento mesmo sob esforços cíclicos e altas temperaturas (KLOCKE, Fritz; KRIEG, 1999).

Atualmente, os revestimentos para ferramentas de corte atingiram um patamar tecnológico altamente sofisticado, resultado de décadas de avanços em materiais, métodos de deposição e engenharia de superfícies. As pesquisas mais recentes têm se concentrado em estruturas multicamadas nanoestruturadas, combinações multielementares e projetos com gradientes de dureza, que visam otimizar simultaneamente resistência ao desgaste, tenacidade, estabilidade térmica e aderência ao substrato. Tecnologias emergentes como os revestimentos à base de AlTiN, AlCrN e TiAlSiN, aplicados majoritariamente via PVD, demonstram excelente desempenho em altas velocidades de corte e temperaturas elevadas, superando limites antes impostos por revestimentos convencionais (GHUFRAN et al., 2021). Além disso, inovações como superfícies texturizadas, funcionalizações tribológicas e novos sistemas de multicamadas adaptativas têm ampliado significativamente a vida útil das ferramentas e a qualidade das peças usinadas, mesmo em condições extremas de usinagem a seco ou de materiais difíceis de cortar. Nesse cenário, os revestimentos deixaram de ser meros elementos de proteção e passaram a ser projetados como componentes ativos no controle da interação ferramenta-peça, consolidando-se como um dos principais vetores de inovação na usinagem contemporânea (BOBZIN, 2017).

O avanço da tecnologia de usinagem tem sido impulsionado, historicamente, pelas demandas cada vez mais exigentes do ambiente produtivo. À medida que ferramentas de corte se tornaram mais sofisticadas, especialmente com a introdução de novos materiais e revestimentos, observou-se uma inversão nos fatores limitantes do processo: para diversos materiais usinados, a velocidade de corte deixou de ser restringida pelas propriedades da ferramenta e passou a depender das capacidades operacionais das máquinas-ferramentas (STEPHENSON; AGAPIOU, 2018).

2.1.2 Ferramentas de Metal duro

Com base no conceito de dureza relativa, o desenvolvimento de novos materiais e ligas com alta resistência mecânica e elevada dureza impulsionou também a criação de materiais mais avançados para a fabricação de ferramentas de corte. No entanto, a usinagem de materiais frágeis

ou de operações caracterizadas por cortes interrompidos, como ocorre no fresamento, exige ferramentas que possuam elevada tenacidade, a fim de resistirem aos choques e impactos frequentes do processo. Como é comum que dureza e tenacidade sejam propriedades opostas (materiais muito duros tendem a ser menos tenazes e vice-versa), alcançar um equilíbrio adequado entre essas características tornou-se um dos principais desafios para os fabricantes de ferramentas de corte (MACHADO et al., 2015). A Figura 2.2 apresenta a correlação entre dureza e tenacidade em diferentes materiais empregados na fabricação de ferramentas de corte.

As propriedades mais importantes requeridas em um material destinado à fabricação de ferramentas de corte podem ser elencadas da seguinte forma:

- Elevada dureza;
- Tenacidade suficiente para evitar falhas por fratura;
- Alta resistência ao desgaste abrasivo;
- Elevada resistência à compressão;
- Elevada resistência ao cisalhamento;
- Boas propriedades mecânicas e térmicas mesmo em temperaturas elevadas;
- Alta resistência ao choque térmico;
- Elevada resistência a impactos;
- Inércia química frente ao material usinado e ao ambiente de corte.

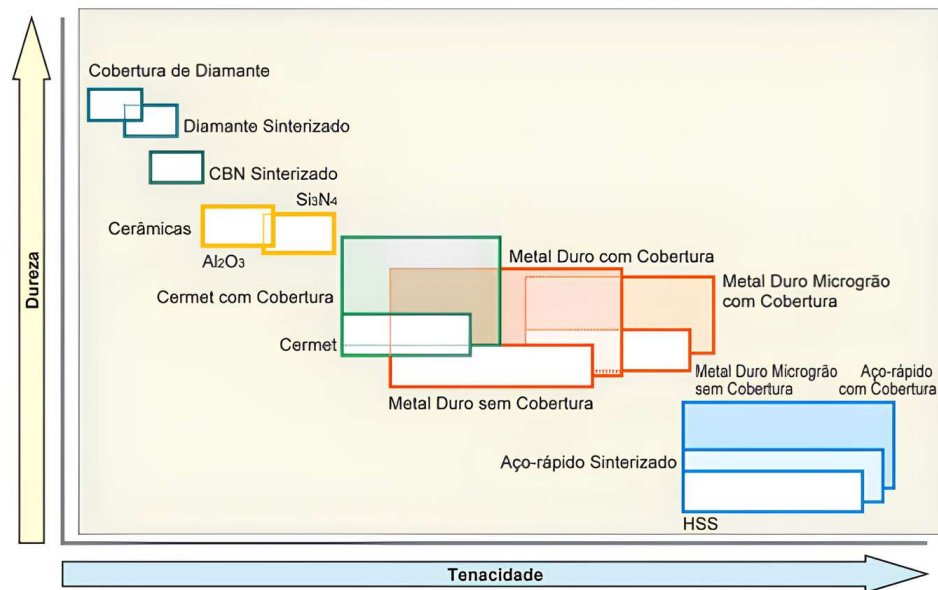


Figura 2.2. Dureza x Tenacidade dos materiais de ferramentas de corte (Adaptado de SANDVIK COROMANT, 1994)

Para os casos de usinagem em materiais muito duros e de baixa usinabilidade, como o caso das superligas de níquel, um dos materiais de ferramenta mais utilizados é o metal duro com aplicação de revestimento (além do CBN – Nitreto Cúbico de Boro e os materiais cerâmicos) (DE BARTOLOMEIS et al., 2021).

O metal duro é formado essencialmente por dois componentes. O primeiro são os carbonetos de elevada dureza e resistência ao desgaste, responsáveis por manter essas propriedades mesmo em altas temperaturas. O mais comum é o carboneto de tungstênio, que pode ser empregado puro ou combinado com outros carbonetos, como os de titânio, tântalo e nióbio. O segundo componente é o metal aglomerante, cuja função é unir as partículas de carboneto e conferir tenacidade ao material, com destaque para o cobalto (Co) seguido pelo níquel (Ni) e pelo ferro (Fe), nessa ordem de importância (HEYDARI et al., 2021). Esses continuam sendo os materiais compósitos de maior sucesso produzidos por tecnologias de metalurgia do pó. A Tabela 2.1 apresenta as principais propriedades mecânicas de ferramentas de metal duro com diferentes composições.

Tabela 2.1. Principais propriedades mecânicas de ferramentas de metal duro com diferentes composições. (CHIAVERINI, 2001)

Composição	Dureza (HV)	Resistência à Compressão (MPa)	Resistência à Ruptura Transversal (MPa)	Módulo de Young (GPa)	Tenacidade à Fratura ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1/2}$)	Coefficiente de Expansão Térmica (W/mK)	Densidade (g/cm^3)
WC-3Co	1.900	7.100	1.600	673	8,5	5,0	15,25
WC-10Co	1.625	6.000	2.280	580	10,8	5,5	14,50
WC-20Co	1.050	3.100	2.850	490	14,5	6,4	13,55
WC-10Co-22(Ti, Ta, Nb, Mb)C	1.500	5.900	2.000	510	9,0	6,1	11,40

O aglomerante é selecionado por sua molhabilidade sobre o carboneto e pelas características de adesão interfacial. Nesse sentido, o Co apresenta ótima molhabilidade sobre o WC, resultando em densificação completa durante os métodos convencionais de sinterização em fase líquida, o que leva a maiores valores de tenacidade quando comparado a outros aglomerantes metálicos (GARCÍA et al., 2019; LAY; MISSIAEN, 2014).

O desempenho mecânico e tribológico dos metais duros está relacionado à natureza química, quantidade e tamanho das fases de carboneto e de aglomerante (CHYCHKO et al., 2022). Os parâmetros comuns usados para caracterizar a microestrutura desses materiais são o tamanho médio de grão das partículas de carboneto e o teor de aglomerante (em % em peso). A proporção da fase de carboneto geralmente varia entre 3 e 30 % em peso do composto total, com tamanho médio de grão entre 0,4 e 10 μm (RAVOTTI et al., 2024).

O paratungstato de amônio (APT) é a matéria-prima inicial usual para a produção convencional de pó de WC. Após a redução a quente do APT em atmosfera de hidrogênio, obtém-se pó de tungstênio puro, com tamanho de grão controlado. O tungstênio e o carbono são então misturados nas proporções corretas, e essa mistura é aquecida a altas temperaturas em hidrogênio, formando o pó de carboneto de tungstênio (FURBERG et al., 2019). Diferentes tipos de pós de WC e aglomerantes (Co, Ni) constituem as matérias-primas para a fabricação convencional de carbeto cimentados, geralmente por meio das etapas de pesagem, moagem e posterior secagem por atomização (*spray drying*) (RAVOTTI et al., 2024).

Uma vez que o pó está pronto, a produção das peças segue as rotas tradicionais da metalurgia do pó, seja por compactação seguida de sinterização, seja por compactação a quente.

Por fim, as ferramentas são finalizadas em uma ou várias etapas de retificação e polimento, quando necessário (RAIHANUZZAMAN et al., 2014).

Segundo García et al., (2019) a produção global de carbonetos cimentados (metal duro) cresceu rapidamente nos últimos 30 anos. Em 1993, a produção total era de aproximadamente 20 mil toneladas, aumentando para 30 mil toneladas em 2000 e chegando a quase 60 mil toneladas em 2008, especialmente devido à entrada da China no mercado. Entre 2000 e os dias atuais, a produção chinesa de carbeto cimentado passou de 7 mil toneladas (2001) para 20 mil toneladas (2011) e 28 mil toneladas (2017). Em 2017, o consumo de tungstênio metálico na China alcançou 55 mil toneladas, correspondendo a quase 60% do consumo mundial total. Em 2023, a produção global de metal duro atingiu 123.800 toneladas (INTERNATIONAL TUNGSTEN INDUSTRY ASSOCIATION, 2023).

O metal duro respondeu por 63% do mercado de ferramentas de corte em 2024, mantendo-se como o material mais utilizado no setor. Já o diamante policristalino (PCD) apresenta forte potencial de expansão, com previsão de crescimento anual de 8,5% até 2030, o que reforça sua crescente importância em aplicações específicas (MORDOR INTELLIGENCE, 2024).

Quase 65% da produção total de metal duro está relacionada a ferramentas de corte de metais. Já as indústrias de mineração, perfuração de petróleo e rochas representam cerca de 15% da participação de mercado, enquanto os setores de madeira e construção respondem por aproximadamente 10%. Comparado a outros materiais duros, o metal duro representa cerca de 50% do mercado mundial; os aços-rápidos correspondem a 45%, as cerâmicas a aproximadamente 4% e o diamante policristalino (PCD) e o nitreto cúbico de boro (CBN) juntos a cerca de 1% (GARCÍA et al., 2019).

No panorama geográfico, os Estados Unidos registraram um mercado estimado em US\$ 2,6 bilhões, impulsionado pela demanda dos setores automotivo, aeroespacial e de dispositivos médicos. A Europa respondeu por cerca de 23,9% da receita global em 2024, com previsão de crescimento anual composto de aproximadamente 5,2% entre 2025 e 2034. Já a região Ásia-Pacífico liderou o mercado com 29,3% da receita global, impulsionada principalmente pela China, sustentada por sua ampla base industrial, custos competitivos e rápida adoção de tecnologias de automação (GLOBAL MARKET INSIGHTS (GMI), 2024).

Os metais duros são produzidos em diversas classes, desenvolvidas para atender a uma ampla gama de exigências operacionais, seguindo a padronização estabelecida pela norma ABNT NBR ISO 513 (2012). De acordo com essa norma, as ferramentas de corte, incluindo as de metal duro, são organizadas em seis grupos distintos, identificados pelas letras P, M, K, N, S e H, cada um associado a uma cor específica: azul para a classe P, amarelo para M, vermelho para K, verde para N, marrom para S e cinza para H.

Dentro de cada grupo existe ainda uma subclassificação numérica, que varia de 1 a 50. Nessa escala, valores mais elevados indicam ferramentas com maior tenacidade e menor dureza, enquanto valores mais baixos correspondem a ferramentas mais duras, porém menos tenazes. A Figura 2.3 apresenta de forma ilustrativa as diferentes classes de metal duro, acompanhadas de suas principais aplicações.

Principais classes			Classes de aplicação			
Letra de identificação	Cor de identificação	Materiais a serem usinados	Metais duros		a	b
P	Azul	Aços: todos os tipos de aços e aços fundidos, exceto aços inoxidáveis com estrutura austenítica	P01 P10 P20 P30 P40 P50	P05 P15 P25 P35 P45		
M	Amarelo	Aço inoxidável: aço inoxidável austenítico e duplex (austenítico/ferrítico) e aço fundido	M01 M10 M20 M30 M40	M05 M15 M25 M35		
K	Vermelho	Ferro Fundido: ferro fundido cinzento, ferro fundido com grafita esferoidal, ferro fundido maleável	K01 K10 K20 K30 K40	K05 K15 K25 K35		
N	Verde	Metais não ferrosos: alumínio e outros metais não ferrosos, materiais não metálicos	N01 N10 N20 N30	N05 N15 N25		
S	Laranja	Superligas e titânio: ligas especiais resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio	S01 S10 S20 S30	S05 S15 S25		
H	Cinza	Materiais duros: aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados	H01 H10 H20 H30	H05 H15 H25		
a - Aumento da velocidade de corte, aumento da resistência ao desgaste do material da ferramenta						
b - Aumento do avanço, aumento da tenacidade do material da ferramenta						

Figura 2.3. Classificação dos metais duros conforme a ISO 513 (2012) (Adaptado de MACHADO et al., 2015)

Atualmente, as ferramentas de metal duro continuam sendo amplamente empregadas na indústria, graças à sua elevada dureza, resistência ao desgaste e versatilidade em diferentes operações de usinagem. O avanço das tecnologias de recobrimento, sobretudo por meio dos processos PVD e CVD, consolidou as versões revestidas como predominantes no mercado, uma vez que proporcionam maior vida útil, melhor desempenho em condições de altas temperaturas e superior resistência ao desgaste. Nesse contexto, as ferramentas de metal duro não revestidas passaram a ter uso mais restrito, sendo aplicadas principalmente na usinagem de alumínio, ligas não ferrosas e em situações específicas (DINIZ et al., 2014).

2.2 Revestimentos para ferramenta de corte

2.2.1 Finalidade dos revestimentos

Com o avanço contínuo da produtividade na indústria metalomecânica, a busca por inovações em máquinas e ferramental tem se intensificado, com especial atenção ao desempenho das ferramentas de corte. Nesse contexto, as estratégias para melhorar a vida útil dessas ferramentas e a qualidade das peças usinadas têm sido amplamente exploradas. A necessidade de otimizar processos também surge com o intuito de reduzir os tempos de usinagem e melhorar a eficiência geral das operações, seja por meio do aumento da vida útil das ferramentas ou da aplicação de novos métodos de usinagem (SOUSA; DA SILVA; et al., 2021).

Ainda segundo estes autores, pesquisas recentes concentram esforços no estudo da ferramenta utilizada no processo de usinagem, pois a escolha da ferramenta tem um impacto direto na produtividade do processo. As ferramentas de usinagem utilizadas nos processos modernos são, em sua maioria, revestidas.

Nesse método, sobre o substrato de metal duro são depositadas uma ou mais camadas de materiais que apresentem propriedades superiores em determinados aspectos. Dessa forma, é possível combinar em uma única ferramenta de corte atributos que, de forma isolada, seriam difíceis de reunir, como alta dureza, boa tenacidade e resistência química (DABEES et al., 2022).

A elevação da produtividade é outro aspecto importante associado ao uso de insertos revestidos. De acordo com Diniz et al., (2014), o revestimento aplicado às ferramentas de usinagem permite aumentar a velocidade de corte, o que resulta em maior volume de material removido durante o processo.

Diversos estudos têm sido conduzidos sobre os processos de deposição de revestimentos, abordando não apenas suas composições, mas também as diferentes formas de aplicação. Isso se deve ao fato de que vários parâmetros influenciam diretamente o desempenho do revestimento, determinando seu sucesso ao longo de toda a vida útil da ferramenta, como ilustrado na Figura 2.4.

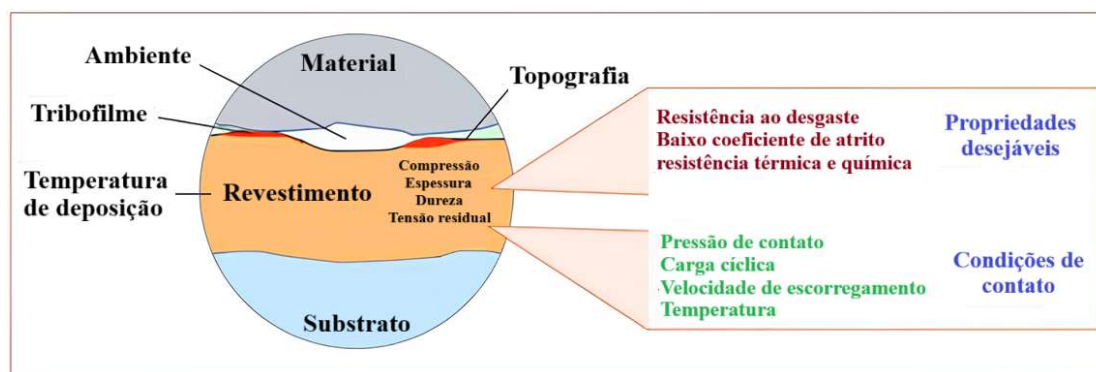


Figura 2.4. Representação do sistema tribológico de um revestimento, destacando os principais fatores a serem avaliados para garantir o uso pleno de seu potencial (HOGMARK, 2012).

De acordo com Zhang et al. (2024), o desempenho de revestimentos aplicados em ferramentas e componentes industriais está diretamente relacionado a características como porosidade, espessura e níveis de tensão residual. Revestimentos homogêneos, com baixa porosidade e espessura controlada, garantem maior estabilidade mecânica e melhor adesão ao substrato, enquanto tensões residuais reduzidas minimizam a propagação de trincas e falhas prematuras.

Os revestimentos são amplamente utilizados em ferramentas de corte, principalmente devido sua alta resistência ao desgaste e à sua capacidade de atuar como barreira térmica. Esses revestimentos impedem o contato direto entre a peça usinada e o substrato da ferramenta, o que impacta diretamente a temperatura de corte e melhora o desempenho da usinagem em comparação com as ferramentas sem revestimento (ZHAO et al., 2021).

O revestimento de ferramentas de metal duro tem se tornado cada vez mais relevante, pois proporciona um desempenho significativamente superior em comparação às ferramentas não revestidas. Segundo Machado et al. (2015), atualmente, mais de 95% do metal duro utilizado na indústria é revestido, e essa porcentagem tende a aumentar continuamente. Os revestimentos

podem ser aplicados em substratos de diversas classes de metal duro, ampliando ainda mais suas possibilidades de aplicação.

Apesar das diversas vantagens ao se utilizar um revestimento, durante a etapa de seleção daquele mais adequado, é fundamental avaliar os processos disponíveis para sua aplicação. Na usinagem eles são aplicados com o objetivo de modificar as propriedades da superfície das ferramentas pela deposição de filmes finos, com espessura de alguns micrometros até dezena deles (SCHALK et al., 2022).

Wang et al. (2021) investigaram o desempenho de diferentes ferramentas de corte no torneamento de ligas de alta densidade à base de tungstênio sob lubrificação a óleo. Foram avaliadas três ferramentas: metal duro revestido com TiAlN, metal duro não revestido e cermet revestido com Ti(C,N). Os resultados mostraram que o desgaste de flanco foi o principal tipo de desgaste em todas as ferramentas, com adesão e oxidação como os mecanismos predominantes. No entanto, a ferramenta de metal duro não revestida apresentou também lascamento, desgaste de entalhe e desgaste por difusão. Dentre as ferramentas analisadas, a ferramenta revestida com TiAlN apresentou o melhor desempenho, atingindo uma vida útil de 15 km sob parâmetros otimizados.

Uddin et al. (2021) analisaram a usinagem a seco da liga de alumínio 2024 utilizando insertos de metal duro não revestidos e revestidos com TiN, TiAlN e PCD. Os insertos TiAlN apresentaram menor desgaste, enquanto os TiN proporcionaram melhor acabamento superficial. Já os insertos PCD tiveram pior desempenho devido à baixa aderência do revestimento, destacando a importância da adesão além das propriedades mecânicas na avaliação do desempenho da usinagem.

A avaliação do desempenho de ferramentas e/ou revestimentos em processos de usinagem, utilizando parâmetros de usinabilidade como vida útil, desgaste da ferramenta, temperatura de corte e integridade superficial da peça usinada, entre outros, representa uma abordagem prática e confiável para identificar e confirmar tendências. Por meio dessa análise, são geradas bases de dados que, mesmo sendo específicas para determinados processos e condições de corte, podem ser analisadas qualitativa e quantitativamente. Essas informações técnico-científicas são fundamentais para embasar decisões, contribuindo para a otimização tanto do processo de corte (com a escolha mais adequada de parâmetros) quanto da definição do tipo e espessura dos revestimentos a serem aplicados (BINALI et al., 2023).

A Figura 2.5 apresenta a comparação da microdureza entre diferentes revestimentos e o metal duro.

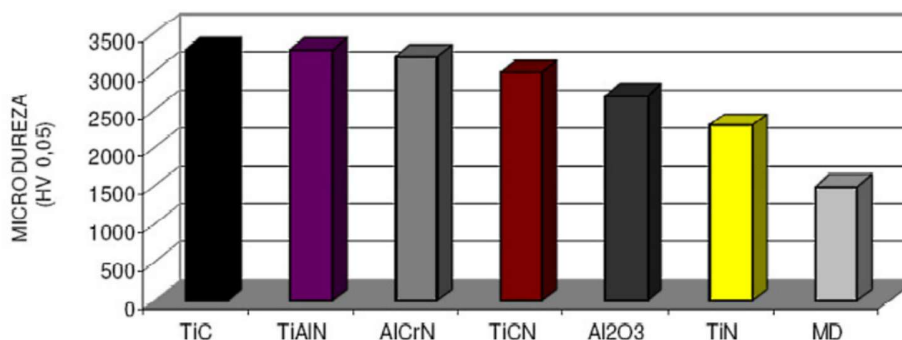


Figura 2.5. Microdureza de diferentes filmes e do metal duro (OERLIKON BALZERS, 2025b; TELES, 2007).

Segundo Schalk et al. (2022), a formação dos filmes finos de revestimento pode ocorrer de duas formas:

- Por meio de reação química entre o próprio substrato e um reagente presente em sua superfície;
- Ou sem que ocorra reação com o substrato.

No caso das ferramentas de corte, os filmes aplicados se enquadram na segunda modalidade.

Nos tópicos seguintes, serão descritos dois métodos utilizados para a obtenção desses revestimentos: A deposição química de vapor (CVD) e a deposição física de vapor (PVD), além de alguns tipos de revestimentos empregados.

2.2.2 Principais métodos de deposição: PVD e CVD

Atualmente, dois dos principais processos de aplicação de revestimentos em ferramentas são a deposição química de vapor (CVD - *Chemical Vapour Deposition*) e a deposição física de vapor (PVD - *Physical Vapour Deposition*). O processo CVD ocorre por meio de reações químicas realizadas em temperaturas elevadas, geralmente entre 850 e 1.050 °C. Já o PVD opera a partir da geração de vapores em ambientes de baixa pressão, com temperaturas mais baixas, normalmente entre 400 e 600 °C (TRENT; WRIGHT, 2000; YAQOOB et al., 2024).

As temperaturas empregadas no processo de revestimento por PVD são inferiores às utilizadas no CVD. Dessa forma, o substrato mantém suas propriedades originais, sem sofrer alterações significativas, tais como a perda de dureza (SCHALK et al., 2022)

Em razão das temperaturas relativamente baixas envolvidas no processo, o PVD pode ser aplicado em uma ampla variedade de materiais, incluindo metal duro, cermet e ferramentas de aço rápido (HSS). Esse método é amplamente utilizado no revestimento de ferramentas de corte, como brocas, fresas de topo e ferramentas de rosqueamento, pois permite a deposição de filmes finos com espessura média em torno de 3 μm sobre arestas extremamente afiadas, sem causar danos ou arredondamento excessivo (LEMES, 2021).

Ainda segundo Lemes, (2021), o revestimento por CVD apresenta maior adesão ao substrato devido à formação de ligações químicas na interface, diferentemente do PVD, que opera em temperaturas mais baixas e não gera esse tipo de ligação, resultando em menor aderência. Entretanto, o CVD pode provocar a precipitação de carbeto muito duros e frágeis ($\text{W}_6\text{Co}_6\text{C}$, $\text{W}_3\text{Co}_3\text{C}$), tornando a aresta de corte quebradiça e menos eficiente. Além disso, a maior espessura típica do revestimento ($\approx 10 \mu\text{m}$) provoca alterações da aresta, exigindo prévio arredondamento controlado para evitar trincas durante o processo.

O processo de deposição química de vapor (CVD) consiste em transportar reagentes químicos gasosos até a câmara de reação, onde são ativados, normalmente por aquecimento a temperaturas elevadas, e reagem nas proximidades do substrato, formando um revestimento sólido aderido por ligações químicas (TIAN et al., 2024). Existem variações, como o CVD assistido por plasma e o CVD induzido por laser, que permitem operar em temperaturas mais baixas (SINGH et al., 2025). Esse método possibilita a deposição de camadas relativamente espessas (5–20 μm), com boa uniformidade e alta aderência (IONBOND, 2023). A Figura 2.6 apresenta um diagrama esquemático do processo CVD.

Os métodos CVD possibilitam a síntese de uma grande variedade de sistemas de revestimento de materiais duros. Entre os mais comuns, destacam-se aqueles com ligações predominantemente metálicas, como TiC, Ti(C,N) e TiN; com ligações heteropolares (iônicas), como Al_2O_3 ; e ainda com ligações covalentes, como o diamante (KLOCKE; KUCHLE, 2011).

De maneira semelhante ao PVD, o processo CVD permite a aplicação de revestimentos multicamadas, conforme ilustrado na Figura 2.7, formados por diferentes materiais depositados de forma sucessiva (ALI; GYURIKA, 2023). Com o avanço das técnicas de deposição, o número

de camadas passou a ser controlado com precisão, podendo variar de poucas até dezenas de camadas, o que possibilita combinações que aumentam a dureza, a resistência ao desgaste e a durabilidade das ferramentas (CHAPARRO et al., 2024; SACCO et al., 2025).

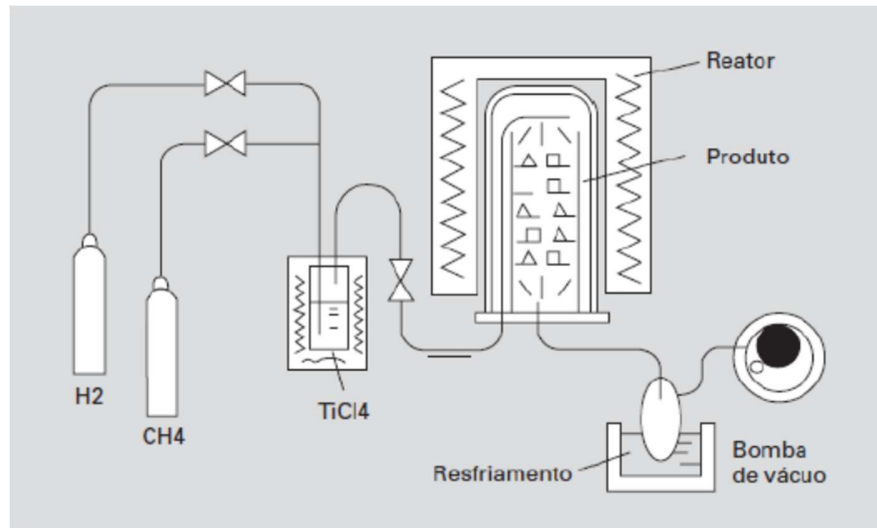


Figura 2.6. Processo CVD (MITSUBISHI, 2006).



Figura 2.7. Inserto de metal duro com revestimentos aplicados por CVD (MITSUBISHI MATERIALS, 2023).

Já a deposição física de vapor (PVD) baseia-se na vaporização física do material a partir de um alvo sólido ou líquido, que é então transportado, em vácuo ou atmosfera de baixa pressão

(com ou sem plasma), até a superfície do substrato, onde se condensa (MATTOX, 2010). As principais técnicas incluem evaporação a vácuo (Figura 2.8a), pulverização catódica (*sputtering*) (Figura 2.8b) e bombardeamento iônico reativo (Figura 2.8c). Operando em temperaturas mais baixas, o PVD gera filmes mais finos (geralmente $<5\ \mu\text{m}$), preserva a geometria original das arestas e evita alterações metalúrgicas significativas no substrato (KONYASHIN; RIES, 2022).

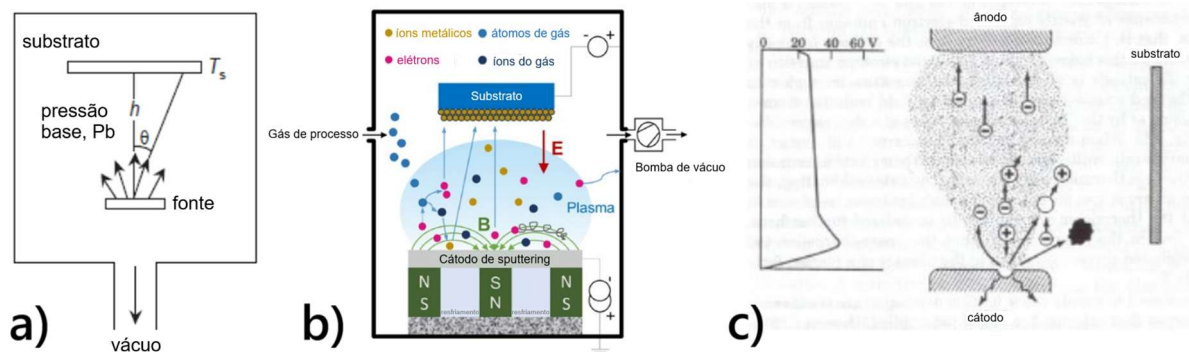


Figura 2.8. Técnicas de aplicação PVD. a) Evaporação a vácuo; b) sputtering; c) bombardeamento iônico (DENG et al., 2020a; FREUND; SURESH, 2004; SMITH; HOFFMAN, 1996).

Conforme Oerlikon Balzers (2025), o método PVD permite a deposição de diversos tipos de revestimentos, destacando-se AlCrN, DLC, NCr, TiN, TiCN e TiAl (este último mostrado na Figura 2.9). Tais camadas são amplamente empregadas em ferramentas utilizadas em operações de fresamento, rosqueamento e furação.

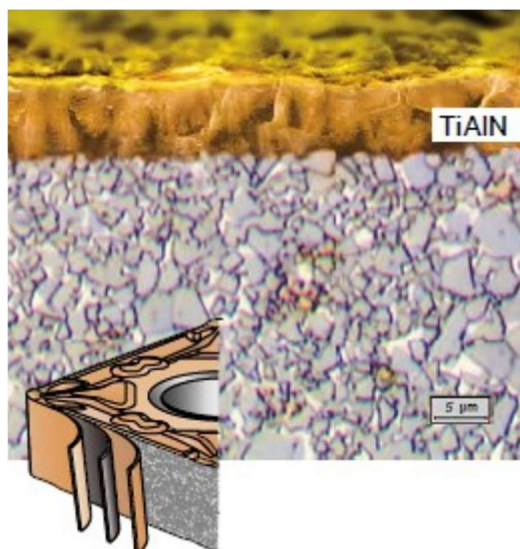


Figura 2.9. Inserto de metal duro com revestimento PVD (SANDVIK COROMANT, 2017).

Sebbe et al. (2025) analisaram o fresamento do Inconel 718 com ferramentas de metal duro revestidas com TiN/TiAlN obtidas por HiPIMS (*High Power Impulse Magnetron Sputtering*), variando velocidade de corte, avanço por dente e comprimento de corte. Verificou-se que o aumento da velocidade de corte elevou significativamente a rugosidade e o desgaste, reduzindo a vida da ferramenta, enquanto o comprimento de corte apresentou forte influência sobre o desempenho do processo. Os principais mecanismos de degradação foram abrasivo e adesivo, acompanhados pela formação de aresta postiça de corte.

Halim et al. (2022) estudaram o fresamento de alta velocidade do Inconel 718 com insertos esféricos de metal duro revestidos por PVD, sob condições de corte a seco e criogênico com CO₂. Os resultados mostraram que o resfriamento criogênico aumentou a vida útil da ferramenta em até 75% e reduziu a rugosidade superficial em 142,8% em comparação ao corte a seco. Observou-se um endurecimento dos revestimentos sob baixas temperaturas, elevando sua resistência ao desgaste. Em ambas as condições, os modos de falha predominantes foram lascamento e desgaste de entalhe, além da formação de aresta postiça de corte, porém no corte a seco esses efeitos ocorreram de forma mais severa.

Kawasaki (2025) investigou o fresamento de alta eficiência do Inconel 718 com ferramentas de metal duro revestidas com TiAlN por PVD, avaliando condições de corte que maximizassem a vida útil da ferramenta e a eficiência de usinagem. O estudo mostrou que menores velocidades de corte (10,33 m/min) combinadas com avanços mais elevados (0,4

mm/dente) resultaram em menor desgaste de flanco, menor lascamento e menor adesão de material à aresta de corte, proporcionando maior estabilidade da ferramenta e qualidade superficial superior. A utilização do revestimento TiAlN contribuiu para retardar a danificação do filme protetor e reduzir a formação e destacamento de material aderido, prolongando a vida útil da ferramenta em comparação com condições de alta velocidade.

Akgün et al. (2023) investigaram o torneamento duro do aço ferramenta AISI H13 com ferramentas de corte cerâmicas revestidas com TiN - PVD e Al₂O₃ - CVD. Os testes foram realizados a cinco velocidades de corte diferentes (120, 165, 210, 255 e 300 m/min) e três taxas de avanço (0,12, 0,18 e 0,24 mm/rev) com profundidade de corte constante de 0,6 mm. Os resultados mostraram que, enquanto a taxa de avanço influenciou a força de corte principal e a rugosidade da superfície, a velocidade de corte teve um papel significativo na potência de corte e temperatura. A força de corte, rugosidade, potência de corte e temperatura foram, em média, 13 %, 15 %, 14 % e 11 % melhores quando o aço AISI H13 foi usinado com insertos TiN - PVD em comparação aos insertos Al₂O₃ - CVD. Os mecanismos de abrasão e adesão foram mais evidentes nos insertos Al₂O₃ - CVD em comparação aos TiN - PVD.

A Tabela 2.2 demonstra as principais diferenças entre os dois processos e a Tabela 2.3 cita as principais vantagens e desvantagens de cada um.

Tabela 2.2. Comparação de ferramentas revestidas pelos processos CVD e PVD (Adaptado de MACHADO; SILVA, 2004).

	CVD	PVD
Temperatura de revestimento	Aproximadamente 1000 °C	Aproximadamente 500 °C
Tenacidade	Reduzida	Não é afetada
Aresta de corte	Arredondamento requerido	Pode ser “quina viva”
Espessura do revestimento	Até 12 µm	Até 4 µm
Camadas	Multicamadas TiC – TiN, TiN – TiCN – TiN, TiC – Al ₂ O ₃	TiN, TiCN, TiAl
Aplicações	Torneamento e mandrilamento	Fresamento, rosqueamento e furação

Tabela 2.3. Vantagens e limitações das técnicas PVD e CVD para revestimentos de ferramentas (Adaptado de ZHAO et al., 2021).

Deposição	Vantagens	Desvantagens
PVD	• Deposição em aço rápido e carbetos (mantendo sua superior tenacidade); • Garantir a aresta revestida afiada; • Alta dureza do revestimento; • Alta tensão compressiva do revestimento inibe microfissuras; • Grãos de revestimento mais finos (superfície mais suave); • Ambientalmente limpo; • Adequado para operações de acabamento médio e acabamento	• Limitações de espessura; • Pior adesão com o substrato em alguns casos.
	• Camada de revestimento espessa com altas taxas de deposição;	• Poluição química;
	• Bom contato com o substrato;	• Produção ocasional de carbonetos frágeis na interface revestimento-substrato.
	• Adequado para operações de remoção de material em alta quantidade.	
CVD		

2.2.3 Técnica de deposição física por evaporação por arco catódico

A deposição por arco catódico é um processo pertencente à família da deposição física de vapor (PVD), amplamente empregado na obtenção de filmes metálicos e revestimentos cerâmicos de elevada dureza.

O processo inicia-se pela ignição de um arco elétrico de alta corrente sobre um cátodo metálico, promovendo a evaporação localizada e a elevada ionização do material do alvo. As espécies metálicas geradas no plasma são aceleradas em direção ao substrato, onde se condensam e formam o filme, resultando em revestimentos caracterizados por elevada densidade e boa aderência (NOGUEIRA, 2026).

Após a preparação superficial do substrato, as ferramentas são introduzidas em uma câmara de vácuo, onde são submetidas a uma etapa de limpeza iônica, geralmente utilizando argônio, com o objetivo de remover óxidos e contaminantes superficiais e favorecer a aderência do revestimento. Em seguida, estabelece-se um arco elétrico de baixa tensão e alta corrente entre o cátodo metálico e o ânodo da câmara. A elevada densidade de energia concentrada na região do arco promove a evaporação e a intensa ionização do material do cátodo, originando um plasma metálico altamente energético. Durante a deposição, gases de processo e gases reativos, como o nitrogênio, são introduzidos na câmara, permitindo a formação de nitretos metálicos. Simultaneamente, uma tensão de polarização negativa é aplicada ao substrato, acelerando os íons metálicos em sua direção. Ao atingirem a superfície da ferramenta, essas espécies condensam-se e promovem o crescimento do revestimento, formando filmes finos caracterizados por elevada densidade, boa aderência e alta resistência ao desgaste (DENG et al., 2020; OERLIKON BALZERS, 2025). As Figuras 2.10 e 2.11 ilustram, respectivamente, o princípio de funcionamento da evaporação por arco catódico e as etapas de formação do revestimento durante a deposição.

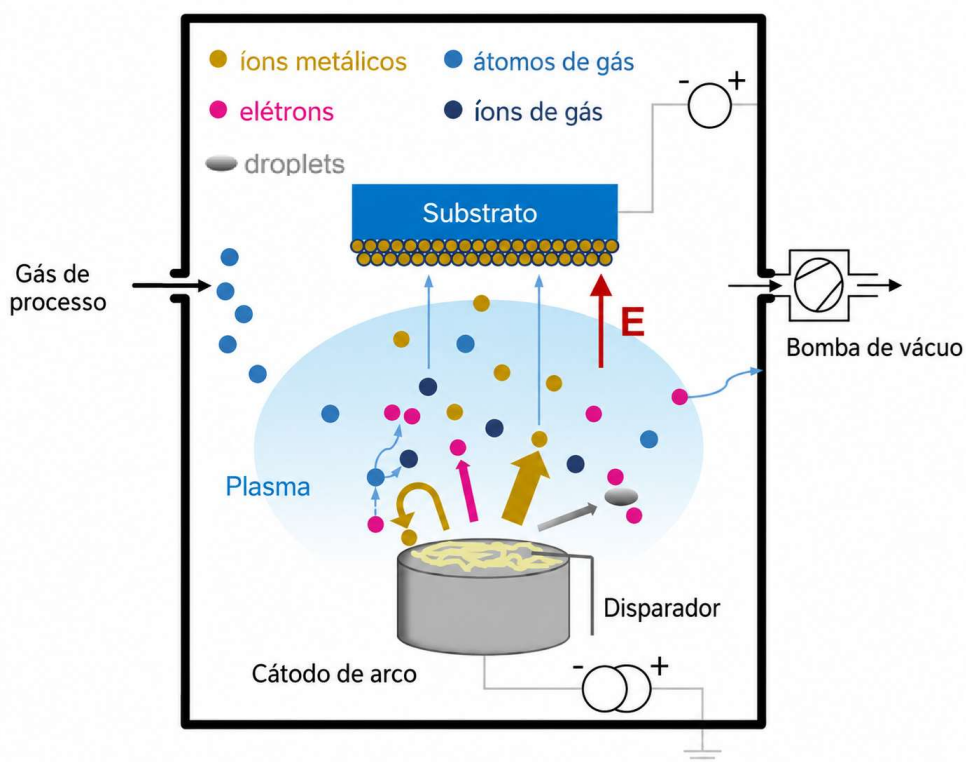


Figura 2.10. Princípio da evaporação por arco catódico (DENG et al., 2020).

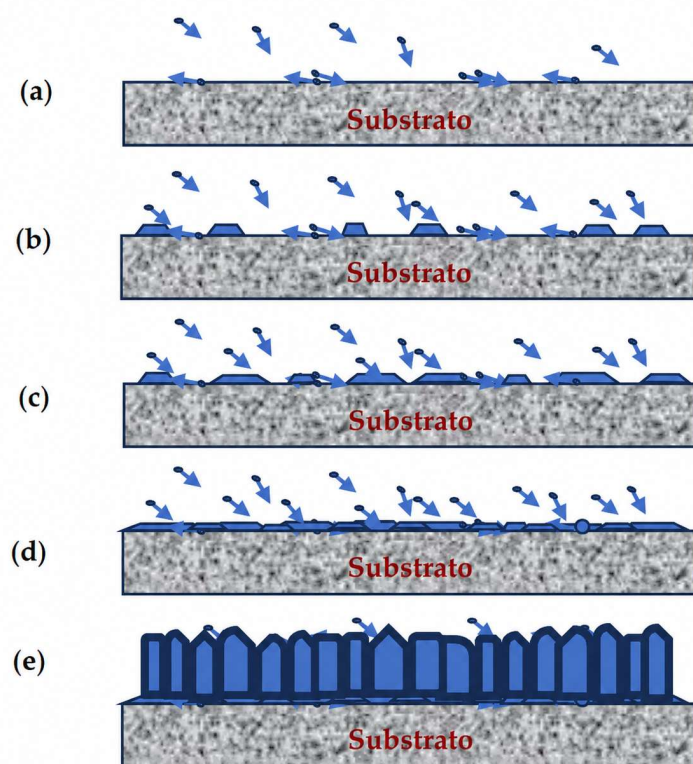


Figura 2.11. Diagrama esquemático da formação do revestimento por arco catódico (CAE-PVD): (a) condensação dos átomos; (b) nucleação; (c) crescimento dos núcleos; (d) formação da interface; e (e) crescimento contínuo do filme (MUHAMMED et al., 2024).

A evaporação por arco catódico destaca-se pela elevada ionização do plasma, que favorece a obtenção de revestimentos densos, com elevada aderência ao substrato e alta resistência ao desgaste (MUHAMMED et al., 2024). Além disso, o processo apresenta elevada taxa de deposição e opera a temperaturas inferiores a aproximadamente 500 °C, minimizando alterações metalúrgicas no substrato e permitindo sua aplicação em ferramentas de corte e outros componentes de engenharia (OERLIKON BALZERS, 2025). Outra vantagem é a possibilidade de obtenção de revestimentos multicamadas e nanocompósitos, amplamente utilizados para aumentar a vida útil das ferramentas em operações de usinagem severas (BENTI et. al, 2022).

Entretanto, a principal limitação do processo é a formação de macropartículas (*droplets*), cuja incorporação ao revestimento pode comprometer sua qualidade superficial, sendo esse efeito reduzido por tecnologias modernas de controle e filtragem do plasma (MUHAMMED et al., 2024).

2.2.4 Técnica de deposição física por pulverização catódica (*sputtering*)

A deposição física a vapor por *sputtering* constitui uma das principais técnicas utilizadas na produção de revestimentos finos destinados a ferramentas de corte, devido à sua capacidade de gerar filmes densos, aderentes e com excelente controle composicional. Trata-se de um processo físico de evaporação em meio de plasma, no qual átomos são ejetados de um alvo sólido (geralmente metálico) por bombardeamento iônico e subsequentemente depositados sobre o substrato (AISSANI et al., 2022). Essa técnica pertence ao conjunto de processos de *Physical Vapor Deposition* (PVD), sendo classificada, conforme a forma de transporte do material, em *sputtering* e evaporação.

No *sputtering*, a deposição ocorre em atmosfera rarefeita, tipicamente composta por argônio (Ar) como gás de trabalho. A aplicação de um campo elétrico acelera os íons de argônio em direção ao alvo, promovendo colisões energéticas que ejetam átomos ou aglomerados do material alvo. Esses átomos condensam sobre a superfície do substrato, formando o revestimento (AISSANI et al., 2022). Esse processo de deposição é ilustrado na Figura 2.12. Em condições industriais, a técnica é realizada em câmaras a vácuo de alta pureza, com controle preciso de pressão parcial e temperatura, garantindo elevada adesão e homogeneidade do filme (GHANTASALA; SHARMA, 2023).

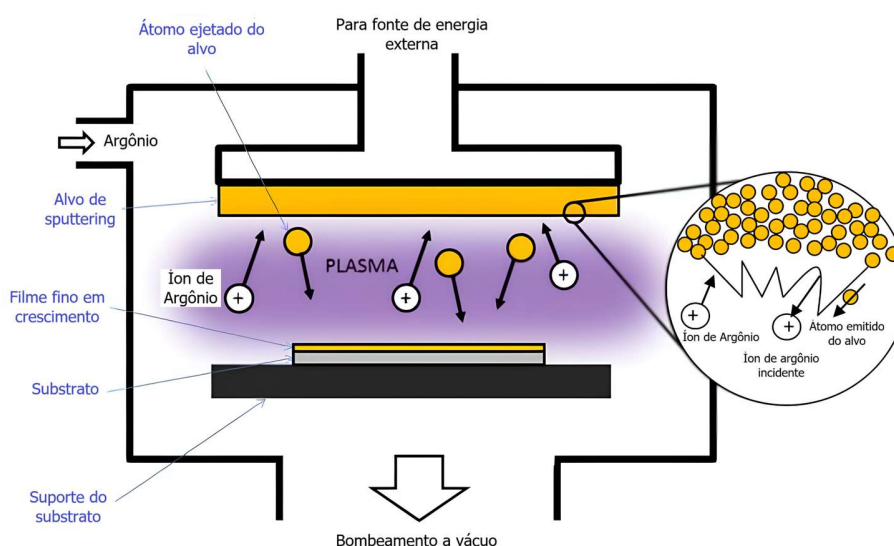


Figura 2.12. Esquema ilustrativo do processo de sputtering mostrando a ejeção de átomos do alvo por bombardeamento iônico e a formação do filme fino no substrato (AISSANI et al., 2022).

Quando gases reativos, como nitrogênio (N_2) ou metano (CH_4), são introduzidos na câmara, o processo torna-se reativo, permitindo a formação de compostos como nitretos ou carbonetos metálicos, amplamente utilizados em ferramentas de corte. Esses filmes apresentam elevada dureza e resistência à oxidação, sendo típicos os sistemas baseados em TiN, TiAlN, CrN e AlTiSiN (ADITHARAJAN et al., 2023; AISSANI et al., 2022).

A eficiência do processo de *sputtering* foi significativamente ampliada com o advento da tecnologia de *magnetron sputtering*, que utiliza campos magnéticos para confinar os elétrons próximos à superfície do alvo, aumentando a densidade de plasma e, conseqüentemente, a taxa de deposição (BOROWSKI; MYŚLIWIEC, 2025; GHANTASALA; SHARMA, 2023). Essa configuração possibilita operar com pressões mais baixas e temperaturas reduzidas, sendo adequada para substratos sensíveis ao calor, como ferramentas de aços rápidos (AISSANI et al., 2022). A Figura 2.13 ilustra uma comparação entre o confinamento de plasma obtido em diferentes modos de *magnetron*.

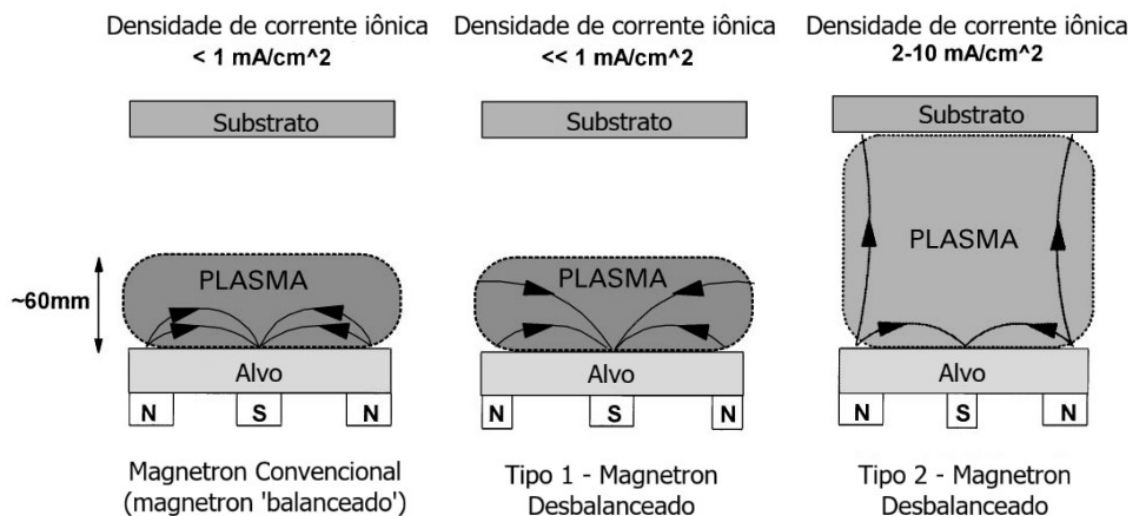


Figura 2.13. Representação esquemática do confinamento de plasma observado em magnetrons convencionais e não balanceados (Adaptado de KELLY; ARNELL, 2000).

Entre as variantes industriais do *magnetron sputtering*, destaca-se o HiPIMS (*High-Power Impulse Magnetron Sputtering*), desenvolvido para superar as limitações do modo convencional de corrente contínua DCMS (*Direct Current Magnetron Sputtering*). Nesse

processo, pulsos de alta potência e curta duração são aplicados ao alvo, produzindo uma densidade de plasma muito superior e uma fração ionizada do material ejetado significativamente maior (DAS et al., 2023; VETTER et al., 2023). Isso resulta em um fluxo altamente energético de espécies metálicas, promovendo filmes mais densos, com menor porosidade e melhor adesão ao substrato. O processo é ilustrado na Figura 2.14.

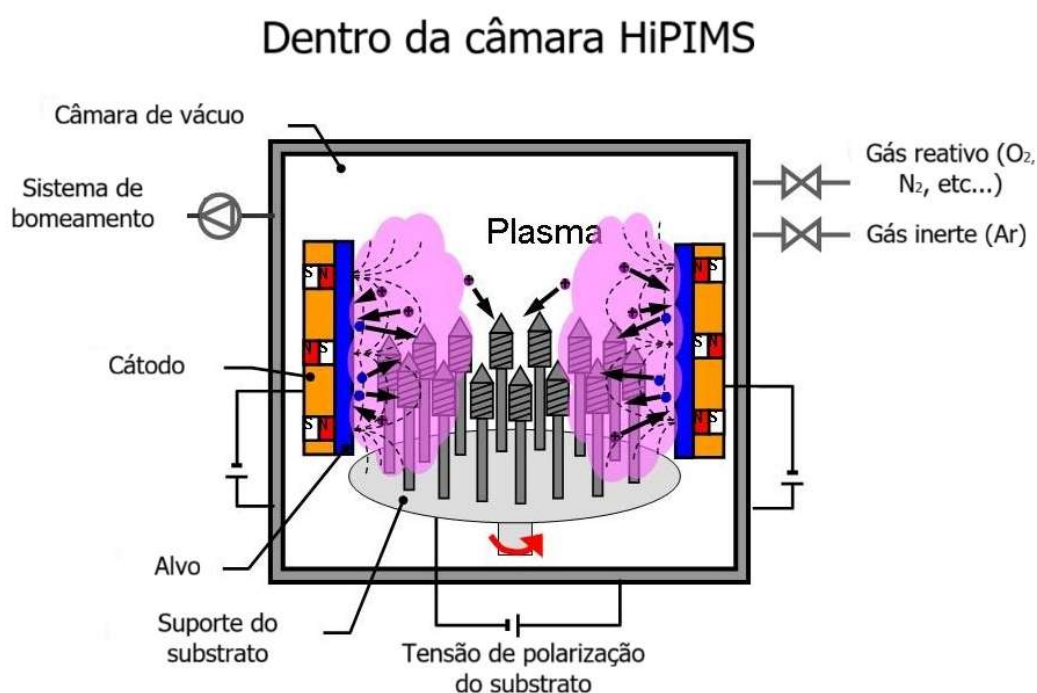


Figura 2.14. Câmara de HiPIMS (Adaptado de SRC METALS CO., 2015).

Segundo Vetter et al. (2023), o HiPIMS opera tipicamente com densidades de potência na faixa de 0,1 a 1 kW/cm² e correntes de pico da ordem de 0,3-2 A/cm². Tais condições geram um regime de *auto-sputtering*, no qual parte do próprio material do alvo mantém o plasma ativo sem depender inteiramente do gás de ionização. O processo permite um controle refinado da energia e da direção dos íons incidentes, o que favorece a compactação do filme e o ajuste das tensões residuais.

Embora o HiPIMS apresente taxas de deposição inferiores às do DCMS convencional, sua capacidade de produzir revestimentos com microestruturas mais homogêneas e aderentes

tem levado à sua crescente adoção industrial, especialmente na deposição de revestimentos duros aplicados a ferramentas de corte (BOROWSKI; MYŚLIWIEC, 2025; DAS et al., 2023).

O controle dos parâmetros de processo, tais como potência de descarga, pressão de trabalho, composição gasosa, distância alvo-substrato e polarização do substrato, exerce influência direta sobre a morfologia, a textura cristalográfica e as tensões internas dos filmes obtidos (AISSANI et al., 2022; GHANTASALA; SHARMA, 2023).

De acordo com Dabees et al. (2022), filmes obtidos por *sputtering* apresentam grãos finos, elevadas densidades de defeitos cristalinos e tensões compressivas, resultantes do bombardeamento iônico intenso. Essas características conferem aos revestimentos elevada dureza e resistência ao desgaste, sendo particularmente vantajosas em aplicações de usinagem. Além disso, a temperatura relativamente baixa do processo, geralmente inferior a 500 °C, minimiza a perda de dureza do substrato, fator essencial para ferramentas de aço rápido.

A introdução de camadas múltiplas ou nanolamelas, viabilizada pela precisão do *sputtering*, é amplamente empregada para otimizar desempenho mecânico e térmico. Revestimentos multicamadas, como TiN/TiAlN ou AlTiN/AlTiSiN, exibem sinergia entre as propriedades das camadas, dureza elevada, barreira térmica eficiente e boa resistência à oxidação, resultando em aumento significativo da vida útil da ferramenta (ADITHARAJAN et al., 2023; DABEES et al., 2022).

Os revestimentos obtidos por *sputtering* têm papel consolidado na melhoria do desempenho de ferramentas de corte, especialmente no fresamento e torneamento de materiais de difícil usinagem. Segundo Dabees et al. (2022), ferramentas de metal duro revestidas por PVD apresentam desempenho superior em relação às ferramentas não revestidas, principalmente devido à redução do atrito e à melhora na dissipação térmica.

Revestimentos à base de AlTiN, AlTiSiN e CrAlN depositados por *sputtering* demonstram elevada estabilidade térmica, sendo amplamente utilizados em operações a seco ou sob condições severas de temperatura. O trabalho de Sousa et al. (2021) destaca que a deposição dessas camadas via HiPIMS e DCMS proporciona diferenças significativas em microestrutura e desempenho em usinagem, evidenciando maior densificação e vida útil quando empregada a técnica HiPIMS.

De forma complementar, estudos recentes sobre integração de revestimentos e microtexturização de ferramentas mostram que a modificação da superfície combinada a

revestimentos PVD pode otimizar o comportamento tribológico e reduzir desgaste adesivo (XIN et al., 2022). Além disso, Panjan et al. (2021) discutem que a topografia superficial e a presença de defeitos como colunas e microtrilhas influenciam diretamente a adesão e a resistência à fadiga do revestimento, aspectos críticos no desempenho durante o corte.

O método de deposição por *sputtering*, em suas diversas variantes, especialmente o *magnetron sputtering* e o HiPIMS, representa uma das técnicas mais eficazes para a produção de revestimentos duros aplicados a ferramentas de corte. Sua capacidade de controlar finamente a microestrutura, a composição e as tensões internas permitem o desenvolvimento de filmes com propriedades tribológicas e térmicas superiores, ampliando a vida útil das ferramentas e a eficiência dos processos de usinagem (SOUSA et al., 2021; VETTER et al., 2023).

Os avanços recentes em pulsos de alta potência, controle magnético e combinações híbridas têm expandido o potencial industrial do *sputtering*, consolidando-o como um método de referência na engenharia de superfícies (ADITHARAJAN et al., 2023; BOROWSKI; MYŚLIWIEC, 2025).

2.2.5 Revestimentos comerciais

- Revestimentos à base de Titânio (TiN, TiCN, TiC, TiAlN, TiSiXN)

Atualmente, há uma ampla variedade de revestimentos disponíveis para diferentes aplicações. Há, por exemplo, os revestimentos da família do Titânio. Dentre eles, o nitreto de titânio (TiN) é recomendado para operações que demandam baixo coeficiente de atrito aliado a uma boa dureza, já o carbonitreto de titânio (TiCN) é mais adequado para os casos em que o desgaste abrasivo predomina, devido à sua alta dureza (BABERGE, 2024).

O carboneto de titânio (TiC) é amplamente utilizado como revestimento por apresentar elevada dureza, cerca de 3000 HV, e excelente resistência ao desgaste abrasivo, o que contribui para aumentar a vida útil da ferramenta. Possui baixa tendência de soldagem com o material da peça, reduzindo a formação de aresta postiça e o desgaste, além de baixo coeficiente de dilatação térmica, favorecendo a estabilidade dimensional. Devido à presença de carbono, é necessário o uso de uma barreira térmica, sendo comum a aplicação de óxido de alumínio como segunda camada para evitar desgaste por difusão (DINIZ et al., 2014).

Outro exemplo é o revestimento ternário nitreto de titânio alumínio (TiAlN) que pode ser aplicado tanto em forma de mono quanto de multicamadas. É indicado para processos de usinagem onde a abrasão é o principal mecanismo de desgaste, ou em condições que exigem maior resistência à oxidação (CHANG; CHAO, 2021).

Em revestimentos mais avançados, é comum a combinação de camadas à base de TiAlN com compostos contendo nitreto de titânio e silício (TiSiXN), visando aprimorar o desempenho do revestimento em condições severas de usinagem (OERLIKON BALZERS, 2025). A incorporação de silício promove o refinamento da microestrutura, contribuindo para o aumento da dureza, da estabilidade térmica e da resistência à oxidação (PU et al., 2023). Em função dessas características, revestimentos da família AlTiN/TiSiXN, como o BALINIT® TISAFLEX utilizado neste trabalho, apresentam bom desempenho em operações de usinagem submetidas a altas temperaturas e elevadas solicitações mecânicas.

Grigoriev et al. (2021) investigaram as propriedades tribológicas de uma amostra com revestimento Ti - TiN - (Ti, Al, Nb, Zr)N em temperaturas entre 500 e 1000 °C. Foi observado que, a partir de 700 °C, o componente adesivo do coeficiente de atrito da amostra revestida reduziu cerca de 20 % em comparação com a amostra não revestida. Além disso, analisou-se o padrão de desgaste em uma ferramenta de corte metálica na usinagem de aço em velocidades de corte de 300 e 400 m/min. Com o aumento da velocidade de corte, a difusão de ferro (Fe) no revestimento aumentou em 56 %, enquanto a difusão de titânio (Ti) e outros elementos do revestimento no material usinado cresceu 35 %. O aumento da velocidade reduziu ligeiramente o componente adesivo do coeficiente de atrito e do mecanismo de desgaste por adesão, tornando mais predominantes os mecanismos de difusão. Isso intensificou o efeito térmico no revestimento, levando à formação de trincas internas e delaminações.

Sousa et al. (2021) analisaram o comportamento do desgaste de fresas revestidas com TiAlSiN e TiAlN pela técnica de PVD na usinagem do aço-ferramenta pré-endurecido W 1.2711. A pesquisa mostrou que as ferramentas revestidas com TiAlSiN, especialmente as de topo esférico, apresentaram menor desgaste e melhor acabamento superficial da peça usinada. Os principais mecanismos de desgaste observados foram adesão, abrasão e delaminação do revestimento. Além disso, a morfologia superficial da ferramenta e os sulcos deixados após a retificação da ferramenta sem revestimento influenciaram significativamente o modo de desgaste do revestimento.

- Revestimentos à base de Cromo-Alumínio (AlCrN)

O nitreto de cromo-alumínio (AlCrN) faz parte de uma nova geração de revestimentos, sendo reconhecido por sua elevada resistência ao desgaste abrasivo. Em alguns testes realizados em operações de fresamento, observou-se um aumento notável na vida útil das ferramentas em comparação aos revestimentos tradicionais (HE et al., 2024). Revestimentos à base de AlCrN apresentam maior resistência à oxidação e dureza superior em relação aos revestimentos anteriores. Além disso, são estáveis em condições de temperaturas elevadas, proporcionando um desempenho superior de forma geral. Estes revestimentos são aplicáveis tanto em ferramentas de metal duro quanto em ferramentas de aço rápido, com uma dureza H_{IT} que atinge aproximadamente 44 ± 4 GPa (OERLIKON BALZERS, 2025).

Senthil Kumar et al. (2025) aplicaram um revestimento PVD à base de AlCrN, por deposição a arco catódico, em insertos de corte para atuar como barreira térmica, aumentando a dureza e melhorando o desempenho tribológico. A adesão e integridade mecânica foram avaliadas por microdureza Vickers, enquanto a morfologia superficial e a composição química foram analisadas por MEV (Microscopia Eletrônica de Varredura) e EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva). Ensaio pino-disco mostraram redução significativa na taxa de desgaste dos insertos revestidos em relação aos não revestidos, resultado confirmado por observações de trilhas de desgaste em MEV. No torneamento do aço inoxidável SS304, os insertos revestidos apresentaram melhor desempenho em força de corte, rugosidade superficial, desgaste da ferramenta e temperatura de corte.

Kim et al. (2021) investigaram o efeito do revestimento de nitreto de cromo-alumínio (AlCrN), aplicado pelo método PVD com aceleração por arco de plasma, no desgaste de ferramentas e na qualidade de furos durante a furação convencional de compósitos de polímero reforçado com fibra de carbono (CFRP), liga de titânio (Ti) e conjuntos CFRP–Ti utilizados na indústria aeroespacial. Ensaio com brocas não revestidas e revestidas mostraram que, na furação de CFRP, o revestimento foi removido nas arestas de corte e guia cilíndrica devido à abrasão pelas fibras de carbono, enquanto que na furação de Ti, o revestimento reduziu a formação de material aderido, diminuindo o desgaste. A utilização do revestimento também melhorou a qualidade dos furos em ambos os materiais e, no caso dos conjuntos CFRP–Ti, reduziu as forças

de corte e melhorou parâmetros como diâmetro médio, circularidade, rugosidade e altura da rebarba na saída do Ti.

- Revestimentos cerâmicos (Al_2O_3)

O óxido de alumínio (Al_2O_3) é um revestimento cerâmico amplamente utilizado em ferramentas de corte devido à sua elevada dureza a quente, inércia química e resistência ao desgaste abrasivo e à oxidação, especialmente em ambientes de alta temperatura. Sua baixa condutividade térmica, que se reduz ainda mais com o aumento do gradiente de temperatura, atua como uma barreira térmica eficiente, protegendo a superfície da ferramenta e reduzindo a tendência de formação de desgaste de cratera. No entanto, apresenta baixa resistência a choques mecânicos e térmicos, o que limita sua aplicação em operações sujeitas a variações bruscas de carga e temperatura (DINIZ et al., 2014; MACHADO et al., 2015).

Cabe destacar que, além das famílias de revestimentos amplamente empregadas (como TiN/TiAlN, AlCrN e Al_2O_3), a literatura recente aponta um avanço no desenvolvimento de sistemas mais complexos: filmes ternários e multielementos, nanocompósitos, multicamadas nanoestruturadas, revestimentos superduros (DLC, boretos) e filmes de elevada entropia, projetados para suportar condições extremas de usinagem (altas temperaturas, materiais de difícil usinagem, regimes secos) (SOUSA; SILVA, 2020; XU; EL MANSORI, 2022).

A Tabela 2.4 reúne as principais características e propriedades de alguns dos revestimentos mais utilizados, produzidos pelos processos PVD e CVD.

Tabela 2.4. Principais características e propriedades dos revestimentos produzidos por PVD e CVD (Adaptado de KLOCKE; KUCHLE, 2011).

	TiN	TiCN	TiC	TiAlN	CrN	Al_2O_3
Processo de produção	PVD/CVD	PVD/CVD	PVD	PVD	PVD	CVD
Espessura do recobrimento (μm)	1 a 5	1 a 5	1 a 5	1 a 5	1 a 10	1 a 5
Microdureza (HV 0,05)	2300	3000	3100	3000	1900	2100 HV 0,1
Temperatura de oxidação ($^{\circ}\text{C}$)	> 450	> 350	> 350	> 700	> 600	-

	TiN	TiCN	TiC	TiAlN	CrN	Al ₂ O ₃
Barreira de efeito térmico	+++	++	+	++++	+	+++++
Resistência à abrasão	++	+++	+++	+++	++	++
Resistência a desgaste por adesão (em relação ao aço)	++	++	+	++	++	+++
Resistência ao desgaste por difusão (em relação ao aço)	++	+	+	+++	++	+++
Proteção do substrato à corrosão	+	+	+	+	++	+

Dentre os revestimentos analisados, foram selecionados para os experimentos deste trabalho o AlCrN (ALCRONA EVO®), o AlTiN/TiSiXN (TISAFLEX®) e o AlTiN (LATUMA®), totalizando três tipos de revestimentos. A Tabela 2.5 apresenta as principais propriedades de cada revestimento da *Oerlikon Balzers*, destacando suas vantagens específicas, especialmente em aplicações que demandam alta resistência ao desgaste e desempenho em temperaturas elevadas.

Tabela 2.5. Dados dos revestimentos ALCRONA EVO®, TISAFLEX® e LATUMA® (OERLIKON BALZERS, 2025).

Revestimento	AlCrN	AlTiN/TiSiXN	AlTiN
Dureza do revestimento H _{IT} (GPa)	44 ± 4	38 ± 5	35 ± 3
Tensão de Compressão (GPa)	-3,5 ± 1	-5 ± 1	-3 ± 1
Temperatura Máxima de Serviço (°C)	1100	1100	1000
Temperatura de Revestimento (°C)	< 500	< 600	< 500
Coloração	Cinza Brilhante	Bronze	Cinza
Nome Comercial	ALCRONA EVO®	TISAFLEX®	LATUMA®

2.3 Fresamento de Topo

O fresamento de topo é um processo amplamente empregado, oferecendo vantagens tanto na usinagem de superfícies quanto na confecção de ranhuras, bolsões, fendas e cavidades de diferentes formas e dimensões (DEEPANRAJ et al., 2022).

O fresamento pode ser executado nas modalidades concordante ou discordante, como mostrado na Figura 2.15, definidas pelo sentido de rotação da fresa em relação ao avanço da peça. No fresamento discordante, a espessura do cavaco aumenta gradualmente de zero até um valor máximo, e o contato dos dentes da fresa ocorre sobre a superfície previamente encruada pelo corte anterior, o que intensifica o desgaste. Além disso, a componente da força de usinagem tende a puxar a peça para fora da mesa. Já no fresamento concordante, a penetração da fresa inicia com a espessura máxima do cavaco e diminui até atingir zero, gerando um impacto inicial que pode aumentar as avarias nas arestas de corte, porém com a vantagem de que a componente vertical da força pressiona a peça contra a mesa. No fresamento de topo, como no caso da usinagem de rasgos, é comum ocorrerem simultaneamente as ações concordante e discordante, caracterizando o chamado corte combinado, no qual o movimento de rotação da fresa se relaciona diretamente com o avanço em relação à peça (DINIZ et al., 2014; KLOCKE; KUCHLE, 2011).

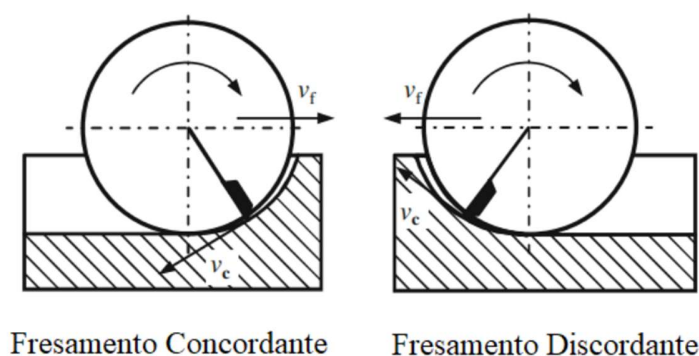


Figura 2.15. Esquemática de fresamento concordante e fresamento discordante (KLOCKE; KUCHLE, 2011).

Assim como muitas ferramentas de corte, as fresas de topo possuem várias arestas cortantes na extremidade, mas também contam com arestas adicionais nas superfícies periféricas. Consequentemente, são adequadas tanto para cortes de topo quanto para cortes periféricos. Essas fresas permitem realizar cortes precisos, tornando-se práticas para uma ampla variedade de aplicações, incluindo gravações e a fabricação de peças de máquinas (WAYKEN RAPID MANUFACTURING, 2022).

A face frontal da ferramenta pode apresentar configuração plana ou semiesférica, e tanto o número de arestas quanto o diâmetro da fresa variam em função de parâmetros como a

geometria final desejada e o material a ser usinado (JOSHI; BOLAR, 2021). A Figura 2.16 ilustra alguns modelos de fresas de topo.



Figura 2.16. Modelos de fresas de topo (BUCKELL, 2019).

O fresamento de topo reto é uma modalidade definida pela ferramenta empregada, a qual possui face frontal plana e, em certos casos, apresenta arestas adicionais, conhecidas como arestas secundárias. Nesse tipo de processo, quando aplicado à usinagem de superfícies planas, a superfície final é formada pela aresta secundário, embora a remoção efetiva do material seja realizada pela aresta primário da fresa. Assim, em função da geometria da ferramenta, o fresamento ocorre de maneira combinada, integrando simultaneamente as ações frontal e tangencial de forma contínua (DINIZ et al., 2014; KLOCKE; KUCHLE, 2011).

As características construtivas das fresas desempenham papel essencial na sua resistência às variações de carregamentos termomecânicos. Na macrogeometria, elementos como o número de arestas, a presença de quebra-cavacos, as dimensões e os ângulos principais definem a ferramenta, que pode apresentar diferenças entre fabricantes mesmo quando destinada à mesma aplicação (DENKENA et al., 2021; JOSHI; BOLAR, 2021).

As fresas de topo reto podem variar quanto ao número e ao tipo de arestas. Essas podem estar distribuídas ao longo da superfície cilíndrica de forma reta ou helicoidal. O perfil das arestas também se diferencia: contínuo, geralmente empregado em operações de acabamento, ou ondulado, utilizado em desbaste para facilitar a quebra do cavaco (YU et al., 2024). A quantidade de arestas influencia diretamente o espaço disponível para alojamento e evacuação do cavaco,

mas, em contrapartida, afeta a dimensão do núcleo da ferramenta e, consequentemente, sua rigidez. Quanto maior o núcleo, menor a deflexão e a probabilidade de falhas (JOSHI; BOLAR, 2021).

A Figura 2.17 apresenta diferentes perfis da face de fresas de topo reto com o mesmo diâmetro externo, variando no número de arestas e, consequentemente, no tamanho do núcleo, representado por um círculo central em cada perfil. A ilustração evidencia também a relação entre os canais formados pelas arestas: quando há maior espaço para alojamento de cavacos, a rigidez da fresa é reduzida, sendo essa condição mais adequada para operações de desbaste; já quando a capacidade de alojamento é menor, a rigidez aumenta, tornando a ferramenta mais apropriada para operações de acabamento (OSG, 2023).

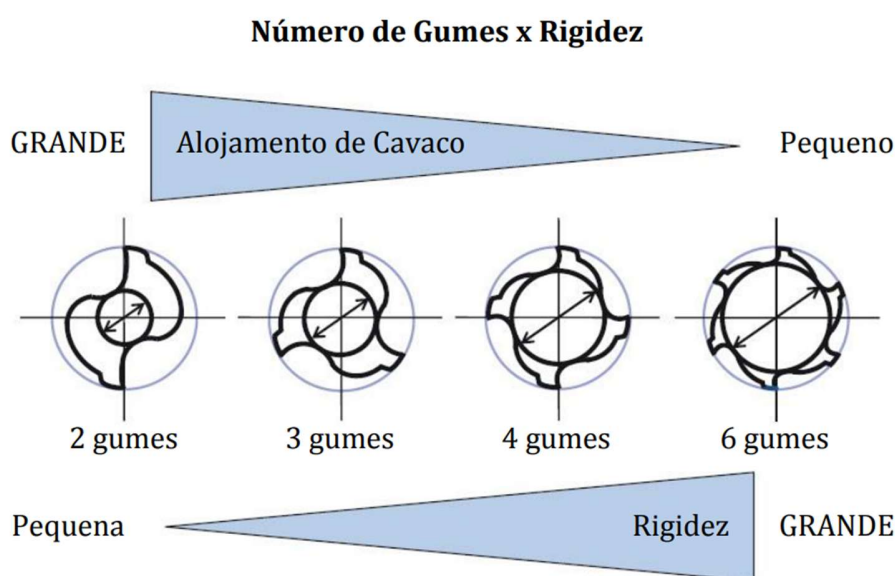


Figura 2.17. Comparação dos perfis de diferentes fresas (Adaptado de OSG, 2023).

A Figura 2.18 apresenta uma fresa de topo reto, destacando suas principais partes e elementos que definem a construção geométrica. Na ilustração, alguns ângulos merecem atenção especial devido ao papel que exercem no desempenho da ferramenta. O ângulo de folga ou incidência (α_o), formado entre a ferramenta e a superfície usinada da peça, tem a função de evitar atrito entre ambos. Esse ângulo geralmente varia entre 5° e 20° : valores muito baixos dificultam a penetração da cunha no material, enquanto valores excessivamente altos reduzem sua

resistência, favorecendo pequenas quebras. Já o ângulo de saída (γ_0), definido entre a superfície de saída do cavaco e o plano de referência, influencia diretamente a força e a potência de corte. Costuma variar de -8° a 20° ; ângulos maiores facilitam a extração e o escoamento do cavaco, enquanto valores negativos são aplicados em materiais de difícil usinagem ou em operações de corte interrompido, conferindo maior robustez à cunha. Por fim, o ângulo β_0 corresponde ao ângulo da cunha de corte, formado entre a face e o flanco da ferramenta (FRACARO, 2017; MACHADO et al., 2015).

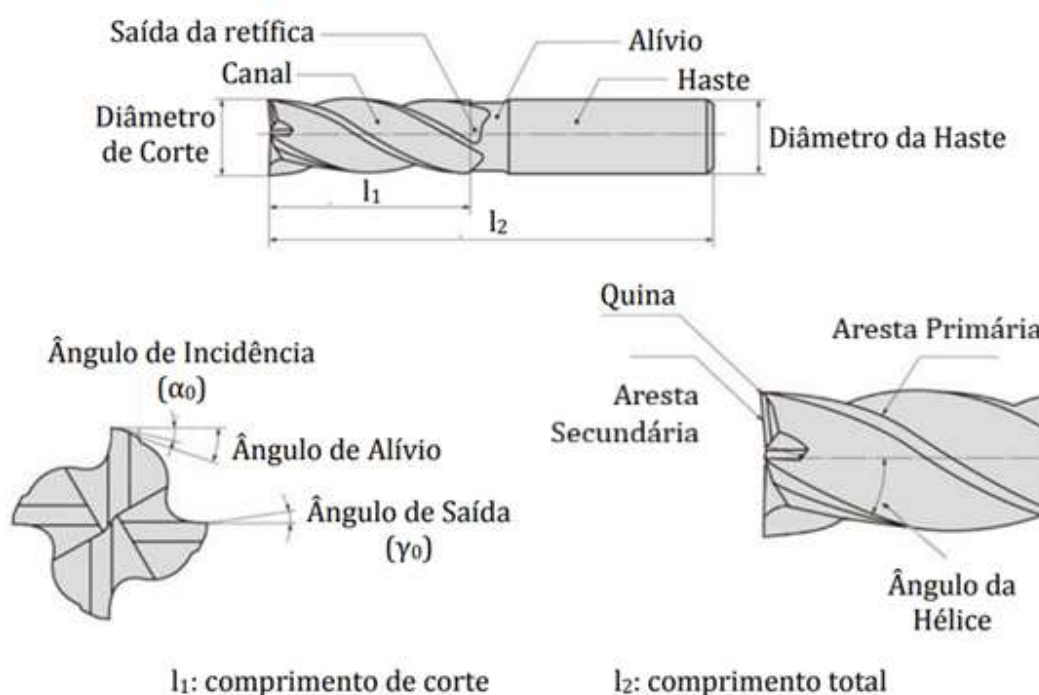


Figura 2.18. Geometria da fresa de topo reto (Adaptado de MITSUBISHI MATERIALS CORPORATION, 2014).

Os perfis mais comuns das fresas de topo são o reto, o esférico e o com raio. Em situações específicas, também podem ser empregados perfis com chanfro, côncavo ou em formato de broca, escolhidos de acordo com a geometria a ser usinada, conforme ilustrado na Figura 2.19.

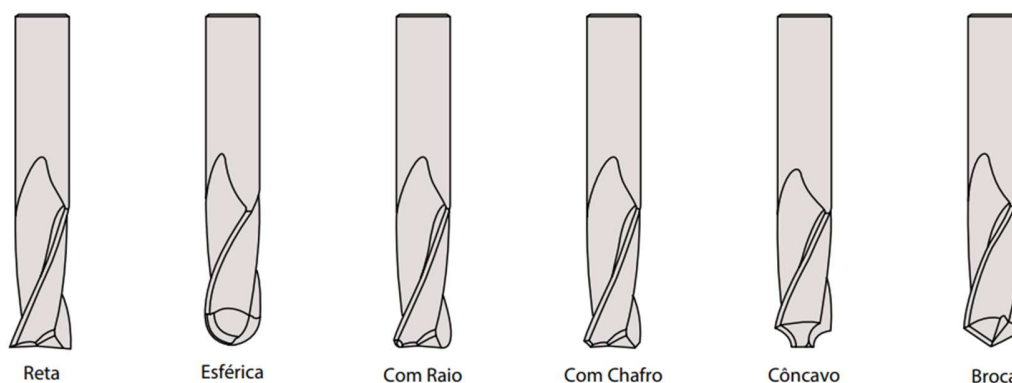


Figura 2.19. Perfis de fresas (OSG, 2023).

As fresas inteiriças são produzidas em peça única, obtidas por usinagem por meio do processo de retificação, que confere ao substrato a forma e as dimensões necessárias para sua utilização como ferramenta de corte. Possuem baixo custo inicial e são indicadas para fresas de geometrias especiais, aplicações em lotes reduzidos de produção e para uso geral no setor de ferramentaria (LI et al., 2023; STEMMER, 2005).

Geralmente possuem arestas na face frontal, denominados arestas secundárias. Embora não sejam responsáveis diretos pela remoção do material, o encontro entre elas e a aresta principal forma a quina (ponta de corte) da fresa. Quando se trata de superfícies perpendiculares ao eixo da ferramenta, essa quina exerce papel relevante tanto na formação do cavaco quanto na qualidade superficial obtida. Em operações de microfresamento, a quina recebe atenção especial em estudos científicos, sendo frequentemente descrita como um raio que caracteriza a transição entre a aresta principal e a secundária (DE OLIVEIRA, F. B. et al., 2015).

A capacidade das fresas de topo em realizar operações de fresamento tangencial é limitada pela relação entre a profundidade e a largura de corte, no caso das fresas inteiriças, e pelo comprimento útil da aresta, quando se utilizam inserts intercambiáveis. Para essas últimas, as recomendações dos fabricantes indicam que o comprimento de contato entre a ferramenta e a peça não deve exceder metade do comprimento total da aresta de corte (SANDVIK COROMANT, 2011).

O fresamento frontal pode ser realizado de forma simétrica ou assimétrica, sendo que, no primeiro caso, o cavaco formado nas duas metades do contato é semelhante, enquanto no segundo apresenta diferenças. O fresamento simétrico tende a gerar maiores vibrações devido à

variação da componente radial das forças de corte, o que pode reduzir a vida útil da ferramenta e prejudicar o acabamento, especialmente quando apenas um dente atua no corte, como em operações de desbaste com passo grande. Já no fresamento assimétrico essa variação é menor, reduzindo a tendência às vibrações. Em ambos os casos, deve-se evitar que a espessura inicial do cavaco seja nula, para não elevar excessivamente a pressão específica de corte (K_s) e, consequentemente, a força de usinagem (RADU; SCHNAKOVSKY, 2024; SONG; ZHANG, 2021).

Ehsan et al. (2024) estudaram o fresamento de topo a seco do aço AISI D2 com ferramentas de metal duro revestidas com TiAlN por PVD, variando o número de arestas de corte (2, 4 e 6). Foram analisadas vibrações, rugosidade, temperatura na zona de corte e desgaste da ferramenta, correlacionados por técnicas de *machine learning* e planejamento fatorial. Os melhores resultados foram obtidos com 6 arestas, avanço de 300 mm/min e profundidade de 0,5 mm, reduzindo significativamente vibração, rugosidade, temperatura e desgaste.

Agic et al. (2019) desenvolveram um método de medição e processamento de sinais para quantificar vibrações no fresamento de topo, avaliando cinco geometrias de aresta de corte utilizadas na indústria. Os resultados mostraram que um chanfro de proteção moderado combinado a um ângulo de saída relativamente alto reduziu significativamente as vibrações na maioria das condições de corte. A análise também revelou diferenças marcantes no comportamento dinâmico entre geometrias altamente positivas e altamente negativas, demonstrando que a seleção da geometria da aresta e das condições de corte exerce papel decisivo na minimização de vibrações no fresamento.

Schulze et al. (2023) avaliaram o fresamento do Inconel 718 fabricado por manufatura aditiva em comparação ao material forjado, considerando o desgaste da ferramenta e a qualidade da peça usinada. Foram testadas cinco ferramentas de metal duro revestidas com diferentes geometrias sob parâmetros de corte constantes em fresamento concordante. Os resultados mostraram forte dependência em relação aos parâmetros geométricos das ferramentas, sendo que aquelas com ângulo de saída negativo apresentaram maior desgaste. A comparação entre as duas maneiras de fabricação indicou variações na resposta de usinagem.

Vavruška et al. (2022) avaliaram a vida útil de ferramentas no fresamento do Inconel 718 utilizando insertos de metal duro com diferentes tratamentos na aresta de corte. As modificações realizadas alteraram propriedades como dureza superficial e raio da aresta, influenciando

diretamente o desempenho da ferramenta durante o corte. Os resultados mostraram que o ajuste preciso da microgeometria, combinado com uma trajetória de usinagem adequada, influencia significativamente a formação do cavaco, a distribuição dos esforços e a carga sobre a ferramenta, proporcionando maior vida útil no fresamento do Inconel 718.

2.4 Inconel 718

2.4.1 Superligas à base de níquel: aplicações e características

O níquel (Ni) é um elemento químico de número atômico 28, classificado entre os metais de transição. Possui estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC), característica que lhe confere uma combinação favorável de dureza e ductilidade. Apresenta ponto de fusão de 1.455 °C e densidade de 8.908 kg/m³. Em termos de abundância, ocupa a 24^a posição entre os elementos presentes na crosta terrestre, sendo o quinto metal mais comum no meio industrial (HAYYAT et al., 2020; MESHRAM; PANDEY, 2019). Segundo a ASM International (1990), os primeiros registros de ligas contendo níquel remontam à China do século XV, embora existam indícios de que seu uso possa ter ocorrido já no século IV a.C., quando era confundido com a prata. O desenvolvimento das superligas à base de níquel ganhou impulso em 1905 com a criação do Monel, uma liga níquel-cobre de elevada resistência à tração e à corrosão, tanto atmosférica quanto em ambientes marinhos. A partir desse marco, diversas outras ligas foram desenvolvidas, como Nimonic, Waspaloy e Inconel. Atualmente, o níquel é incorporado principalmente em ligas metálicas, conforme apresentado na Tabela 2.6.

Tabela 2.6. Diversos usos do níquel (ASM INTERNATIONAL, 1990; MARQUES, 2015).

	Aço Inoxidável	Ligas de Aço	Ligas à base de Níquel	Ligas à base de Cobre	Galvanização	Fundição	Outros
Uso percentual do Ni (%)	57	9,5	13	2,3	10,4	4,4	3,3

O níquel (Ni) apresenta notável versatilidade como elemento, pois pode se combinar facilmente com uma ampla variedade de metais para formar diversas ligas aplicadas em

diferentes setores. Alguns exemplos incluem as ligas de níquel-cromo, níquel-cromo-ferro, aços inoxidáveis, ferro-níquel-cromo, níquel-ferro e ferro-níquel. Quando combinado ao cobre, o níquel forma uma mistura totalmente solúvel, que constitui a base de muitas superligas à base de níquel (FERNANDES, 2023). As ligas de níquel podem ser agrupadas em cinco categorias principais, cada uma com características e aplicações específicas conforme mostrado na

Tabela 2.7.

Tabela 2.7. Quadro comparativo das ligas de níquel (ASM INTERNATIONAL, 1989, 1990).

Grupo	Composição típica	Dureza (HV)	Resistência à tração (MPa)	Exemplo de liga	Características principais
A – Níquel puro	> 95% Ni	115 – 388	345 – 1170	Duranickel 301	Resistência e dureza moderadas; pode ser melhorado por tratamento térmico.
B – Níquel-cobre	29 – 63% Ni, 27 – 34% Cu	111 – 303	385 – 1100	K-500	Boa resistência, menor dureza que grupo A; endurecimento por precipitação.
C – Níquel-cromo / níquel-cromo-ferro	44 – 78% Ni, 5 – 25% Cr, 1 – 21% Fe	115 – 388	620 – 1310	Inconel 718	Alta resistência mecânica e boa usinabilidade, inclusive em altas temperaturas.
D – Ferro-níquel-cromo	22 – 40% Fe, 20 – 46% Ni, 19 – 23% Cr	95 – 342	550 – 1210	Liga 925	Endurecimento por envelhecimento; elevada resistência e dureza.
E – Monel R-405	≥ 63% Ni, 28 – 34% Cu + S	115 – 142	~ 550	Monel R-405	Excelente usinabilidade; enxofre atua como lubrificante sólido, favorecendo quebra de cavaco.

As superligas à base de níquel apresentam excelente resistência à fadiga e à fluência, além de combinarem elevada ductilidade e rigidez. Tais propriedades tornam esses materiais particularmente adequados para aplicações em ambientes severos, como é o caso de componentes utilizados nas indústrias aeronáutica, petrolífera e automobilística (FAVERO FILHO, 2018). As ligas à base de níquel comumente utilizadas na indústria estão apresentadas na Tabela 2.8. Elas possuem grande aplicação na indústria aeroespacial, representando cerca de

50% em peso das ligas utilizadas nesse setor (MAHESH et al., 2021). Contudo, a usinagem dessas superligas representa um grande desafio para a indústria metalomecânica, uma vez que suas propriedades mecânicas se somam a características desfavoráveis ao processo de corte, como a baixa condutividade térmica, o acentuado encruamento sob esforços mecânicos e a elevada afinidade química com os materiais das ferramentas de corte (DE BARTOLOMEIS et al., 2021)

O endurecimento das superligas à base de níquel está diretamente associado à sua microestrutura, caracterizada pela presença de diferentes fases. A matriz principal é a fase γ , que possui estrutura cúbica de face centrada (CFC) do tipo austenítica, na qual elementos como cobalto (Co), ferro (Fe), cromo (Cr), rutênio (Ru), rênio (Re) e molibdênio (Mo) se dissolvem em solução sólida, conferindo estabilidade e resistência à corrosão. O principal mecanismo de fortalecimento ocorre pela precipitação da fase γ' [$\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$], também de estrutura cúbica de face centrada. Essa fase atua como obstáculo ao movimento de discordâncias, aumentando a resistência mecânica da liga mesmo em temperaturas elevadas. A proporção de fase γ' presente está diretamente relacionada ao desempenho mecânico, sendo limitadas a aproximadamente 60% em ligas obtidas por metalurgia do pó e até 70% em ligas monocristalinas (DURAND-CHARRE, 2017; OLIVEIRA, 2019).

Além da γ' , em ligas de níquel-ferro enriquecidas em nióbio ou tântalo ocorre a formação da fase γ'' [$\text{Ni}_3(\text{Nb}, \text{Ta})$], de estrutura tetragonal de corpo centrado (TCC). Essa fase apresenta forte coesão atômica e baixa densidade de planos de escorregamento, o que confere elevada resistência mecânica. Em condições de exposição prolongada a temperaturas acima de 650 °C, a fase metastável γ'' pode se transformar na fase δ (Ni_3Nb), de estrutura ortorrômbica em forma de placas, a qual, em pequenas quantidades, auxilia no refino do tamanho de grão, mas em excesso compromete a ductilidade da liga (DA VEIGA et al., 2012; OLIVEIRA, 2019).

Outro aspecto importante é a formação de carbonetos e boretos, resultantes da presença de elementos como titânio (Ti), tântalo (Ta) e háfnio (Hf), que interagem com o carbono em teores típicos de 0,05 a 0,2%. Os precipitados primários do tipo MC podem, durante o processamento termomecânico, decompor-se em M_{23}C_6 ou M_6C , localizados próximos aos contornos de grão. Essas fases contribuem para a resistência ao desgaste, embora possam também influenciar negativamente a tenacidade (LIMA, 2012; OLIVEIRA, D. de, 2019).

Assim, a combinação controlada entre matriz γ , precipitados de endurecimento (γ' e γ''), fases secundárias (δ) e carbonetos confere às superligas de níquel uma notável resistência mecânica e estabilidade microestrutural em condições de alta temperatura.

Alterações na superfície e nas tensões residuais da peça podem causar distorções indesejáveis (VIPREY et al., 2024). Por isso, é fundamental compreender a microestrutura da liga, o comportamento tribológico com as ferramentas e a eficiência dos métodos de usinagem empregados. Esse conjunto de conhecimentos permite ajustar corretamente os parâmetros de corte, garantindo maior vida útil das ferramentas e a execução do processo dentro de condições técnicas adequadas (ZHANG et al., 2023).

A Tabela 2.8 revela as principais ligas à base de níquel e suas aplicações.

Tabela 2.8. Aplicações das superligas à base de níquel em diversas indústrias (Adaptado de MAHESH et al., 2021).

Ligas à base de Ni	Aplicação
Inconel (587, 597, 600, 601, 617, 625, 706, 718, X750, 901)	Motores de foguete, reatores nucleares, turbinas a gás, espaçonaves e bombas industriais
Nimonic (75, 80A, 90, 105, 115, 263, 942, PE11, PE16, PK33, C-263)	Motores de combustão interna alternativos de alta capacidade e desempenho, e componentes de turbinas a gás
Rene (41, 95)	Componentes de mísseis, partes quentes de motores a jato, molas e sistemas de fixação (parafusos e conexões)
Udimet (400, 500, 520, 630, 700, 170, 720)	Revestimentos/muflas em fornos de alta temperatura e fornos industriais
Pyromet (860)	Válvulas de escape, canos de armas e gaseificação de carvão
M-252	Pás de turbinas a gás, fixadores para altas temperaturas e sistemas de fixação (parafusos/conexões)
Waspaloy	Pás de turbina, discos, anéis, selos (vedações) e eixos
Haynes 230	Indústrias aeronáutica e de geração de energia

2.4.2 Propriedades do Inconel 718 e desafios de usinagem

O Inconel 718 pertence à família das superligas de níquel e teve o seu desenvolvimento no início dos anos 50 pela International Nickel Corporation, com o objetivo de ser utilizado como disco de turbina em motores a jato desenvolvidos pela General Electric. Como Inconel é um

nome comercial, sua nomenclatura pela UNS (Unified Numbering System) é N07718 (BRITO, 2022).

Esse material apresenta boas propriedades mecânicas, resistência à corrosão e à fluência, mesmo em temperaturas de até 650 °C. Além disso, possui elevada dureza a quente e a capacidade de manter grande parte de suas propriedades mecânicas em condições de alta temperatura. Por meio de envelhecimento e tratamento térmico de precipitação, esse material atinge uma dureza elevada, em torno de 388 HV (ASM INTERNATIONAL, 1990; SINGH et al., 2022).

Segundo Lim et al. (2025) e Zapp (2022), na fabricação, demonstra elevada versatilidade, destacando-se pelas excelentes propriedades de soldagem, forjamento e fundição. O material também apresenta boa aptidão para processos de brasagem, quando aplicados sob condições controladas (KRYSTEK et al., 2024). Entretanto é importante destacar que o Inconel 718 apresenta usinabilidade significativamente inferior à do aço inoxidável e do alumínio, sendo que esses materiais são aproximadamente 75% e 94% mais fáceis de usinar, respectivamente (EZUGWU, 2005).

Biswas et al. (2025) destacam que, em comparação ao aço 1080, cujo índice de usinabilidade é de 100%, o Inconel 718 apresenta valores entre 10 e 12%, evidenciando a grande dificuldade de usinagem característica das superligas à base de níquel. Já Syreyschikova et al., (2020) afirmam que as ligas à base de níquel, como o Inconel 718, estão entre as mais difíceis de usinar, devido à alta resistência mecânica e baixa condutividade térmica. Em comparação, os aços inoxidáveis são de 1,5 a 2,3 vezes mais fáceis de usinar, enquanto ligas como o titânio e, especialmente, o alumínio apresentam desempenho ainda superior nesse aspecto.

O Inconel 718 é uma liga de níquel endurecida por precipitação que consegue manter grande parte de suas propriedades mecânicas em temperaturas elevadas de até 650 °C. Também contém cromo e ferro, além de traços de nióbio, molibdênio, titânio e alumínio. Esses elementos de liga estão dispersos na matriz γ de níquel com estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC) (DE BARTOLOMEIS et al., 2021). Esses elementos formam as principais fases de reforço γ' e γ'' com estruturas cristalinas CFC e tetragonal de corpo centrado (TCC), respectivamente. O reforço fornecido pela estrutura TCC do precipitado γ'' de Ni_3Nb no Inconel distingue essa liga de outras ligas de níquel. Zhang et al. (2020) explicam que a grande

descontinuidade de rede entre o γ'' e o γ favorecem as propriedades de encruamento do Inconel 718. Os modelos clássicos de esferas das fases γ , γ' e γ'' são mostrados na Figura 2.20.

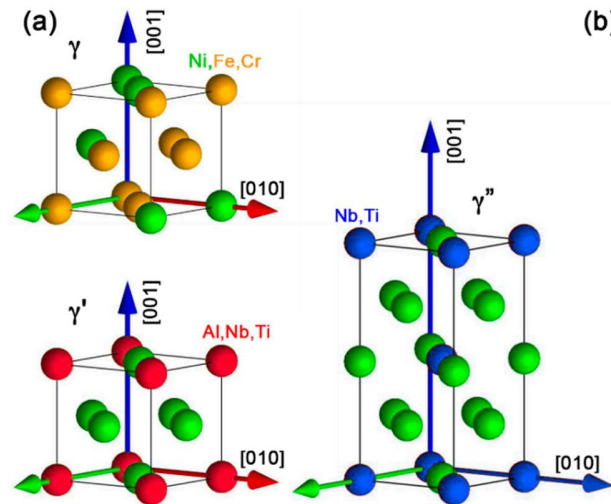


Figura 2.20. Modelos de esferas da matriz γ e das fases γ' e γ'' (BUFFAT et al., 2024).

A fase δ possui composição química semelhante à da fase γ'' , porém apresenta estrutura cristalina ortorrômbica e é incoerente em relação à matriz. O controle de seu tamanho e forma tem papel crucial nas propriedades mecânicas do Inconel 718, sendo que a presença de partículas δ está associada a uma melhoria na ductilidade do material (SOUZA, 2018). A Figura 2.21 mostra as fases na microestrutura do material.

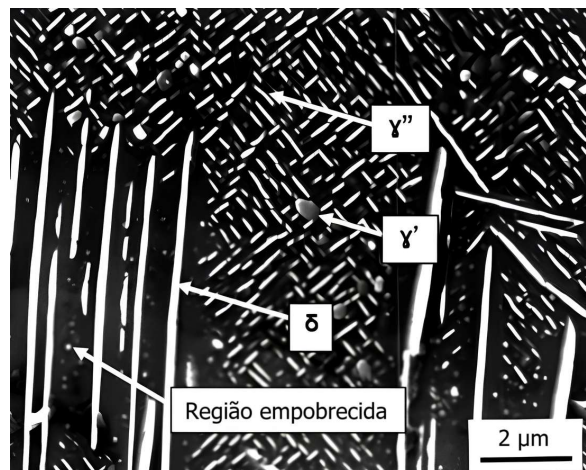


Figura 2.21. Micrografia feita em MEV mostrando as estruturas do Inconel 718 (SOUZA, 2018).

A estrutura metalúrgica final também apresenta uma quantidade significativa de carbonetos duros, como TiC e NbC, que inibem o movimento de discordâncias e são também responsáveis pelo alto comportamento abrasivo durante a usinagem. Esses carbonetos, em combinação com a baixa condutividade térmica, tornam a usinagem do Inconel 718 uma tarefa árdua (BUSHLYA et al., 2021).

Considerando a produção mundial anual de ligas de níquel, aproximadamente entre 25 e 45% do volume corresponde à Inconel 718. Nos últimos anos, a demanda por materiais avançados, incluindo a Inconel 718, vem crescendo, criando desafios para as operações de usinagem e manufatura voltadas à produção de peças de alto desempenho ou qualidade (MAHESH et al., 2021).

A composição química típica da liga de Inconel 718, de acordo com a especificação API (UNSN07718) é apresentada na Tabela 2.9 enquanto suas propriedades físicas e mecânicas são mostradas na Tabela 2.10.

Tabela 2.9. Composição química da liga 718 segundo a especificação API (UNSN07718) (API STANDART 6A718, 2010).

Elemento	Ni	Cr	Fe	Nb+Ta	Mo	Ti	Al	Co
% Peso	50,00	17,00	Bal.	4,75	2,80	0,65	0,20	1,00
	55,00	21,00		5,50	3,30	1,15	0,80	máx
Elemento	C	Mn	Si	P	S	B	Cu	Pb
% Peso	0,08	0,35	0,35	0,015	0,015	0,006	0,30	0,001
	máx	máx	máx	máx	máx	máx	máx	máx

Tabela 2.10. Propriedades mecânicas e físicas do Inconel 718 (PUSAVEC et al., 2011; SPECIAL METALS, 2007)

Temperatura [°C]	Resistência à tração última [MPa]	Módulo de Young [GPa]	Densidade [kg/m³]	Faixa de fusão [°C]	Condutividade térmica [W/mK]
Ambiente	1594	192,6	8190	1260 - 1336	11,2
600	1366	159,6			

O Inconel 718 é também conhecido como um dos materiais mais difíceis de usinar. Os principais problemas na usinagem do Inconel 718 são a geração de altas forças de corte e temperaturas (LIANG et al., 2019). As tensões mecânicas na ferramenta de corte podem atingir picos de 450 MPa e as temperaturas de corte podem ultrapassar os 1100 °C. Esses fatores resultam em curta vida útil da ferramenta e altos custos de fabricação (AGMELL et al., 2020). Para minimizar as altas temperaturas de corte, geralmente são utilizadas baixas velocidades de corte e avanços, o que leva a uma baixa produtividade (DE BARTOLOMEIS et al., 2021). A Figura 2.22 apresenta as velocidades de corte recomendadas para diferentes materiais, evidenciando que as ligas de níquel, como o Inconel 718, apresentam uma usinagem de baixa produtividade.

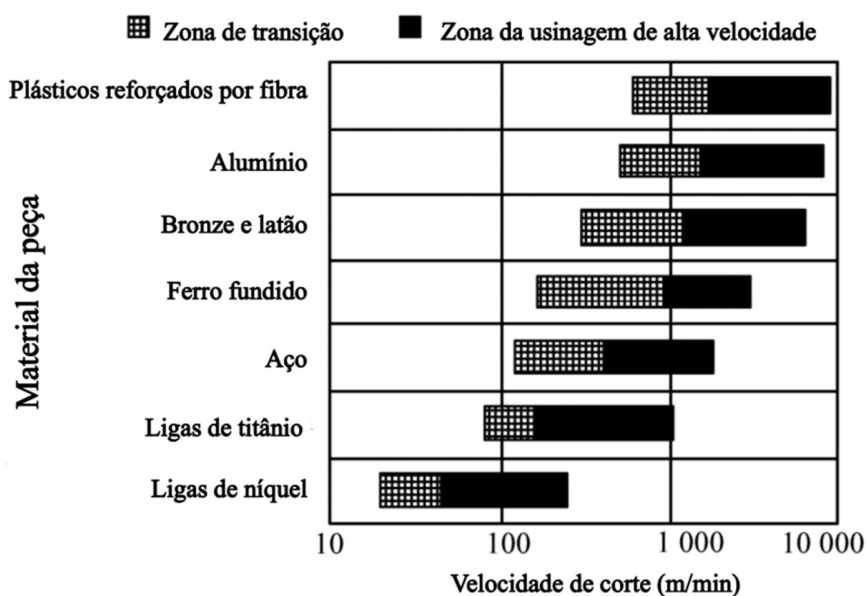


Figura 2.22. Velocidade de corte no fresamento de diferentes tipos de materiais (FALLBÖHMER et al., 2000).

O Inconel 718 é utilizado na fabricação de componentes críticos para segurança, nos quais a integridade da superfície usinada é de extrema importância. Superfícies com má integridade podem levar à rejeição da peça ou falha em serviço (ZHANG et al., 2024). Portanto, a usinagem do Inconel 718 está associada não apenas a baixas velocidades de corte, mas também ao descarte prematuro das ferramentas, antes mesmo do fim de sua vida útil, para evitar danos à superfície e subsuperfície causados pelo alto desgaste da ferramenta.

A maneira de se avaliar a capacidade de um material ser usinado é por sua usinabilidade. Ela é influenciada por certas propriedades mecânicas, como dureza e resistência ao cisalhamento, principalmente, podendo ser avaliada por diferentes parâmetros, tais como as forças, vida útil das ferramentas, morfologia dos cavacos, temperaturas, e a qualidade final da superfície obtida, dentre outras (TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo Mahesh et al., (2021) o termo "usinabilidade" descreve a facilidade com que um material pode ser usinado para obter a forma desejada a um baixo custo. Quando se trata de Inconel 718, esse índice é muito baixo, da ordem de 12, enquanto o do aço carbono AISI 1018 é na casa dos 100, como mostrado na Figura 2.23.

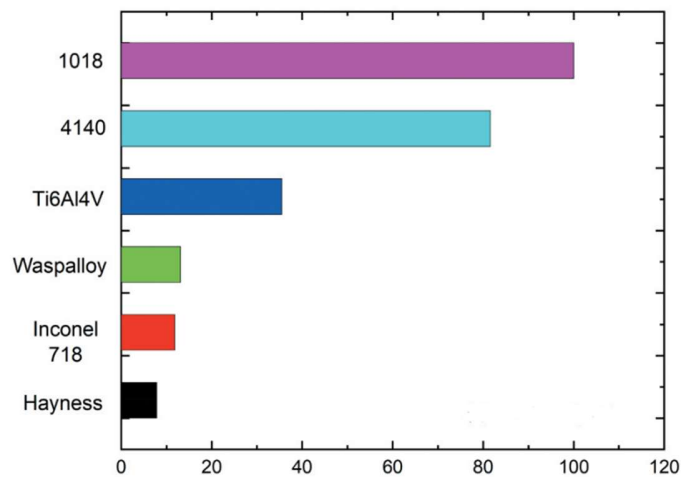


Figura 2.23. Classificação de usinabilidade de materiais utilizados em engenharia (MAHESH et al., 2021).

O Inconel 718 é amplamente reconhecido como um material difícil de usinar, devido a suas características intrínsecas que dificultam a usinagem (BARBOSA, 2025; FERNANDES; BARBOSA; et al., 2024; KHANNA et al., 2020).

- Alta resistência mecânica e dureza mesmo em temperaturas elevadas;
- Elevada tendência à deformação plástica e ao encruamento em altas temperaturas (reduzindo a vida útil da ferramenta e prejudicando o acabamento superficial);
- Baixa condutividade térmica (cerca de $11 \text{ W/m}\cdot\text{°C}$), gerando calor excessivo na interface de corte em temperaturas que podem ultrapassar 1000 °C ;

- Reatividade química com a ferramenta de corte, promovendo desgaste por abrasão, adesão e difusão em altas temperaturas;
- Efeitos de entalhe e degradação da ferramenta devido à adesão e refundição (causando transferência de material);
- Forças de corte elevadas que geram vibrações intensas no sistema máquina-ferramenta.

Mesmo com os avanços tecnológicos e processuais, as elevadas forças de corte geradas pela Inconel 718 devido à sua alta dureza a quente contribuem para o desgaste acelerado das ferramentas. Esse desgaste ocorre de forma gradual e está associado ao aumento do atrito na interface ferramenta - peça, maior consumo de energia e instabilidade no processo. Por isso, o monitoramento do desgaste é fundamental, podendo ser feito por métodos diretos como a medição do desgaste de flanco (VB médio ou $VB_{\text{máx}}$ máximo), que oferece dados precisos sobre a vida útil da ferramenta ou indiretos, como a análise de variáveis durante o processo, incluindo forças de corte, vibração, temperatura, emissão acústica e torque (PEREIRA, O. et al., 2022).

Além da condição da ferramenta, variáveis como desgaste, vida útil, consumo de energia, rugosidade, forças de corte e vibração também são indicadores de qualidade do processo e da peça final. Tais variáveis auxiliam na definição das melhores condições de corte e no controle do processo, uma vez que há grande interação entre os parâmetros envolvidos (PEREIRA, O. et al., 2022)

Piorkowski et al. (2024) desenvolveram e validaram um método para avaliar a usinagem de alta performance da liga Inconel 718 sob condições aceleradas de desgaste da ferramenta, considerando variáveis como componentes da força de corte, potência da máquina, desgaste da aresta de corte e taxa de remoção de material. Compararam-se as estratégias de fresamento de avanço alto e o fresamento em mergulho, utilizando parâmetros apropriados para cada técnica. Os resultados indicaram que o fresamento de avanço alto foi mais eficiente, com maior taxa de remoção de material e menor desgaste da ferramenta. Por outro lado, o fresamento em mergulho apresentou menor componente de força axial (F_z), favorecendo a precisão dimensional. O estudo destaca que o método proposto também pode ser aplicado à usinagem de outros materiais de difícil usinagem.

Jeyapandiarajan e Anthony (2019) investigaram a usinabilidade do Inconel 718 sob condições de corte a seco, MQL e fluido abundante, empregando arranjos ortogonais de Taguchi para parâmetros de corte (velocidades de 50, 75 e 100 m/min; avanços de 0,06, 0,08 e 0,10 mm/rev; e profundidades de corte de 0,2, 0,5 e 0,8 mm) em um torno CNC. Foram avaliados insertos de metal duro revestido com TiAlN, cerâmico reforçado com whiskers e nitreto cúbico de boro (CBN), medindo-se a força de corte, o desgaste de flanco e a rugosidade superficial. A análise de variância demonstrou a influência significativa dos parâmetros de corte e do tipo de inserto no desempenho. Constatou-se que os insertos de CBN apresentaram menor desgaste e melhor acabamento superficial, especialmente sob refrigeração MQL, enquanto as maiores forças de corte foram observadas sob condições secas e com ferramentas cerâmicas.

Sebbe et al. (2024) investigaram a influência dos parâmetros de fresamento (velocidade de corte, avanço por dente e comprimento de corte) na integridade superficial e resistência ao desgaste de ferramentas revestidas com TiAlVN durante a usinagem do Inconel 718. O estudo utilizou a técnica de deposição PVD HiPIMS (*High Power Impulse Magnetron Sputtering*), reconhecida por seu potencial em gerar revestimentos com alta aderência e desempenho. Os principais mecanismos de desgaste observados foram adesão de material, abrasão e delaminação do revestimento, sendo esta última associada à baixa adesão do filme à superfície da ferramenta e à fraca resistência à propagação de trincas. Além disso, velocidades de corte mais elevadas resultaram em maior desgaste, e o aumento dos parâmetros de corte levou a uma piora na rugosidade da peça usinada. Verificou-se que o comprimento de corte teve forte influência sobre o desgaste, e que a utilização do elemento Vanádio no revestimento promoveu benefícios limitados diante das condições severas de fresamento do Inconel 718, especialmente em altas velocidades.

2.5 Usinabilidade das ligas de níquel: Parâmetros de saída

2.5.1 Vida e desgaste da ferramenta

Pesquisas que investigaram o desgaste de ferramentas em materiais de elevada dureza indicam que os mecanismos de desgaste podem variar conforme os parâmetros de usinagem adotados. Gueli et al. (2021) estudaram o fresamento do Inconel 718 com ferramentas de metal duro não revestidas, analisando o desgaste em diferentes arestas, além de forças de corte, rugosidade, rebarbas e morfologia dos cavacos, sob corte a seco e com refrigeração abundante.

Verificou-se que o desgaste variou entre as arestas, sendo mais intenso por lascamento nas faces de saída e posterior em maiores profundidades de corte. O uso de fluido refrigerante resultou em acabamento um pouco melhor em condições leves, mas maior formação de rebarbas em parâmetros severos. O avanço mais alto intensificou a serrilhagem dos cavacos, especialmente a seco.

Tan et al. (2021) investigaram a influência do desgaste de flanco na integridade superficial durante o fresamento do Inconel 718, avaliando rugosidade, tensões residuais, microdureza, microestrutura, forças de corte e temperaturas. A fresa esférica apresentou vida útil de cerca de 350 min, e observou-se que o aumento do desgaste de flanco elevou as forças de corte, aumentou a rugosidade e deteriorou a topografia da superfície. Um desgaste de 0,3 mm gerou tensões residuais compressivas elevadas (aproximadamente -700 MPa) e profundas (aproximadamente 120 μm), além de reduzir a microdureza superficial. Deformações plásticas foram identificadas até 10 μm abaixo da superfície. O estudo indicou que o desgaste de flanco influencia diretamente a qualidade superficial, propondo critérios ótimos de desgaste que equilibram vida útil da ferramenta e integridade da peça no fresamento de acabamento com fresa esférica do Inconel 718.

Potthoff e Wiederkehr (2021) analisaram a influência de diferentes parâmetros de usinagem no desgaste de ferramentas durante o fresamento do Inconel 718. O estudo investigou a evolução do desgaste da ferramenta em duas estratégias de trajetória, com e sem uso de fluido de corte, avaliando a largura da marca de desgaste de flanco e as forças de processo. O trabalho mostrou que a escolha adequada dos parâmetros de corte e da estratégia de trajetória tem efeito direto na redução do desgaste e na estabilidade do processo, oferecendo subsídios para definir condições de usinagem mais eficientes dessa superliga.

2.5.2 Forças de usinagem

Sob o ponto de vista quantitativo, a análise das forças de usinagem desempenha um papel fundamental no controle e na otimização dos processos (LI et al., 2025; MATSUBARA; IBARAKI, 2009). Durante o processo de usinagem, a área da seção transversal do cavaco e, consequentemente, as forças de corte variam de forma periódica, o que pode gerar vibrações excessivas. A análise e a utilização de técnicas para diminuir essas forças, tais como

revestimentos, fluidos etc., é fundamental, pois permite reduzir o consumo de energia, prolongar a vida útil da ferramenta e melhorar o acabamento superficial (BAJIĆ et al., 2012). Além disso, possibilita um entendimento mais aprofundado da dinâmica das máquinas-ferramentas, auxiliando no projeto de seus elementos mecânicos, na definição adequada dos parâmetros de corte, na estimativa do desgaste da ferramenta e na avaliação da precisão dimensional em determinadas condições de usinagem (DINIZ et al., 2014; FERRARESI, 2018).

O conceito de força de usinagem engloba diversos aspectos relacionados à magnitude, distribuição e características das forças atuantes, bem como à influência da geometria da ferramenta sobre o material da peça (LI et al., 2022). Esses esforços podem afetar diretamente a integridade superficial, refletindo na topografia, na microestrutura e nas tensões residuais do componente (RECH et al., 2025). O diagrama de causa e efeito apresentado na Figura 2.24 evidencia os principais fatores que exercem influência sobre a força de usinagem.

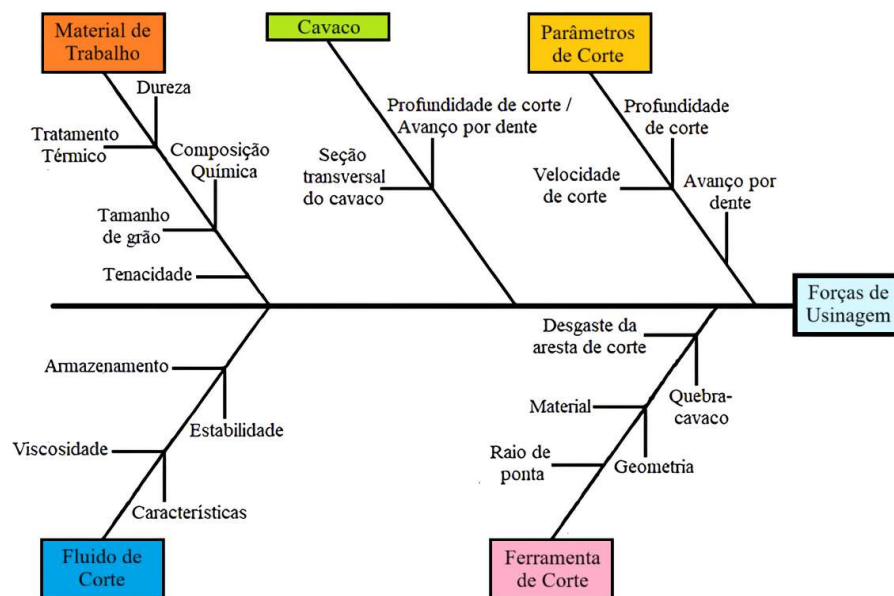


Figura 2.24. Principais fatores que afetam as forças de usinagem (Adaptado de BAJIĆ et al., 2012).

Diversos estudos têm investigado as forças de corte no fresamento, considerando diferentes tipos de materiais e condições de usinagem.

Ducroux et al. (2021) investigaram a usinabilidade do Inconel 718 obtido por manufatura aditiva em comparação ao fabricado por barra laminada, com foco no fresamento. Foram analisadas microestrutura, desgaste da ferramenta e, principalmente, as forças de corte, para as quais foram desenvolvidos novos modelos mecânicos parametrizados, considerando a geometria da ferramenta e a evolução do desgaste de flanco. Os resultados evidenciaram que o Inconel 718 de manufatura aditiva apresentou menor exigência de forças de corte, indicando melhor usinabilidade, e que a inclusão do efeito do desgaste e da geometria da ferramenta nos modelos aumentou de forma significativa a precisão das previsões.

Khosrowshahi e Aramesh (2025) investigaram ferramentas de metal duro revestidas com AlTiN e recobertas, diretamente na máquina, com uma fina camada lubrificante metálica de Al-Si, objetivando otimizar o fresamento a seco do Inconel 718 e reduzir esforços de usinagem. A presença do revestimento Al-Si promoveu reduções significativas nas forças de corte, além de aumentar a vida útil das ferramentas em 64% em relação ao corte a seco convencional. A análise das ferramentas desgastadas mostrou que a camada de Al-Si atuou como barreira protetora, preservando a integridade do revestimento AlTiN e reduzindo a degradação térmica. Os resultados de Difração de Elétrons Retroespalhados (EBSD) e de integridade superficial indicaram menor deformação microestrutural e menores defeitos na superfície usinada, correlacionando a redução dos esforços com melhor qualidade superficial e estabilidade do processo.

Zhang et al. (2024) investigaram, por simulação numérica no software DEFORM-3D, o torneamento de alta velocidade do Inconel 718 com ferramentas revestidas com TiN, analisando como a espessura do revestimento e os parâmetros de corte influenciam a dinâmica do processo. Os resultados mostraram que a força de corte aumenta significativamente com a profundidade de corte e com o avanço, sendo este último o fator de maior impacto: ao elevar o avanço de 0,4 mm/rev para 0,7 mm/rev, a força cresceu até 41%. Observou-se também correlação direta entre temperatura de corte e espessura do revestimento, com elevação de até 168% sob as mesmas condições. A análise indicou que velocidades mais altas reduzem as forças, sendo 1000 m/min identificada como condição ótima para menor taxa de desgaste. Além disso, um revestimento de 15 μ m apresentou melhor desempenho, reduzindo profundidade e taxa de desgaste.

Teixeira et al. (2024) realizaram experimentos de torneamento de acabamento no Inconel 718 com ferramentas de metal duro revestidas com TiAlSiN, avaliando diferentes combinações

de velocidade de corte e avanço. A análise concentrou-se na correlação entre forças de corte e desgaste da ferramenta, além da qualidade superficial da peça usinada. Os resultados mostraram que velocidades de corte mais baixas geraram maiores valores de força, sobretudo quando a ferramenta já apresentava desgaste.

2.5.3 Temperatura de usinagem e fluidos de corte

Segundo Sultana e Dhar (2022), as maiores temperaturas durante a usinagem estão concentradas nas zonas de cisalhamento primária, secundária e terciária. Essas regiões correspondem, respectivamente, à zona de cisalhamento primária (região A), à zona de cisalhamento secundária (região B) e à interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, conhecida como zona de cisalhamento terciária (região C), conforme ilustrado na Figura 2.25 (GUIMARAES et al., 2022; TRENT; WRIGHT, 2000). De acordo com Davim (2011), aproximadamente 80% do calor total é gerado na zona de cisalhamento primária.

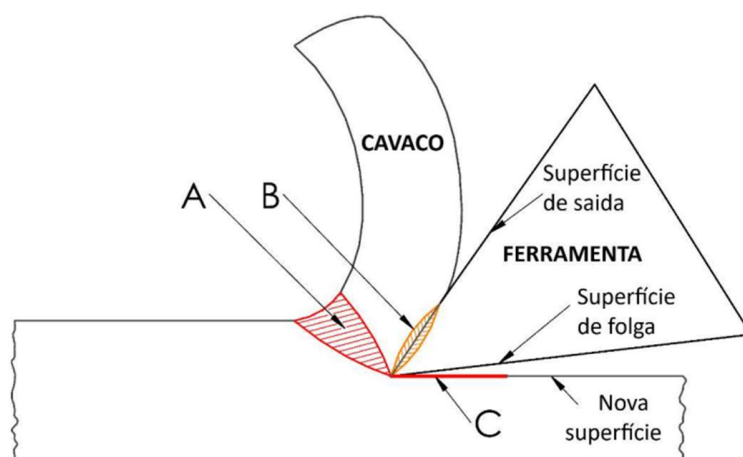


Figura 2.25. Zonas de cisalhamento e distribuição do calor no processo de usinagem (LEONIDAS et al., 2022).

Segundo Leonidas et al. (2022), a zona de cisalhamento primário é responsável pela elevação da temperatura e pela formação do cavaco, com menor influência direta sobre a ferramenta. Já a zona de cisalhamento secundária concentra o maior ponto de contato entre a ferramenta e o material, sendo a principal responsável pelo aumento da temperatura na ferramenta. À medida que o desgaste de flanco se intensifica, a área de contato entre a superfície

de folga e a peça se amplia, resultando em maiores temperaturas e impactando negativamente a rugosidade da superfície usinada.

Nesse contexto, Akhil et al. (2016) destacam que o calor gerado no corte pode provocar dilatação da ferramenta, ocasionando erros dimensionais de até 20 μm . A dissipação desse calor ocorre predominantemente pelo cavaco (60 a 80%), em menor proporção pela peça (10 a 20%) e pela própria ferramenta (cerca de 10%). Em materiais de elevada dureza, o calor excessivo na zona de corte acelera o desgaste da ferramenta, comprometendo tanto as tolerâncias dimensionais quanto a integridade da superfície (ÇALIŞKAN et al., 2013; GOPALSAMY et al., 2009). Além disso, a carga térmica pode induzir tensões residuais de tração abaixo da superfície usinada, aumentando a suscetibilidade à nucleação e propagação de trincas (DAVIM, 2011).

Segundo Zhang et al. (2025), as temperaturas geradas durante o processo de usinagem intensificam os mecanismos de desgaste ativados termicamente, diminuindo o limite de escoamento do material da ferramenta e, conseqüentemente, tornando-se um fator determinante na taxa de remoção de material.

Alguns parâmetros metalúrgicos também exercem influência na temperatura de usinagem. A presença de elementos de liga eleva a resistência ao corte do material, aumentando a temperatura na interface cavaco-ferramenta, enquanto o alto ponto de fusão do principal elemento químico da peça contribui adicionalmente para intensificar essa temperatura na região de contato (SANTOS; SALES, 2007).

Diversos estudos indicam que a velocidade de corte é o principal fator responsável pelo aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça. Como exemplo, Fernandes et al. (2024) investigaram o torneamento do Inconel 718 variando diferentes parâmetros de corte, com foco na temperatura e no desempenho da ferramenta. O estudo, baseado em um planejamento fatorial completo, mostrou que a velocidade de corte foi o fator mais influente sobre o processo, seguida pelo avanço e pela profundidade de corte. Os resultados indicaram que o aumento da velocidade elevou significativamente a temperatura na interface ferramenta-peça, acelerando o desgaste, enquanto o avanço e a profundidade tiveram efeitos secundários, mas ainda relevantes na geração de esforços e na estabilidade do processo.

Gubin (2022) desenvolveu um modelo teórico para cálculo da temperatura de corte no fresamento de superligas à base de níquel, com foco em uma liga 56%Ni-Cr-W-Mo-Co-Al, validado com medições experimentais por termografia. Os resultados mostraram que a

velocidade de corte foi o fator mais determinante no aumento da temperatura, seguida pelo avanço, enquanto profundidade de corte e geometria tiveram influência secundária. O modelo apresentou boa concordância com os valores medidos, permitindo otimizar condições de usinagem dessas ligas difíceis de cortar.

Medir ou prever a temperatura no processo de usinagem é fundamental para a otimização das condições de corte, porém essa tarefa é bastante desafiadora devido à complexidade dos fenômenos de contato que ocorrem entre a peça e a ferramenta (NING; LIANG, 2019). Diversas técnicas têm sido desenvolvidas para determinar as temperaturas geradas durante o processo de corte, porém nenhuma delas pode ser considerada totalmente confiável e universal, já que todas apresentam fontes de erro, além de vantagens e limitações específicas. Entre as mais utilizadas destacam-se os métodos calorimétricos, o termopar ferramenta-peça, o termopar implantado, além de medições baseadas em propriedades metalográficas, uso de vernizes termossensíveis, saís de ponto de fusão constante, detecção da radiação térmica e simulações numéricas por meio do método dos elementos finitos (VENTURI, 2024).

A medição por radiação térmica constitui um método experimental consolidado para avaliar a distribuição de temperatura em ferramentas e peças durante a usinagem. Segundo Abukhshim et al. (2006), essas técnicas termográficas baseiam-se na energia térmica emitida, englobando tanto medições de campo por termografia infravermelha, com câmeras e filmes sensíveis à radiação, quanto medições pontuais por meio de pirômetros infravermelhos. Esse método é considerado o mais prático, pois fornece valores em tempo real, não exige contato com a superfície e abrange uma ampla faixa de medição (SOLER et al., 2015).

Os fluidos de corte têm ampla aplicação na usinagem, atuando principalmente na refrigeração e lubrificação da região de corte. Ao remover o calor gerado entre a ferramenta e a peça e reduzir o atrito pela lubrificação, esses fluidos contribuem para aumentar a produtividade dos processos de fabricação e prolongar a vida útil da ferramenta. Além disso, desempenham funções relevantes como o transporte eficiente dos cavacos e a minimização da dilatação térmica da peça, garantindo maior precisão dimensional e qualidade superficial (KLOCKE; KUCHLE, 2011).

A ação lubrificante é especialmente eficaz na zona de cisalhamento secundário e na interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta (PAPE et al., 2023).

Segundo Fernandes e Barbosa (2022), os métodos de lubri-refrigeração podem ser classificados em três principais categorias. A primeira é a usinagem molhada, caracterizada pela aplicação em excesso de fluido refrigerante e lubrificante sobre a peça e a ferramenta. A segunda é a usinagem quase a seco, que utiliza pequenas quantidades de fluidos, sejam líquidos ou gasosos. Por fim, há a usinagem a seco, que pode ocorrer de forma totalmente isenta de fluidos, com o uso de lubrificantes sólidos ou ainda por meio de técnicas de resfriamento indireto da ferramenta. A Figura 2.26 apresenta de forma detalhada essa divisão dos métodos de resfriamento por lubrificação.

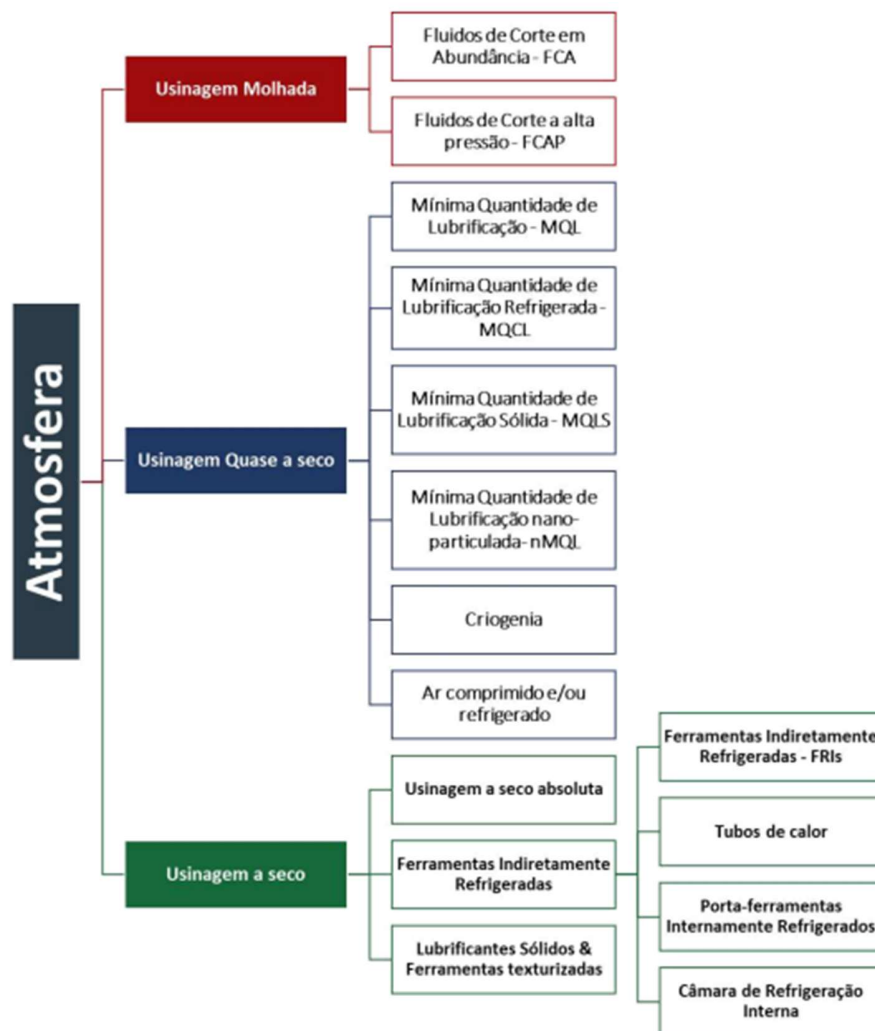


Figura 2.26. Classificação dos métodos de lubri-refrigeração (Adaptado de FERNANDES; BARBOSA, 2022).

O emprego de fluidos de corte em abundância, seja por meio de jorro ou de aplicação em alta pressão, constitui uma das técnicas de lubri-refrigeração mais utilizadas na usinagem. Seu objetivo é refrigerar tanto a ferramenta quanto a peça, além de lubrificar a interface cavaco-ferramenta. Com isso, diversos benefícios podem ser alcançados em comparação à usinagem a seco, como aumento da vida útil da ferramenta, maior precisão dimensional, redução da rugosidade superficial, melhor controle do cavaco, diminuição das forças de corte e menores distorções. Esses fatores contribuem diretamente para a redução dos custos de fabricação e para o aumento da produtividade (BARBOSA, 2025).

2.5.4 Integridade superficial da peça

Segundo Griffiths (2001) os principais fatores responsáveis por modificar a integridade superficial de uma peça são os mecanismos químico, mecânico e térmico, sempre presentes em processos de fabricação. Além deles, há combinações desses efeitos, que também exercem influência significativa. Esses mecanismos afetam tanto a superfície quanto a subsuperfície do material usinado. Na subsuperfície, podem surgir camadas alteradas por transformações químicas, mecânicas, térmicas ou por tensões induzidas durante o processo. Alterações mecânicas são identificadas pela presença de depósitos de material, dobras, sulcos e deformações plásticas. Já as alterações térmicas se manifestam por transformações de fase, recristalização, formação de trincas e ocorrência de retêmpera. As modificações químicas, por sua vez, resultam de reações na superfície durante a usinagem ou em etapas posteriores, quando exposta ao ambiente. Além disso, as tensões residuais, tanto superficiais quanto subsuperficiais, são fortemente influenciadas pela usinagem, em geral decorrentes da ação conjunta dos efeitos térmicos e mecânicos (GRIFFITHS, 2001).

A integridade superficial está diretamente relacionada às condições de usinagem e aos processos de fabricação, sendo um parâmetro essencial para a avaliação da qualidade de uma superfície. Para sua análise, consideram-se aspectos como a microestrutura, a variação de dureza, a presença de tensões residuais e o impacto desses fatores na resistência à fadiga e à corrosão do material (LA MONACA et al., 2021).

O desempenho funcional de um componente usinado depende fortemente das características associadas à sua integridade superficial. Segundo Pelayo et al. (2021), uma das

principais formas de se avaliar a integridade superficial inclui: a precisão dimensional, relacionada aos erros de natureza macrogeométrica, e a rugosidade superficial, associada aos erros microgeométricos. O acabamento superficial obtido por usinagem resulta da combinação de diferentes fatores, geralmente classificados em rugosidade, ondulações e falhas. Por isso, o projeto e a fabricação de uma peça devem ser planejados de modo a garantir que as condições da superfície atendam às exigências da sua aplicação (FRACARO, 2017; MACHADO et al., 2015)

A Figura 2.27 ilustra os principais fatores que influenciam a rugosidade de superfícies usinadas. Esse parâmetro está diretamente associado a diversas características funcionais do produto, como a estética, a resistência à corrosão, o comportamento tribológico, a resistência à fadiga, entre outros. Dessa forma, a rugosidade não apenas impacta a qualidade final da peça, mas também pode ser utilizada como um indicador de estabilidade do processo de usinagem (SILVEIRA, 2021).

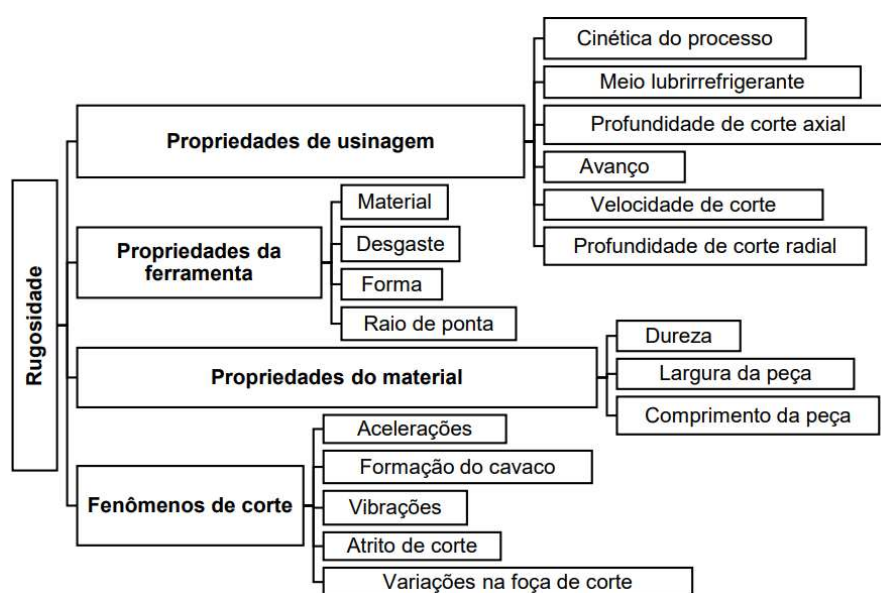


Figura 2.27. Elementos que afetam a rugosidade de superfícies usinadas (VENTURI, 2024).

A rugosidade é influenciada por diversas variáveis e pode ser caracterizada por diferentes parâmetros, como a rugosidade média aritmética (R_a), a rugosidade total do perfil (R_t), a rugosidade máxima de pico (R_p) e a rugosidade máxima de vale (R_v). Segundo as normas ABNT NBR ISO 4287 (2002) e ABNT NBR ISO 4288 (2008), o comprimento de amostragem (l_r) é o

trecho, na direção do eixo X, utilizado para identificar as irregularidades características do perfil, enquanto o comprimento de avaliação (l_n) corresponde à extensão total, também na direção do eixo X, destinada a estabelecer o perfil analisado, podendo englobar um ou mais comprimentos de amostragem.

Zheng et al. (2023) desenvolveram um modelo de forças de corte no fresamento do Inconel 718, analisando campos de tensão, temperatura e forças via elementos finitos e validando os resultados com experimentos. A partir disso, foram traçados diagramas de estabilidade e aplicou-se um algoritmo para otimizar os parâmetros de usinagem. Os resultados mostraram que a condição ótima de corte foi obtida com rotação de 3199 rpm, avanço de 80 mm/min e profundidade axial de 0,25 mm, o que permitiu não apenas melhorar a eficiência do processo, mas também alcançar uma rugosidade superficial reduzida e adequada para o fresamento do Inconel 718.

Silva et al. (2024) analisaram o fresamento do Inconel 718 com ferramentas revestidas por TiAlYN via PVD-HiPIMS, destacando que o comprimento de corte foi o parâmetro mais crítico. Mesmo em distâncias curtas, o material já gerou elevado desgaste da ferramenta, com mecanismos abrasivos, adesivos e formação de aresta postiça de corte. Além disso, os autores observaram falhas de adesão do revestimento que afetaram negativamente a topografia da superfície. O estudo evidenciou que a integridade superficial, refletida em maior rugosidade e deformações, depende diretamente do controle do comprimento de corte e da qualidade do revestimento, sendo esses fatores determinantes para o desempenho final do processo.

2.5.5 Morfologia dos cavacos

Os cavacos formados durante a usinagem podem apresentar diferentes morfologias, como ilustrado na Figura 2.28, variando de acordo com as propriedades do material da peça, os parâmetros de corte aplicados e a geometria da ferramenta empregada.

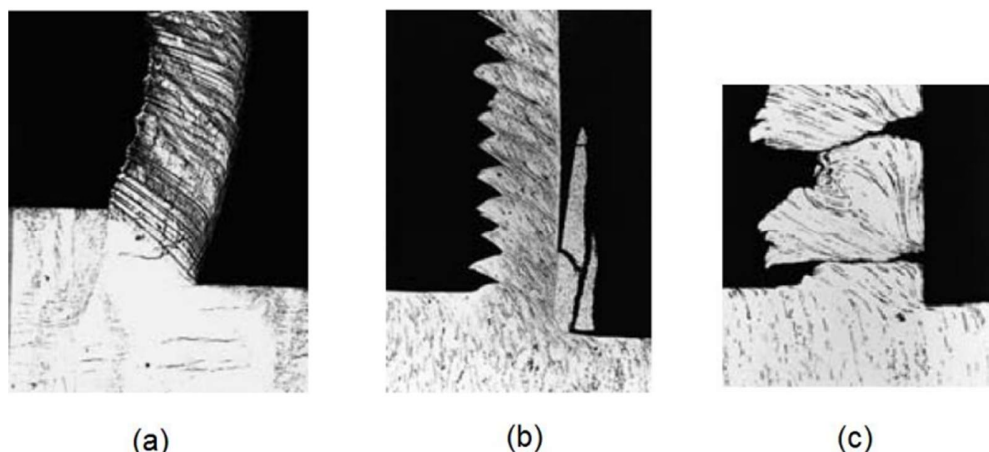


Figura 2.28. Morfologias de cavaco: (a) cavaco contínuo obtido em latão, (b) cavaco segmentado característico do aço inoxidável austenítico, (c) cavaco descontínuo formado em aço (CHILDS, 2000).

Segundo Machado et al. (2015) e Pérez-Salinas et al. (2024), os cavacos podem ser morfologicamente classificados em quatro tipos: cavacos contínuos, cavacos parcialmente contínuos, cavacos descontínuos e cavacos segmentados.

Além da divisão por tipo, os cavacos também podem ser classificados de acordo com a sua forma: cavaco em fita, cavaco helicoidal, cavaco espiral e cavaco em lascas ou pedaços.

O cavaco em fita geralmente é indesejado, pois oferece riscos à segurança do operador, ocupa grande volume, dificulta a ação do fluido de corte, além de poder danificar a peça e a ferramenta. Em contrapartida, o cavaco helicoidal costuma ser preferido por se desprender facilmente do sistema peça-ferramenta, reduzindo a chance de danos. Já o cavaco em lascas é indicado em situações com pouco espaço disponível ou quando é necessária sua remoção facilitada pelo fluido lubri-refrigerante (FERRARESI, 2018).

Quando ocorre a formação de cavacos que comprometem o processo, é possível alterar sua forma por diferentes meios, como modificar as condições de usinagem, projetar a superfície de saída da ferramenta com geometria específica ou adicionar elementos auxiliares nessa superfície (ABDELNASSER et al., 2023; JOCH et al., 2025). No entanto, mudanças deliberadas nos parâmetros de corte visando apenas modificar o formato do cavaco devem ser evitadas, visto que a velocidade de corte e o avanço precisam ser definidos com base em critérios econômicos de usinagem (AGARWAL; KHARE, 2021; GAMA, 2014).

A formação e a morfologia do cavaco são fatores essenciais para a compreensão do processo de usinagem, pois influenciam diretamente a integridade superficial, as forças de corte, a dissipação térmica e o desgaste da ferramenta (KORKMAZ et al., 2023; PÉREZ-SALINAS et al., 2024). No caso de superligas de níquel, como o Inconel 718, o comportamento do cavaco apresenta particularidades que refletem as propriedades intrínsecas desse material, como elevada resistência mecânica em altas temperaturas, baixa condutividade térmica e tendência à encruamento, características que o tornam um dos materiais mais difíceis de usinar (ŠVEC et al., 2023).

De acordo com Liu et al. (2021), a morfologia do cavaco em Inconel 718 pode ser agrupada em três padrões principais: cavacos contínuos, cavacos segmentados e cavacos descontínuos, conforme mostrado na Figura 2.29. Geralmente, em condições de baixa velocidade e avanço, observa-se a formação de cavacos contínuos, caracterizados por deformações homogêneas na zona primária de cisalhamento. Esse tipo de cavaco, embora associado a maior estabilidade no processo, dificulta o controle e a evacuação, podendo provocar emaranhamento no entorno da ferramenta. Com o aumento da velocidade de corte, há uma transição para cavacos segmentados. Nesse caso, a deformação concentra-se em bandas estreitas de cisalhamento, alternadas por regiões com deformação relativamente baixa. Já em velocidades ainda mais elevadas, ocorre a formação de cavacos descontínuos, nos quais os segmentos se separam completamente.

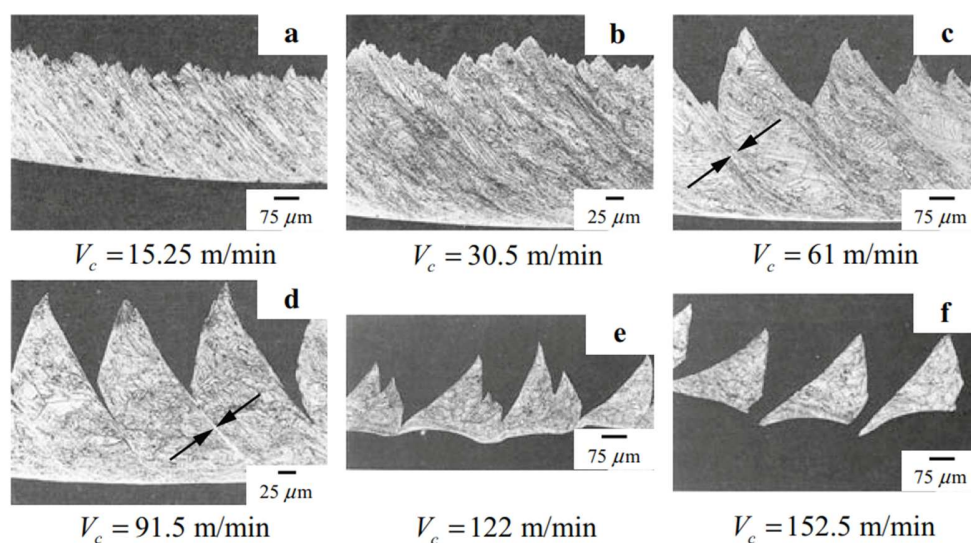


Figura 2.29. Tipos de cavacos gerados na usinagem do Inconel 718 (LIU et al., 2021).

Na usinagem do Inconel 718, verifica-se a predominância da formação de cavacos serrilhados (segmentados) em uma ampla faixa de velocidades de corte e avanços, sendo este um comportamento característico do material (ROY et al., 2018). Apenas em condições de baixa velocidade e baixo avanço observam-se cavacos contínuos, enquanto em situações mais severas a morfologia segmentada se torna dominante (LIU et al., 2021; PAWADE; JOSHI, 2011). Esse padrão está relacionado às propriedades intrínsecas da liga, como elevada resistência mecânica em altas temperaturas, baixa condutividade térmica e forte tendência ao encruamento, fatores que favorecem a concentração localizada de deformação em regiões estreitas de cisalhamento. Nessas condições, o calor gerado pela deformação plástica não é dissipado de forma eficiente, promovendo instabilidades térmicas e mecânicas que levam à segmentação do cavaco. Embora os cavacos segmentados facilitem sua fragmentação e evacuação, também resultam em efeitos adversos, como oscilações periódicas da força de corte, vibrações, desgaste acelerado da ferramenta e degradação da integridade superficial. Dessa forma, a presença recorrente desse tipo de cavaco impõe restrições à adoção de parâmetros de corte mais agressivos, tornando necessária a aplicação de condições mais conservadoras no fresamento e torneamento dessa superliga (LIU et al., 2021).

Zhang et al. (2023) estudaram o fresamento em alta velocidade do Inconel 718 com ferramentas de metal duro revestidas por TiAlN, analisando temperatura, forças de corte e morfologia do cavaco. Os resultados mostraram que a formação de cavacos segmentados aumenta conforme a velocidade de corte cresce (60 a 120 m/min), intensificando as flutuações nas forças de corte e acelerando o desgaste da ferramenta. Observou-se que esses cavacos em formato de serra são os principais responsáveis pela instabilidade do processo, tornando o controle da velocidade de corte essencial para reduzir a severidade da segmentação e melhorar a usinabilidade do Inconel 718.

Halim et al. (2019) investigaram o fresamento de alta velocidade do Inconel 718 com insertos de metal duro revestidos, comparando corte a seco e criogênico por CO₂. Constatou-se que os cavacos segmentados no corte a seco apresentaram maior distorção, coloração escura e segmentação irregular, enquanto no resfriamento criogênico mantiveram formato mais uniforme e menor degradação térmica, evidenciando a influência direta da temperatura de corte sobre o padrão de segmentação e a estabilidade do processo.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

3.1 Introdução

O presente capítulo tem como finalidade descrever os materiais utilizados, equipamentos empregados e o planejamento experimental adotado na execução dos ensaios, a fim de analisar a influência dos revestimentos aplicados às ferramentas de metal duro inteiriças, bem como dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço por dente) sobre o fresamento do Inconel 718. As avaliações foram baseadas em variáveis clássicas de usinabilidade, tais como desgaste e vida da ferramenta, forças de usinagem, temperatura de corte, rugosidade superficial e análise morfológica dos cavacos formados. A partir desses resultados, foi possível estabelecer comparações diretas entre os diferentes revestimentos e condições operacionais, evidenciando sua influência sobre o desempenho do processo.

Os ensaios experimentais foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), pertencente à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (UFU), utilizando estrutura experimental instrumentada para aquisição de força, medição de rugosidade, registro térmico, documentação do desgaste e determinação da vida da ferramenta e verificação dos cavacos.

A Figura 3.1 apresenta o fluxograma com as variáveis analisadas e as etapas do estudo, iniciando-se pela definição dos parâmetros e materiais utilizados, seguida da execução dos ensaios experimentais e, por fim, da análise dos resultados obtidos, conforme detalhado ao longo deste capítulo.

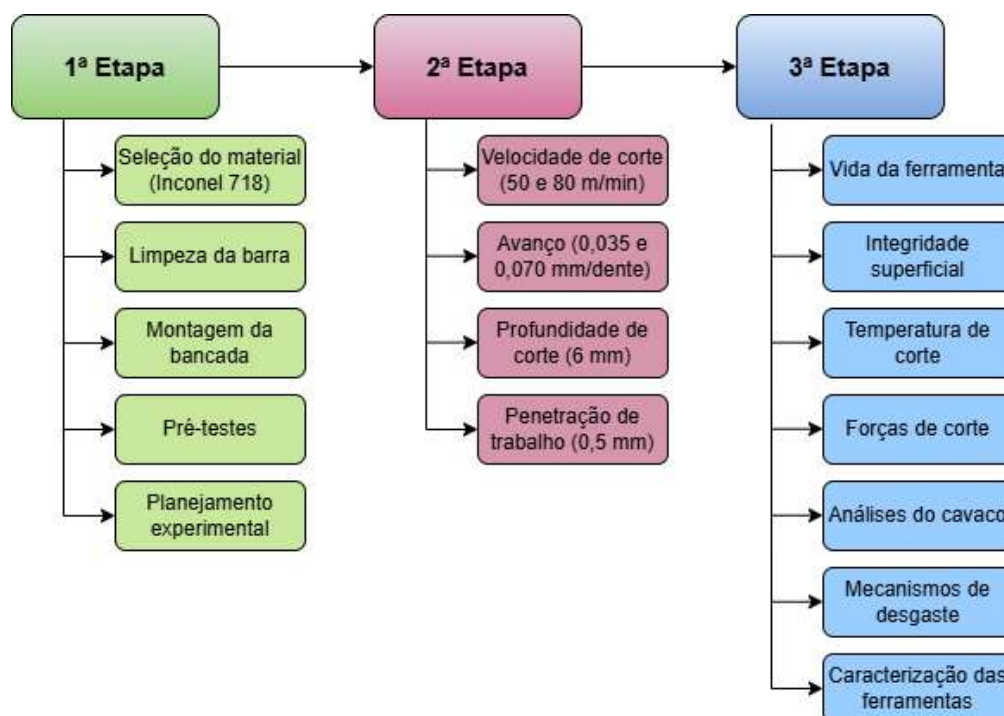


Figura 3.1. Fluxograma com as etapas do trabalho.

Antes da definição final dos parâmetros de corte utilizados nos ensaios principais, foram conduzidos pré-testes com duas condições extremas: uma condição inferior (baixa velocidade de corte e baixo avanço por dente) e uma condição superior (altos valores de velocidade de corte e avanço por dente). O objetivo destas etapas preliminares foi identificar faixas de corte que resultassem em vidas de ferramenta adequadas, evitando tanto quebras prematuras quanto tempos excessivamente longos de usinagem.

Inicialmente, os pré-testes foram executados com a ferramenta sem revestimento, uma vez que se esperava seu pior desempenho. Em seguida, os mesmos procedimentos foram repetidos utilizando uma das ferramentas revestidas selecionadas para o estudo, especificamente o revestimento BALINIT® TISAFLEX, a fim de observar diferenças iniciais de comportamento no fresamento da superliga e verificar se os parâmetros sugeridos se mostrariam compatíveis com a estratégia experimental pretendida.

Esta etapa permitiu observar o comportamento inicial das ferramentas durante o fresamento da superliga, auxiliando na validação da estratégia experimental adotada. O fluxograma referente à execução dos pré-testes é apresentado na Figura 3.2.

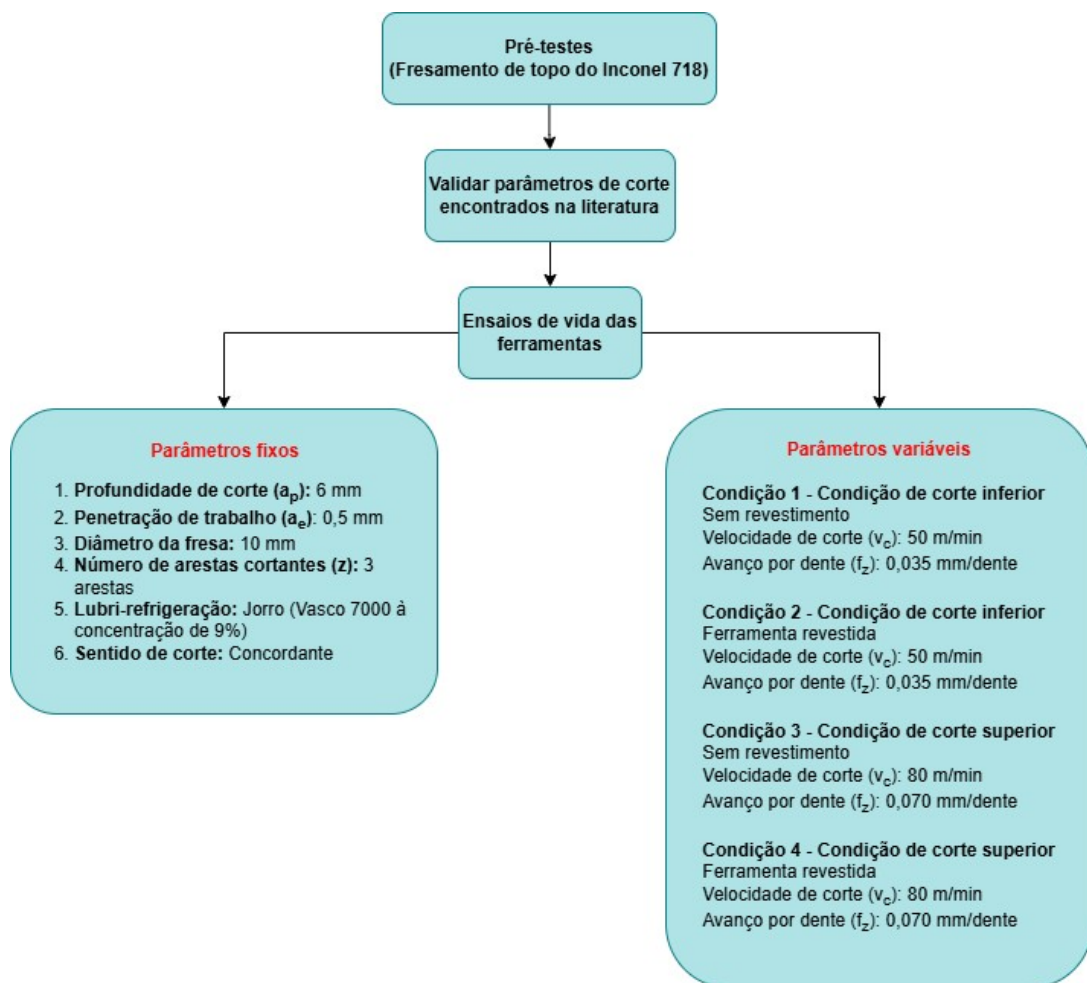


Figura 3.2. Fluxograma dos pré-testes.

Após a determinação e validação dos parâmetros considerados adequados, procedeu-se ao desenvolvimento dos ensaios principais, seguindo estrutura experimental previamente planejada, conforme representado no fluxograma da Figura 3.3.

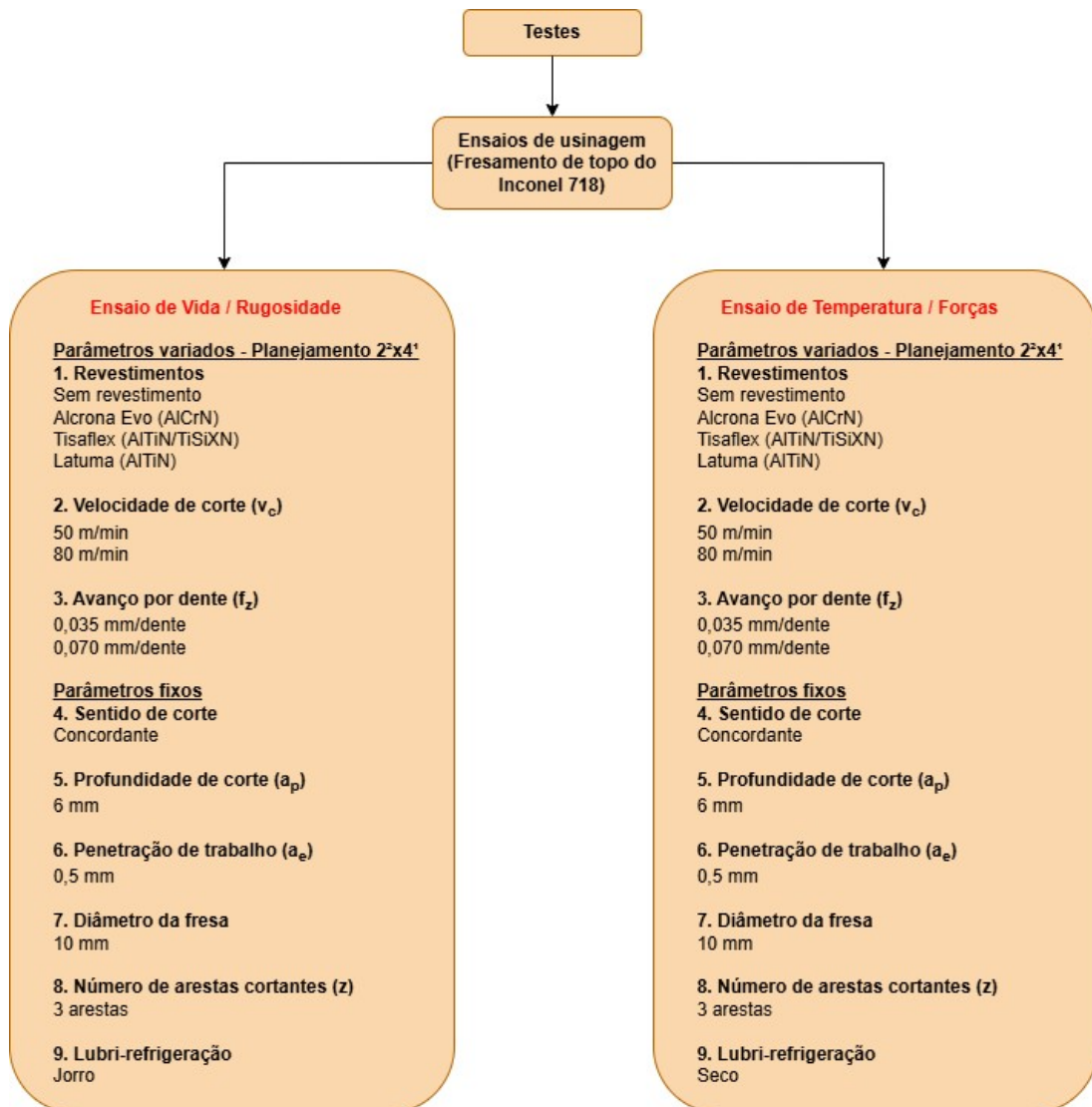


Figura 3.3. Fluxograma dos ensaios experimentais realizados.

3.2 Material Utilizado

O material utilizado nos ensaios corresponde a uma liga Inconel 718 envelhecida, fornecida pela Villares Metals S.A., designada comercialmente como VAT718A, na forma de um bloco prismático bruto com dimensões de 248 mm × 216 mm × 98 mm, após a preparação (passes de limpeza). Sua composição química está apresentada na Tabela 3.1, destacando-se o níquel, o cromo e o ferro como elementos majoritários, enquanto as propriedades mecânicas estão dispostas na Tabela 3.2.

Tabela 3.1. Composição química da liga de Inconel VAT718A (% em massa) (BARBOSA, 2025).

Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	C	Co
52,90	18,48	18,88	5,11	2,94	0,98	0,54	0,032	0,04

Tabela 3.2. Propriedades mecânicas da liga Inconel® VAT718A (BARBOSA, 2025).

Limite de escoamento	Resistência à tração	Dureza média	Densidade	Ponto de fusão	Condutividade térmica
1034 MPa	1275 MPa	40 HRC	8,22 g/cm ³	1336 °C	11,4 W/mK

Na Figura 3.4 é apresentada a microscopia ótica (MO) do material INCONEL® VAT718A, na qual se observa a presença de contornos de grão bem definidos e contornos de macla característicos da liga. Nota-se também a presença de precipitados de segunda fase com orientação coerente

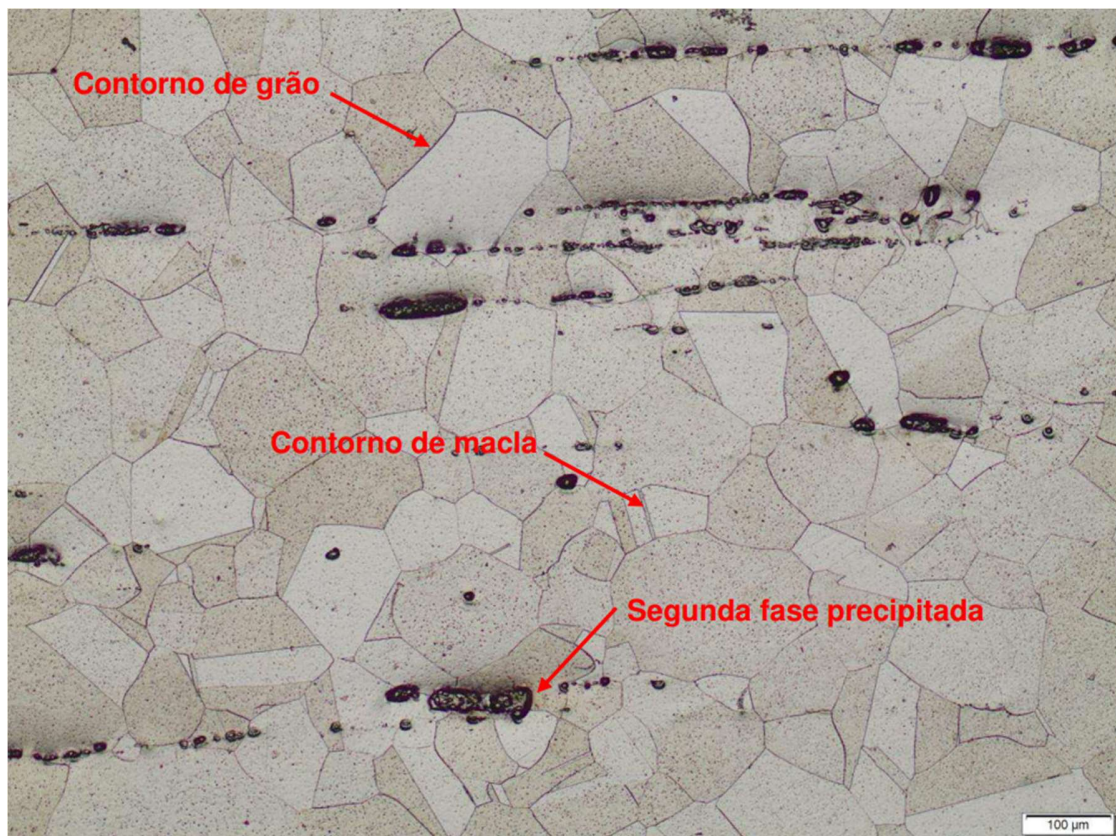


Figura 3.4. Microscopia ótica do material Inconel VAT718A (FAVERO FILHO, 2018).

Na Figura 3.5 é apresentada a microscopia eletrônica de varredura (MEV) do material da peça (Inconel VAT718A). A partir das imagens obtidas por elétrons secundários, observa-se que a segunda fase apresenta comportamento distinto em relação à matriz, indicando diferença de dureza entre elas. Isso ocorre porque fases com propriedades mecânicas diferentes sofrem remoção de material a taxas distintas durante as etapas de lixamento e polimento, resultando em um relevo superficial perceptível, como evidenciado no item (a). Já a figura (b) apresenta um detalhamento de uma região ampliada, evidenciando a presença de precipitados ricos em nióbio distribuídos na matriz γ (FILHO et al., 2019).

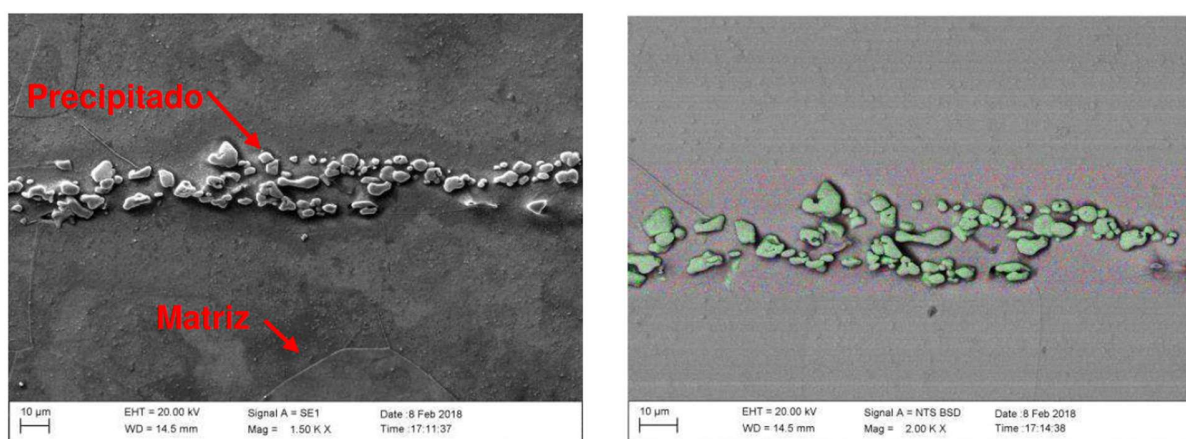


Figura 3.5. Microscopia eletrônica de varredura (MEV) do INCONEL® VAT718A: (a) imagem por elétrons secundários; (b) imagem por elétrons retroespalhados, com mapeamento elemental indicando nióbio (verde), cromo (azul) e níquel (vermelho) (FILHO et al., 2019).

A Figura 3.6 apresenta resultados de ensaios de microdureza realizados com carga de 0,5 kgf (aplicada por 30 segundos) na matriz e nos precipitados, bem como de ensaio de macrodureza Vickers com carga de 100 kgf (aplicada por 30 segundos), permitindo a avaliação conjunta das fases presentes no material.

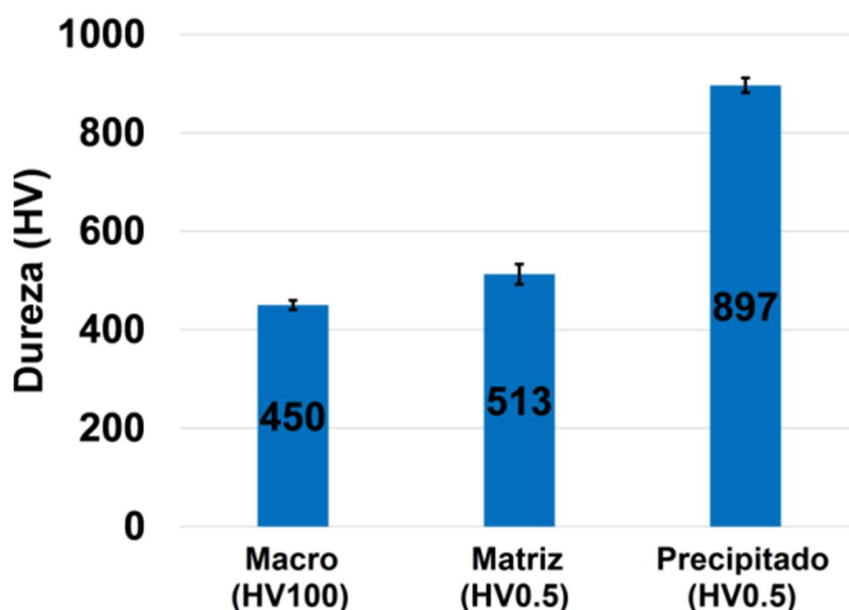


Figura 3.6. Valores de dureza ensaiados no material (FAVERO FILHO, 2018).

Observa-se que a microdureza da matriz apresentou valor aproximadamente 18% superior à macrodureza, o que pode ser atribuído à maior influência da camada de óxido superficial nesse tipo de medição. Além disso, os precipitados ricos em nióbio exibiram dureza cerca de duas vezes maior que a da matriz, característica que contribui para a reduzida usinabilidade da superliga Inconel 718 (OLIVEIRA, 2021).

3.3 Ferramentas e porta-ferramentas

Para os ensaios de usinagem, foram utilizadas ferramentas de corte inteiriças de metal duro da série W0314-L, modelo W0314100301, classe K200 (ISO K20), fabricadas pela Ceratizit. As composições químicas e propriedades mecânicas da classe utilizada são apresentadas na Tabela 3.3. Essas fresas possuem diâmetro de 10 mm, três arestas de corte helicoidais ($Z = 3$) e haste cilíndrica conforme a norma DIN 6535-HB (1999), garantindo boa concentricidade e precisão dimensional (CERATIZIT GROUP, 2023).

Tabela 3.3. Composições e propriedades da classe da ferramenta utilizada (CERATIZIT GROUP, 2019).

Classe	Código ISO	Código U.S.	Ligante $\pm 0,5\%$	Densidade (g/cm ³)	Dureza		Resistência transversal à ruptura		K _{IC} MPa·m ^{1/2}
			(%)		HV30	HRA	MPa	P.S.I.	
K200	K20-K40	C-3	10	14,4	1510	91.3	3920	569	10,5

As ferramentas são produzidas em metal duro submicrométrico, caracterizado por tamanho médio de grão de aproximadamente 0,7 μm com dureza $\text{HV}_{30} \approx 1510$, o que confere resistência ao desgaste e tenacidade para operações de fresamento (CERATIZIT GROUP, 2023). A geometria com ângulo de hélice positivo e canais helicoidais favorece a formação e evacuação dos cavacos, contribuindo para a estabilidade do processo e a qualidade superficial da peça. As dimensões principais são mostradas na Figura 3.7.

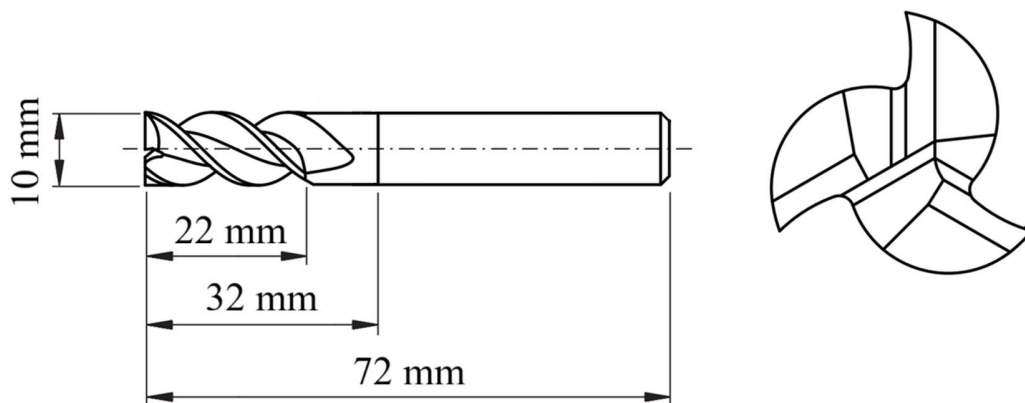


Figura 3.7. Dimensões das ferramentas utilizadas (Adaptado de CERATIZIT GROUP, 2023)

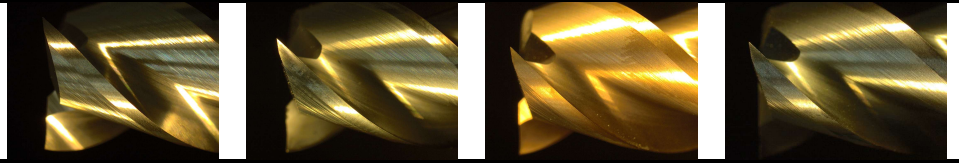
Com o objetivo de avaliar o desempenho de diferentes revestimentos, as ferramentas foram submetidas ao processo de deposição física de vapor (PVD) realizado pela Oerlikon Balzers, resultando em três variantes revestidas: BALINIT[®] ALCRONA EVO (AlCrN), BALINIT[®] LATUMA (AlTiN) e BALINIT[®] TISAFLEX (AlTiN/TiSiXN) além de uma ferramenta mantida sem revestimento (substrato de referência).

Os revestimentos foram selecionados por representarem diferentes famílias de filmes comerciais, amplamente empregadas na usinagem de superligas e outros materiais de difícil usinagem. Essa escolha possibilita comparar diferentes estratégias de proteção da ferramenta,

uma vez que cada revestimento apresenta características físico-químicas distintas, como composição, arquitetura, dureza, estabilidade térmica e tensões residuais.

As principais características das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios são apresentadas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4. Características das fresas usadas no teste.

Foto	
Revestimento	Sem revestimento AlCrN (BALINIT® ALCRONA EVO) AlTiN/TiSiXN (BALINIT® TISAFLEX) AlTiN (BALINIT® LATUMA)
Ferramenta	Fresa de topo inteiriça
Ângulo de hélice	Helicoidal 45°
Ângulo de saída	13°
Diâmetro	10 mm
Comprimento total	72 mm
Comprimento de hélice	22 mm
Número de arestas	3
Sentido de corte	Direita
Tolerância da haste	h6
Tolerância da aresta de corte	e8
Substrato	Metal duro microgrão
Refrigeração interna	Não possui

Para a análise das ferramentas de corte utilizadas neste trabalho, foram preparadas amostras a partir das fresas empregadas nos ensaios de vida, com o objetivo de investigar os mecanismos de desgaste e determinar a espessura dos revestimentos. Para isso, foram selecionadas oito ferramentas, sendo duas de cada tipo de revestimento, de modo a representar as condições de corte avaliadas. As ferramentas foram seccionadas por eletroerosão a fio a uma distância aproximada de 8 mm a partir do topo, na região da aresta de corte, possibilitando a obtenção de amostras adequadas para análise em seção transversal.

O processo de corte foi realizado em uma máquina de eletroerosão a fio AgieCharmilles CUT E 350, utilizando fio do tipo AC CUT A 900, com diâmetro de 0,15 mm. A velocidade de avanço do fio foi de 7,0 m/min.

Após o seccionamento das ferramentas por eletroerosão a fio, as amostras foram submetidas à análise em microscopia eletrônica de varredura (MEV), utilizando o equipamento Hitachi TM3000, com o objetivo de determinar a espessura da camada de revestimento. As medições foram realizadas diretamente nas imagens obtidas da seção transversal das ferramentas.

A Figura 3.8 apresenta imagens representativas das seções transversais das ferramentas revestidas com ALCRONA EVO®, TISAFLEX® e LATUMA®, evidenciando a posição e a espessura das respectivas camadas de revestimento sobre o substrato de metal duro. Essas imagens ilustram o procedimento de medição da espessura dos revestimentos adotado neste trabalho.

A partir das medições realizadas, foram calculadas as espessuras médias dos revestimentos, bem como os respectivos desvios padrão, os quais são apresentados nas Imagens em MEV das seções transversais das ferramentas revestidas utilizadas neste trabalho, evidenciando as camadas de revestimento e o substrato de metal duro.

Tabela 3.5. Os valores não apresentaram diferença significativa entre si.

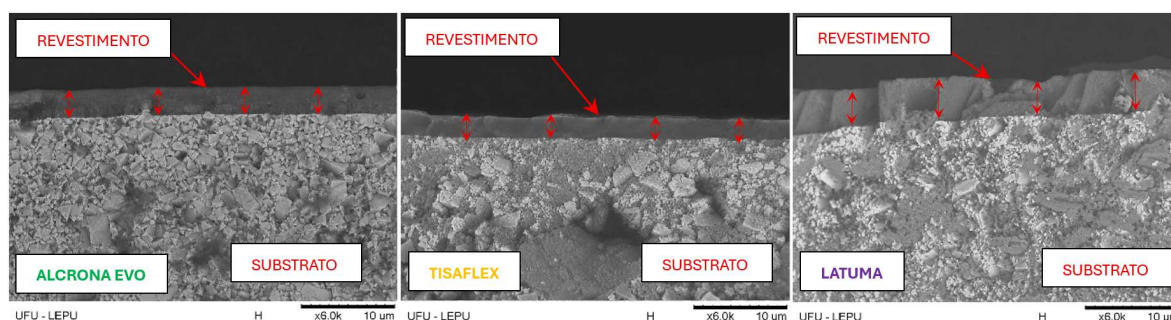


Figura 3.8. Imagens em MEV das seções transversais das ferramentas revestidas utilizadas neste trabalho, evidenciando as camadas de revestimento e o substrato de metal duro.

Tabela 3.5. Espessura média da camada de revestimento das ferramentas avaliadas.

Revestimento	Média (μm)	Desvio Padrão (μm)
R1 - ALCRONA EVO®	2,479	0,179
R2 - TISAFLEX®	2,348	0,231
R3 - LATUMA®	2,487	0,316

Além da determinação da espessura dos revestimentos, foi realizada a caracterização química superficial das ferramentas por meio da técnica de espectroscopia por dispersão de energia (EDS), utilizando o sistema SwiftED3000, acoplada ao microscópio eletrônico de varredura (MEV). As análises foram conduzidas nas superfícies das ferramentas revestidas e na ferramenta sem revestimento, com o objetivo de identificar os principais elementos químicos presentes em cada condição e verificar a compatibilidade entre a composição obtida experimentalmente e a composição nominal dos revestimentos fornecida pelo fabricante. Para cada revestimento avaliado, foram obtidos espectros representativos da superfície da ferramenta, a partir dos quais foram determinados os percentuais em massa dos elementos detectados.

A Figura 3.9 apresenta exemplos dos espectros de EDS obtidos para as diferentes ferramentas avaliadas. A região A corresponde à área analisada na ferramenta sem revestimento, utilizada para caracterização do substrato de metal duro. As regiões B, C e D correspondem, respectivamente, às áreas analisadas nas ferramentas revestidas com ALCRONA EVO®, TISAFLEX® e LATUMA®.

A Tabela 3.6 apresenta a composição química superficial determinada para cada revestimento. Para a ferramenta sem revestimento, foram identificados predominantemente

tungstênio, carbono e cobalto, elementos característicos do substrato de metal duro. Ressalta-se que a análise por EDS é semiquantitativa e apresenta limitações na quantificação de elementos de baixo número atômico, como o carbono. Para os revestimentos ALCRONA EVO®, TISAFLEX® e LATUMA®, foram observados os elementos constituintes esperados de cada sistema de revestimento, tais como alumínio, cromo, titânio, silício e nitrogênio, em diferentes proporções.

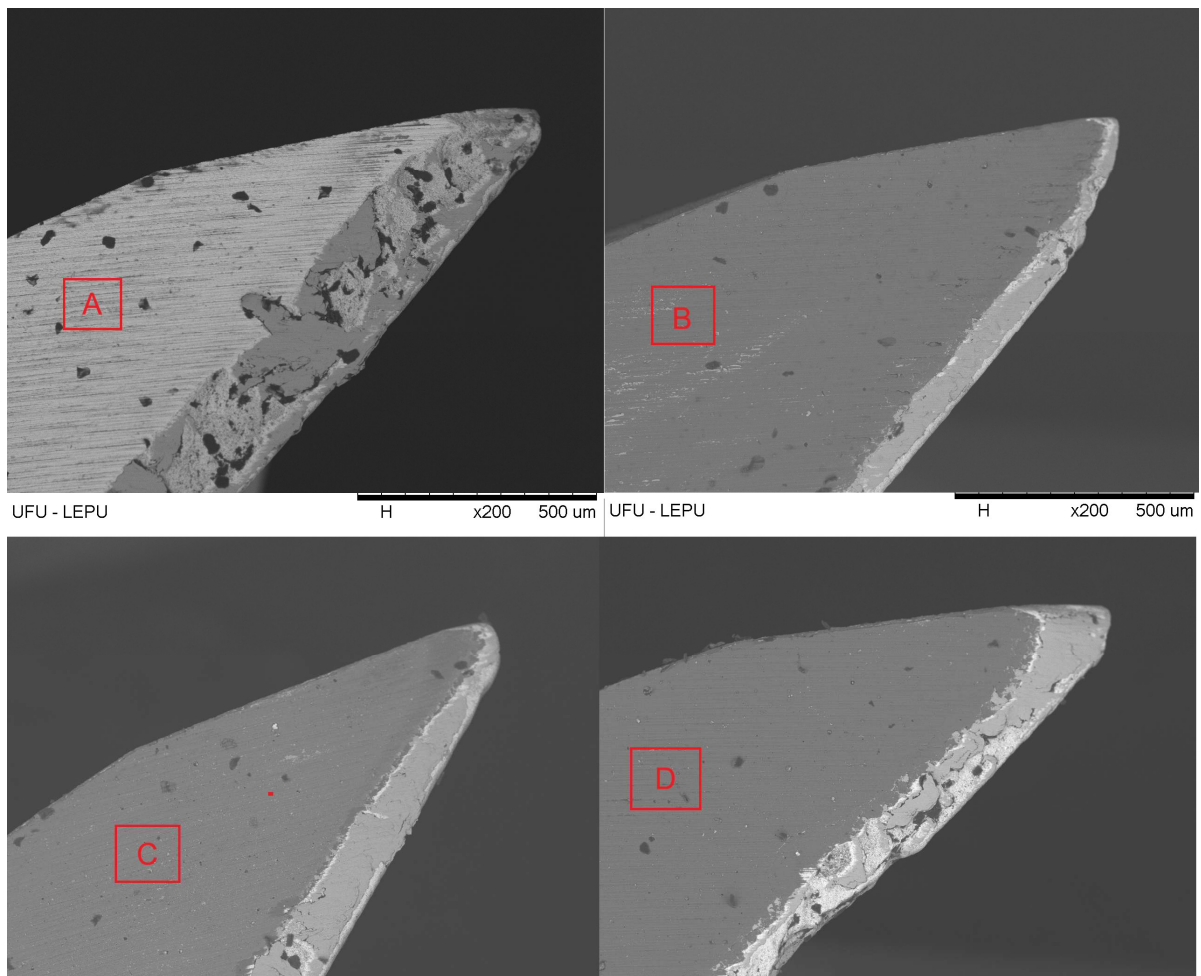


Figura 3.9. Regiões selecionadas para análise química por EDS nas ferramentas: (A) sem revestimento, (B) ALCRONA EVO®, (C) TISAFLEX® e (D) LATUMA®.

Tabela 3.6. Composição química superficial dos revestimentos e do substrato, determinada por EDS (% em massa).

	Sem	ALCRONA	TISAFLEX [®]	LATUMA [®]
	Revestimento	EVO [®] (AlCrN)	(AlTiN/TiSiXN)	(AlTiN)
Elemento	% em massa			
Carbono	29,216	-	-	-
Cobalto	4,345	-	-	-
Tungstênio	66,439	-	-	-
Nitrogênio	-	24,697	9,607	28,117
Alumínio	-	33,414	3,137	32,494
Cromo	-	41,889	-	-
Silício	-	-	10,500	-
Titânio	-	-	76,756	39,389

A fixação das ferramentas de corte na máquina ferramenta foi realizada por meio de um conjunto composto por um cone BT-40 e uma pinça FR-40 de 10 mm, conforme a norma DIN 6499-1 (1999), acoplada ao porta-ferramentas da fresadora CNC. Esse sistema proporciona elevada rigidez e concentricidade, assegurando estabilidade durante o processo. A Figura 3.10 apresenta uma das ferramentas montadas no suporte utilizado.



Figura 3.10. Ferramenta acoplada ao porta-ferramentas.

3.4 Sistema de lubri-refrigeração

O fluido de corte utilizado neste trabalho foi o Vasco 7000, fornecido pela Blaser Swisslube do Brasil Ltda., um fluido miscível em água à base de ésteres vegetais, isento de cloro e destinado ao uso industrial. A emulsão foi preparada com concentração de 9% em volume, utilizando água como meio de diluição, conforme as recomendações do fabricante (faixa operacional de 3-15%). A concentração foi aferida com o auxílio de um refratômetro analógico Atago modelo RHB32 com faixa de medição de 0-32% Brix, considerando o fator de correção de 1,4 indicado pela Blaser. Sua composição é formada por mistura de ésteres vegetais, ácidos carboxílicos, alcanolaminas, emulsificadores e inibidores de corrosão, conferindo-lhe boa capacidade lubrificante, estabilidade química e propriedades anticorrosivas.

A aplicação do fluido foi realizada na forma de jorro a baixa pressão, utilizando dois bicos de 9 mm de diâmetro, integrados ao sistema de refrigeração do centro de usinagem ROMI Bridgeport Discovery® 760, com vazão de 15 L/min, direcionando o jato à zona de corte para promover resfriamento eficiente e remoção dos cavacos durante a usinagem.

3.5 Máquina ferramenta

Os ensaios de usinagem foram realizados em um centro de usinagem CNC Discovery 760, fabricado pela Romi-Bridgeport, pertencente ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de

Uberlândia (UFU), conforme ilustrado na Figura 3.11. O equipamento possui potência nominal de 9 kW, velocidade máxima do fuso de 10.000 rpm e precisão de posicionamento nos eixos X, Y e Z de 1 μ m. O sistema de comando CNC do equipamento é Siemens 810D, que permite o controle simultâneo dos três eixos lineares (X, Y e Z), garantindo a execução precisa das trajetórias programadas e o monitoramento contínuo das condições de corte.



Figura 3.11. Centro de usinagem ROMI Discovery 760 utilizado nos ensaios.

3.6 Procedimento experimental

Conforme apresentado na Seção 3.1, para o desenvolvimento deste estudo foram considerados os seguintes parâmetros de saída: desgaste da ferramenta de corte, integridade superficial, temperatura de corte, forças de corte e análise de cavacos.

A obtenção dos dados de desgaste da ferramenta e integridade superficial da peça foi realizada por meio de uma metodologia baseada em medições periódicas, efetuadas em intervalos previamente definidos ao longo dos passes de usinagem, realizados no maior comprimento do material usinado (248 mm). As aquisições desses dados eram realizadas

inicialmente após o primeiro passe de usinagem, e posteriormente após o terceiro passe. A partir desse ponto, as medições passaram a ser realizadas a cada três passes consecutivos, seguindo esse procedimento até que fosse atingido o critério estabelecido para o fim de vida da ferramenta. Os seguintes critérios foram adotados para determinar o fim de vida da ferramenta de corte e, consequentemente, o encerramento dos ensaios: desgaste de flanco máximo ($VB_{\text{máx}} \geq 0,3 \text{ mm}$) e falha catastrófica da ferramenta. Esses critérios foram definidos com base na norma ISO 8688-2 (2020).

A Figura 3.12 apresenta um fluxograma ilustrando a sequência metodológica adotada para a coleta dos dados experimentais de desgaste da ferramenta e rugosidade superficial ao longo dos ensaios de usinagem.

Em situações nas quais o desgaste da ferramenta indicava proximidade do critério de fim de vida adotado, medições adicionais poderiam ser realizadas fora dos intervalos previamente programados. Esse procedimento foi adotado para evitar que a realização de mais três passes resultasse em um desgaste excessivo da ferramenta, o que poderia comprometer a obtenção de dados representativos na região final de sua vida útil.

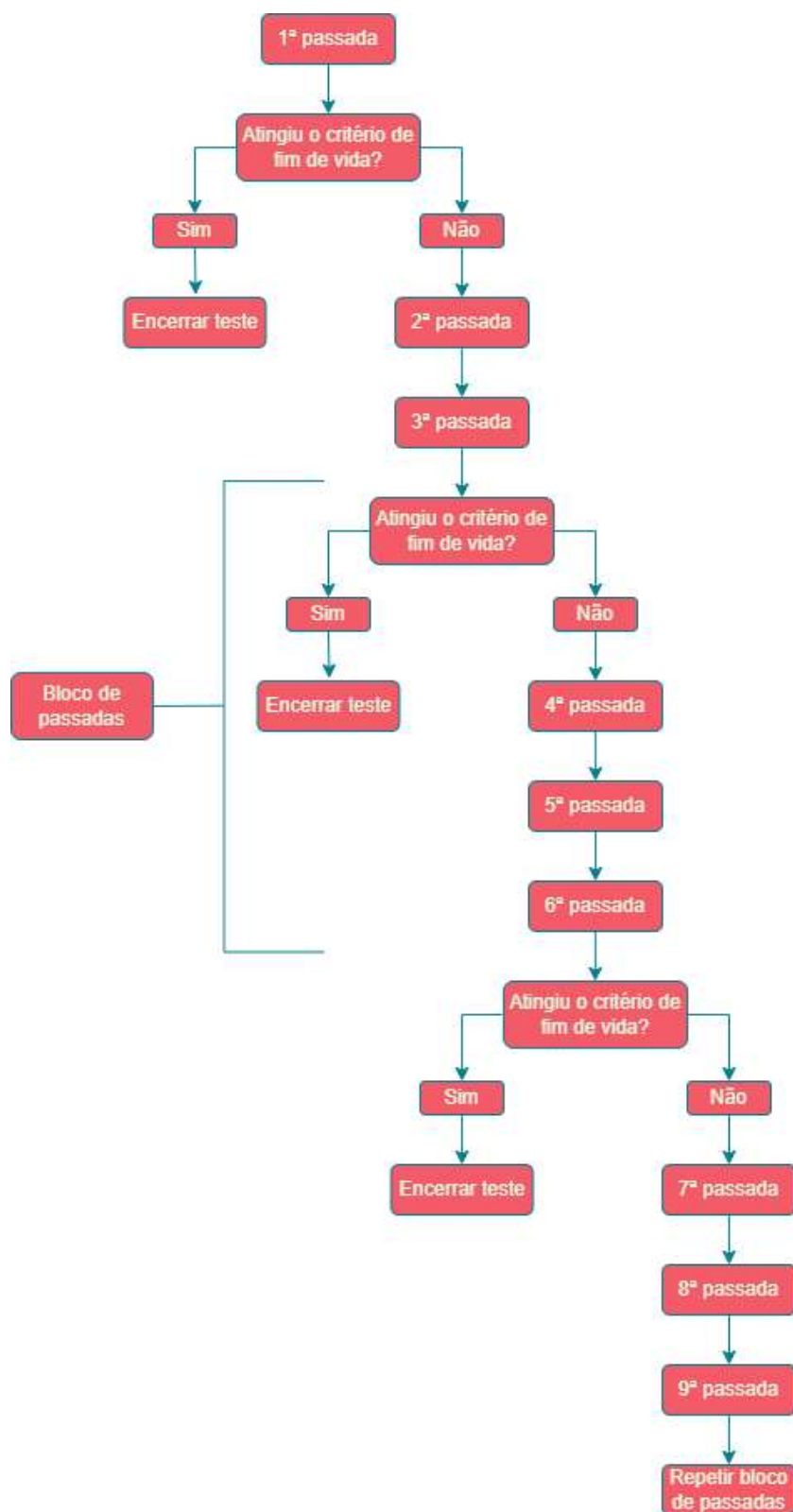


Figura 3.12. Fluxograma representativo da metodologia adotada para a aquisição dos dados experimentais de desgaste da ferramenta e rugosidade da superfície usinada.

Os ensaios de força de corte e temperatura foram realizados simultaneamente, em um único passe de usinagem para cada ferramenta (revestimento) analisada. Durante esse passe, a máquina foi programada para alterar automaticamente as condições de corte ao longo do percurso de usinagem, permitindo a obtenção dos dados correspondentes às diferentes combinações de parâmetros investigadas. Para isso, foi utilizado o mesmo bloco empregado nos ensaios de desgaste/vida da ferramenta e rugosidade, com comprimento de usinagem de 248 mm, sendo o percurso dividido em quatro trechos com tempos efetivos de corte equivalentes, cada um correspondente a uma condição de corte apresentada na Tabela 3.7.

Durante todos os ensaios, a profundidade de corte axial (a_p) e a profundidade de corte radial (a_e) foram mantidas constantes, com valores de 6 mm e 0,5 mm, respectivamente. Todos os ensaios foram conduzidos sem a utilização de fluido de corte, caracterizando condições de usinagem a seco. O processo de fresamento foi realizado no sentido concordante, da mesma forma que nos ensaios de vida da ferramenta e rugosidade, de modo a manter a consistência das condições experimentais. Além disso, cada ensaio foi realizado apenas uma vez por ferramenta, com o objetivo de garantir que as medições fossem efetuadas utilizando ferramentas novas, evitando a influência do desgaste progressivo da ferramenta nos resultados de força e temperatura.

Tabela 3.7. Condições de corte utilizadas nos ensaios.

Parâmetro	C1	C2	C3	C4
v_c (m/min)	50	50	80	80
f_z (mm/dente)	0,035	0,070	0,035	0,070
a_p (mm)	6	6	6	6
a_e (mm)	0,5	0,5	0,5	0,5

3.7 Parâmetros de saída

3.7.1 Medição do desgaste

Para a análise do desgaste das ferramentas, o ensaio de vida foi interrompido periodicamente para que a ferramenta fosse avaliada por meio de estereomicroscopia, sendo registradas imagens da superfície de folga (guia cilíndrica) e da região da ponta da ferramenta,

nas quais eram realizadas as medições de desgaste. O monitoramento foi realizado utilizando um estéreo microscópio modelo SZ61 (Olympus), com ampliação máxima de 45x, equipado com câmera digital modelo LC30 e fonte de iluminação de fibra óptica modelo LG-PS2. A captura e o registro das imagens foram realizados com o auxílio do software OLYMPUS LC Micro. A Figura 3.13 apresenta o *setup* montado para medição do desgaste nas fresas.



Figura 3.13. Aparato utilizado para medição de desgaste na ferramenta de corte.

Com o objetivo de realizar uma análise mais detalhada da região desgastada da aresta de corte das ferramentas utilizadas, bem como identificar os mecanismos de desgaste atuantes, ao final dos ensaios, as ferramentas foram submetidas à análise em Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). As amostras foram inicialmente submetidas a um processo de limpeza em um limpador ultrassônico Easy Elmasonic, utilizando banho de álcool por um período de 2 minutos, com o objetivo de remover resíduos superficiais provenientes dos ensaios de usinagem. Após essa etapa, as ferramentas foram analisadas em microscopia eletrônica de varredura (MEV), utilizando o equipamento Hitachi TM3000. Adicionalmente, foi realizada a análise química por espectroscopia de energia dispersiva (EDS), por meio do sistema SwiftED3000 acoplado ao

microscópio, com o intuito de verificar a presença de material aderido na superfície das ferramentas.

Após as análises iniciais, as ferramentas foram submetidas a um procedimento adicional de limpeza utilizando a solução de Kalling nº 2, composta por 5 g de cloreto cúprico (CuCl_2), 100 mL de ácido clorídrico (HCl) e 100 mL de etanol, em banho ultrassônico durante 4 horas. Esse procedimento teve como objetivo remover o material aderido proveniente da usinagem, permitindo a exposição das regiões anteriormente recobertas por esses depósitos. Após a remoção do material aderido, novas imagens foram obtidas em microscopia eletrônica de varredura, possibilitando a análise da superfície da ferramenta e das regiões desgastadas previamente ocultadas pela camada aderida.

3.7.2 Medição da rugosidade da superfície usinada

Após períodos específicos de corte, conforme descrito na Figura 3.12, a rugosidade da peça usinada foi medida na superfície principal de usinagem, gerada pelas arestas principais de corte (Figura 3.14). Embora essa superfície seja considerada transiente, ela foi selecionada para a análise de rugosidade por ser renovada a cada novo percurso da ferramenta, não sofrendo influência direta dos percursos anteriores. Além disso, a superfície secundária de usinagem apresentaria apenas 0,5 mm de espessura, correspondente ao valor da profundidade de corte radial (a_e), o que inviabilizaria a realização das medições de rugosidade com o instrumento utilizado neste trabalho.

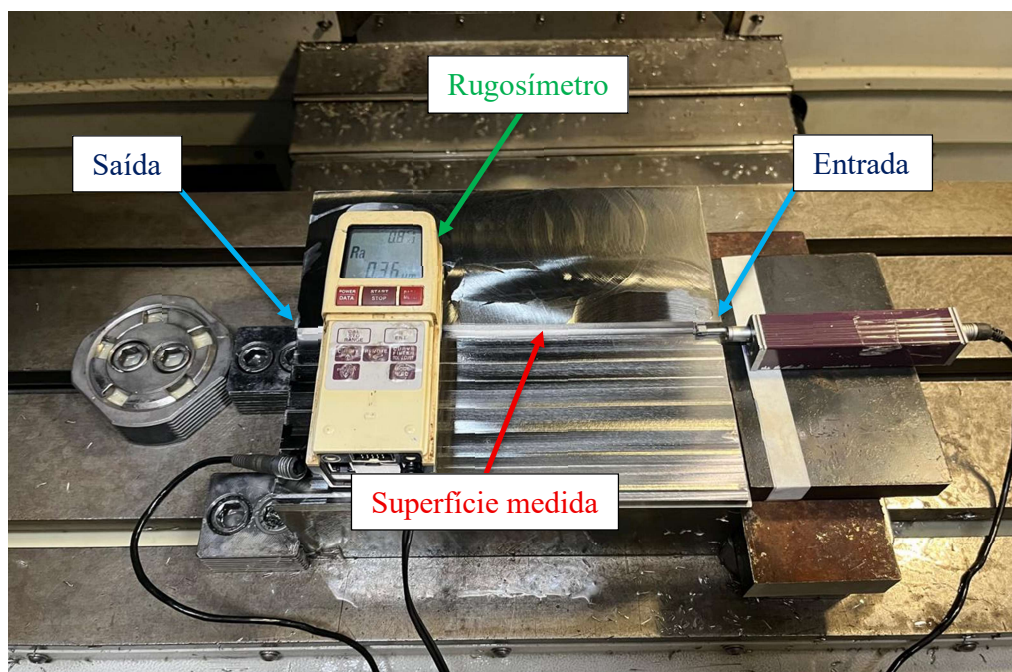


Figura 3.14. Detalhe da montagem do sistema utilizado para a medição de rugosidade e da superfície na qual as medições foram realizadas.

As medições de rugosidade superficial foram realizadas utilizando um rugosímetro portátil de contato da marca Mitutoyo, equipado com ponta de diamante. As medições foram realizadas com comprimento de amostragem (*cut-off* λ_c) de 0,8 mm, utilizando três comprimentos de amostragem, resultando em um comprimento de avaliação de 2,4 mm. O perfil de rugosidade foi obtido por meio de filtro Gaussiano, conforme recomendações da norma ISO 4287 (2002), sendo avaliados o parâmetro Ra.

Antes da realização de cada medição de rugosidade, a superfície usinada foi previamente limpa com álcool isopropílico (2-propanol) utilizando um pano limpo, com o objetivo de remover resíduos do processo de usinagem, como partículas metálicas e traços de fluido de corte. Em seguida, a superfície foi seca com um pano limpo e seco, garantindo a remoção do solvente antes da realização das medições.

Para cada condição analisada, foram realizadas três medições de rugosidade na região de entrada e três medições na região de saída da usinagem. As medições foram efetuadas a uma distância de 10 mm das extremidades da barra em ambas as regiões, com o objetivo de minimizar a influência de vibrações e instabilidades inerentes aos momentos de entrada e saída da ferramenta durante o corte.

3.7.3 Medição da temperatura de corte

Para a medição da temperatura de corte durante os ensaios, foi utilizada uma câmera termográfica infravermelha, modelo A325, da FLIR, com resolução de 320 x 240 pixels e precisão de $\pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$. O equipamento utilizado pode ser observado na Figura 3.15.



Figura 3.15. Detalhe da montagem do sistema de medição de temperatura por câmera termográfica infravermelha.

Antes da realização dos ensaios, a peça de Inconel® 718 foi recoberta com tinta preta fosca, conforme apresentado na Figura 3.15. Esse procedimento foi adotado com o objetivo de reduzir a refletividade da superfície metálica do Inconel 718, permitindo o ajuste da emissividade da peça para $\varepsilon = 0,95$, indicado para esse material, valor previamente investigado por Da Silva et al. (2018).

A câmera termográfica foi posicionada em um tripé externo à direita da máquina-ferramenta, a aproximadamente 1,6 m da região de corte, direcionada para a interface cavaco-ferramenta durante o processo de fresamento da liga Inconel 718. Essa configuração permitiu manter uma distância fixa entre o equipamento e a região monitorada ao longo de todos os ensaios, garantindo a consistência das medições térmicas.

Para a realização dos ensaios, adotou-se um planejamento fatorial misto $4^1 \times 2^2$, mostrado na Tabela 3.8 considerando quatro níveis para o fator revestimento da ferramenta e dois níveis para os parâmetros velocidade de corte e avanço por dente, conforme apresentado anteriormente. Não foram realizadas repetições para as medições de temperatura.

Tabela 3.8. Planejamento utilizado para ensaios de temperatura e forças.

Ferramenta (Revestimento)	Sem revestimento; ALCRONA EVO [®] ; TISAFLEX [®] ; LATUMA [®]
Velocidade de corte (v_c) [m/min]	50 (nível -1) / 80 (nível +1)
Avanço por dente (f_z) [mm/dente]	0,035 (nível -1) / 0,070 (nível +1)
Tipo de fresamento	Concordante
Profundidade de corte (a_p) [mm]	6
Penetração de trabalho (a_e) [mm]	0,5
Condição de lubri-refrigeração	Seco
Diâmetro da fresa (d) [mm]	10
Número de arestas cortantes (z)	3 arestas

As imagens térmicas foram registradas a uma taxa de aquisição de 30 quadros por segundo durante a execução dos ensaios. Posteriormente, os dados foram analisados por meio do software ThermaCAM Researcher Pro, próprio do sistema de termografia utilizado, permitindo a identificação e o acompanhamento dos valores de temperatura ao longo do processo de usinagem.

As medições de temperatura foram realizadas simultaneamente aos ensaios de força de usinagem. Para cada tipo de revestimento, foi utilizada uma ferramenta nova, evitando a

influência do desgaste nos resultados. As quatro condições de corte foram aplicadas sequencialmente ao longo de um único passe de usinagem.

3.7.4 Medição das forças de usinagem

As principais variáveis de saída analisadas foram as forças de usinagem e o torque. As forças de usinagem adquiridas correspondem às forças radiais, F_x e F_y , e à força axial F_z . Ressalta-se que todas as medições foram realizadas utilizando ferramentas novas, a fim de evitar a influência do desgaste da ferramenta nos resultados obtidos. O torque ou momento torçor (T_q) pode ser definido como o resultado da interação entre as forças de usinagem atuantes nas arestas de corte da ferramenta e o material da peça, considerando uma determinada distância em relação ao centro de rotação da ferramenta.

Para a aquisição desses sinais foi utilizado um dinamômetro rotativo Kistler, modelo 9123C1211, apropriado para ferramentas rotativas e acoplado ao eixo-árvore da máquina. O sistema de aquisição de sinais foi composto pelo dinamômetro rotativo conectado a um condicionador de sinais multicanais Kistler, modelo 5223B1, por meio de um cabo Kistler modelo 1677A5. O condicionador foi então conectado a uma placa de aquisição de dados da National Instruments, modelo DAQ 6002, que, juntamente com um *notebook* utilizando o software LabVIEW, permitiu a aquisição e o monitoramento dos sinais. Os sinais de força e torque foram coletados a uma taxa de aquisição de 1,2 kHz ao longo dos ensaios. A Figura 3.16 apresenta a montagem do sistema de aquisição de dados utilizado.

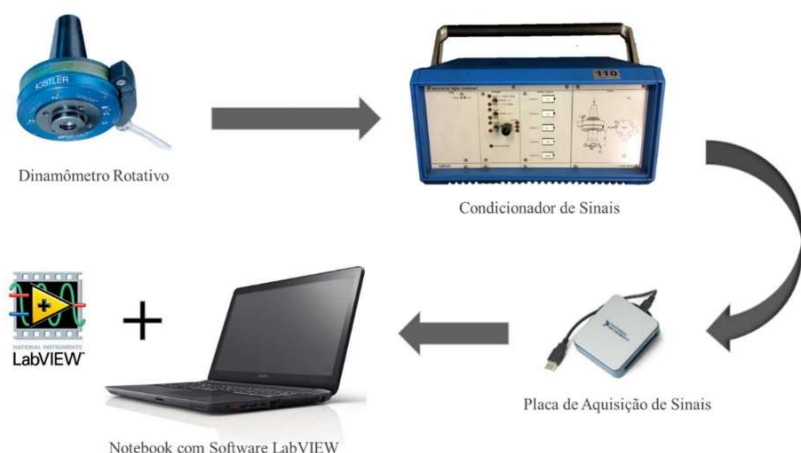


Figura 3.16. Sistema de aquisição de dados para medição de forças (DINIZ, 2018).

Para a realização dos ensaios de forças de usinagem, foi adotado o mesmo planejamento experimental utilizado para a medição da temperatura, correspondente a um planejamento fatorial misto, apresentado na Tabela 3.8. Assim como nos ensaios de temperatura, não foram realizadas repetições para as medições das componentes das forças de usinagem.

Os sinais de força obtidos durante os ensaios foram posteriormente tratados no software MatLab® R2025b, no qual foram realizados os procedimentos de filtragem, organização e análise dos dados, possibilitando a obtenção dos valores médios e a adequada interpretação dos resultados.

3.7.5 Análise dos cavacos

Foram obtidas imagens dos cavacos gerados em todas as condições de usinagem analisadas, considerando os três tipos de ferramentas com revestimento e a ferramenta sem revestimento. Os cavacos foram coletados durante os ensaios de vida da ferramenta e avaliação de rugosidade superficial, realizados com aplicação de fluido de corte, e posteriormente observados e fotografados utilizando um microscópio óptico ferramenteiro modelo SZ61, da marca Olympus. As imagens obtidas foram utilizadas para a realização de uma análise qualitativa da geometria dos cavacos, permitindo a comparação de aspectos macroscópicos como forma, curvatura, dimensões e grau de fragmentação entre as diferentes condições de usinagem avaliadas.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos no presente trabalho. Para facilitar a análise e interpretação dos dados experimentais, os resultados foram organizados nas seguintes seções:

- Ensaios de vida da ferramenta;
- Análise da rugosidade da superfície usinada;
- Temperatura no processo de corte;
- Forças de usinagem;
- Análise morfológica dos cavacos.

4.1 Ensaios de vida da ferramenta

Com o objetivo de facilitar a comparação entre os resultados obtidos, os revestimentos das ferramentas foram abreviados ao longo do texto da seguinte forma:

- R0 - Ferramenta sem revestimento;
- R1 - ALCRONA EVO[®] (AlCrN);
- R2 - TISAFLEX[®] (AlTiN/TiSiXN);
- R3 - LATUMA[®] (AlTiN).

De maneira análoga, as diferentes condições de corte serão identificadas como C1, C2, C3 e C4, conforme apresentado na Tabela 3.7.

A Figura 4.1 apresenta o volume de material removido (mm³) separado por condição de corte, com o objetivo de facilitar a visualização e a comparação dos resultados entre os diferentes revestimentos em cada condição analisada. A Tabela 4.1 apresenta os resultados da análise de

variância (ANOVA) aplicada aos dados experimentais, considerando um nível de confiança de 95% sendo os cálculos realizados com base no número de passes por ferramenta.

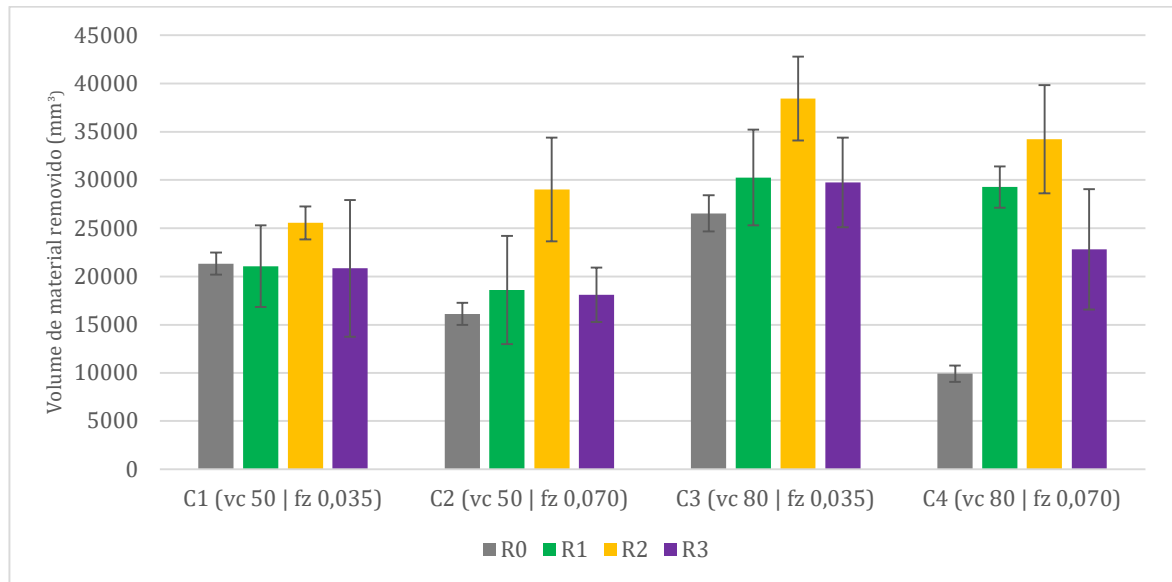


Figura 4.1. Vida das ferramentas expressa em função do volume de material removido separadas por condição de corte (mm³).

Tabela 4.1. Análise de variância (ANOVA) dos parâmetros avaliados em relação ao volume de material usinado, considerando uma confiabilidade de 95%.

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	2002,83	667,61	20,634	0,000000
v_c	1	867,00	867,00	26,797	0,000012
f_z	1	432,00	432,00	13,352	0,000915
Revestimento $\times v_c$	3	363,83	121,28	3,748	0,020515
Revestimento $\times f_z$	3	357,17	119,06	3,680	0,022021
$v_c \times f_z$	1	161,33	161,33	4,986	0,032667
Revestimento $\times v_c \times f_z$	3	122,17	40,72	1,259	0,305059
Erro	32	1035,33	32,35	—	—

A partir da análise de variância apresentada na Tabela 4.1, observa-se que os fatores revestimento, velocidade de corte e avanço por dente, bem como suas interações em pares, apresentaram influência estatisticamente significativa sobre o processo, uma vez que os valores de p obtidos foram inferiores a 0,05. Por outro lado, a interação simultânea entre as três variáveis analisadas não apresentou significância estatística.

A influência significativa do revestimento da ferramenta pode ser atribuída principalmente às propriedades tribológicas, mecânicas e térmicas distintas de cada filme. Revestimentos baseados em nitretos metálicos, são amplamente empregados na usinagem de superligas devido à sua elevada dureza, estabilidade térmica e resistência à oxidação em altas temperaturas (AZIM et al., 2022). Além disso, esses revestimentos atuam como barreira térmica e química, reduzindo a transferência de calor e as reações entre ferramenta e material usinado, o que é especialmente relevante em materiais com alta afinidade química, como ligas de titânio e níquel (LIU et al., 2023). Do ponto de vista tribológico, revestimentos apresentam capacidade de reduzir mecanismos de desgaste associados à adesão, difusão e oxidação, contribuindo para o aumento da vida da ferramenta (BALAKRISHNAN et al., 2025).

De modo geral, a análise da superfície principal de folga das ferramentas indicou que o mecanismo de desgaste predominante, em todas as condições avaliadas, foi o desgaste adesivo, decorrente da aderência de material da peça à superfície da ferramenta sob elevadas pressões e temperaturas na zona de corte, seguido de seu destacamento, caracterizando o fenômeno de *attrition*. Ao comparar a ferramenta sem revestimento (Figura 4.2) com as ferramentas revestidas (Figura 4.3), observa-se que a condição sem revestimento apresentou uma ligeira intensificação desse mecanismo, entretanto, essa diferença mostrou-se pouco significativa, uma vez que a adesão também ocorreu de forma expressiva nas ferramentas revestidas.

A Figura 4.4 apresenta a região A, correspondente a uma área de material aderido observada na ferramenta R0-C1, bem como sua composição química determinada por EDS. Verifica-se a predominância de níquel (61,137%), cromo (22,311%) e ferro (14,359%), elementos constituintes da liga Inconel 718. A identificação desses elementos na região analisada confirma que o material aderido é proveniente da peça usinada, corroborando com a evidência de desgaste adesivo.

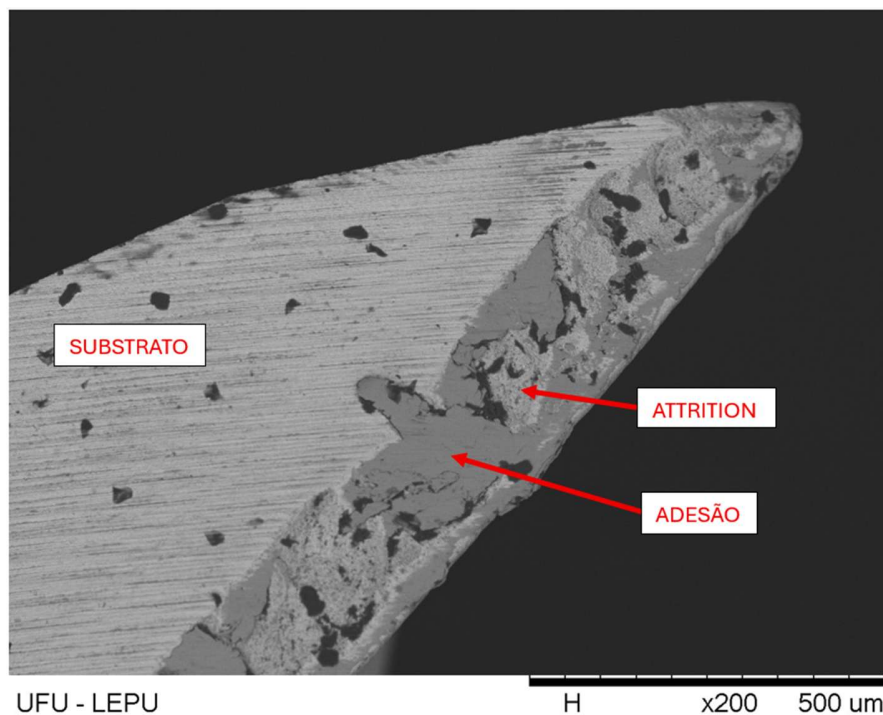


Figura 4.2. Imagem de MEV da ferramenta sem revestimento R0-C1 (v_c 50 | f_z 0,035) após o ensaio de usinagem.

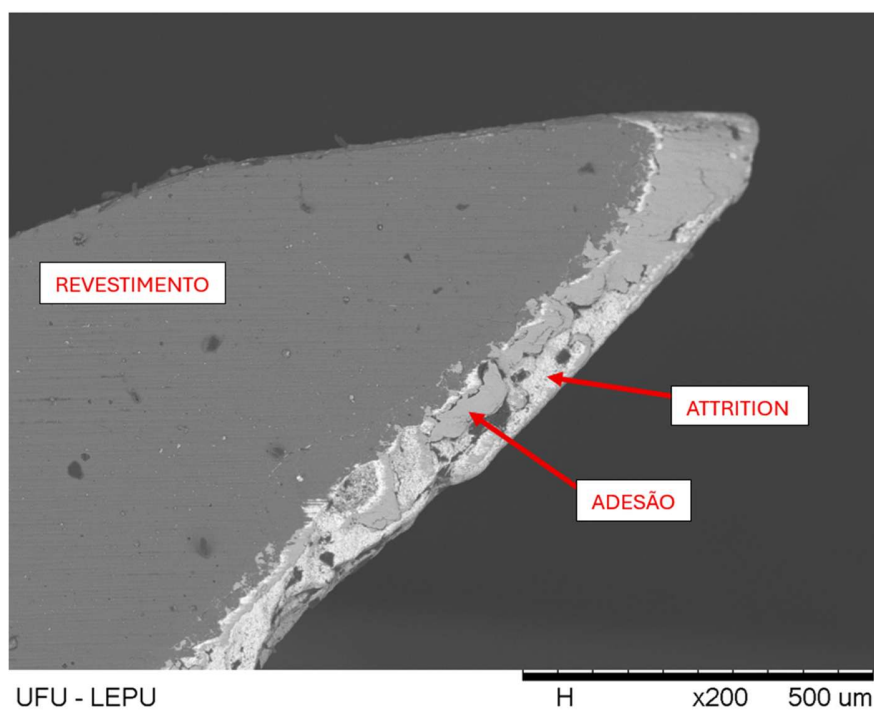


Figura 4.3. Imagem de MEV da ferramenta revestida R3-C2 (v_c 50 | f_z 0,070) após o ensaio de usinagem.

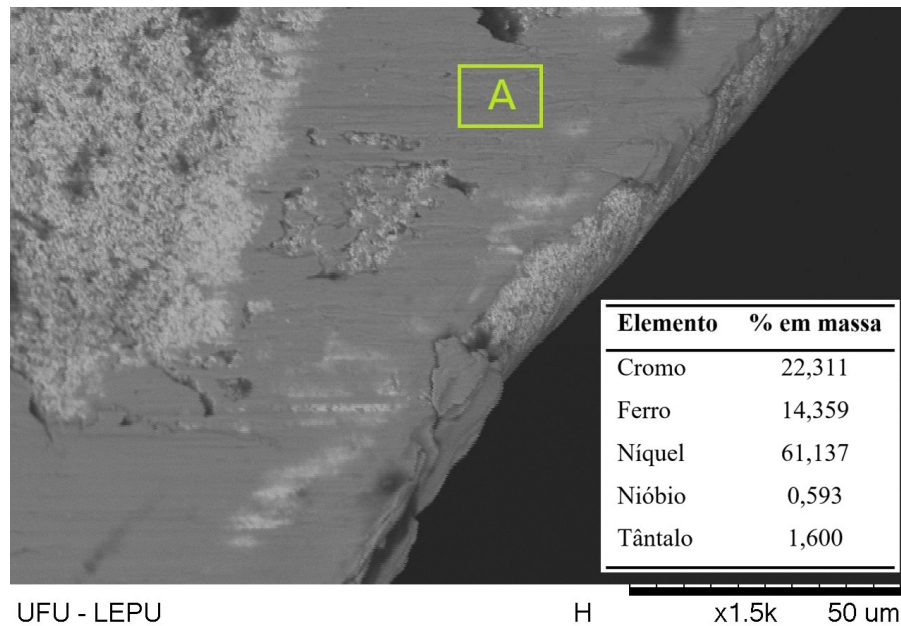


Figura 4.4. Região de material aderido observada na ferramenta R0-C1 (v_c 50 | f_z 0,035) e composição química determinada por EDS na área A.

O aumento da velocidade de corte tende a elevar a temperatura na zona de corte, intensificando fenômenos termoquímicos, como difusão e oxidação, além de favorecer o amolecimento local da aresta de corte. Em operações de fresamento do Inconel 718, observa-se que a elevação da velocidade de corte promove um aumento significativo da temperatura e intensifica mecanismos como difusão, especialmente em condições mais severas (PEREIRA et al., 2025). Em materiais como o Inconel 718, que apresentam baixa condutividade térmica, grande parte do calor gerado durante o processo permanece concentrada na interface ferramenta-peça, acelerando os mecanismos de desgaste da ferramenta (DE BARTOLOMEIS et al., 2021). Esse efeito pode ser observado na Figura 4.5 e na Figura 4.6, nas quais se verifica não apenas o aumento da intensidade da adesão, mas também uma mudança em sua morfologia. Para a menor velocidade de corte, observa-se a presença de material aderido distribuído de forma mais homogênea e com menor espessura aparente, indicando uma camada relativamente delgada de material transferido à superfície da ferramenta. Por outro lado, para a maior velocidade de corte, a adesão se apresenta de forma mais pronunciada, caracterizada pela formação de estruturas com

aspecto lamelar sobrepostas de material da peça. Esse comportamento sugere um processo mais intenso e dinâmico de adesão, onde sucessivas camadas de material do Inconel 718 são depositadas.

Na Figura 4.6 também se observa uma região com indícios de desgaste por difusão, mecanismo favorecido pelas elevadas temperaturas desenvolvidas na interface ferramenta-peça em condições de maior velocidade de corte. Nota-se também a perda de revestimento na extremidade da aresta de corte, observada em todas as condições analisadas. A região exposta apresenta uma superfície mais rugosa e irregular, característica de processos de destacamento do revestimento, associados à delaminação e à ocorrência de microfraturas e micro lascamentos.

A Figura 4.7 apresenta a análise por EDS da região B da ferramenta R2-C3, correspondente a uma área com destacamento do revestimento. A presença de tungstênio e cobalto, elementos característicos do substrato de metal duro, confirma a exposição da ferramenta após a remoção da camada de revestimento. Embora tenha sido observada elevada concentração de carbono, ressalta-se que a análise por EDS apresenta limitações na quantificação de elementos de baixo número atômico.

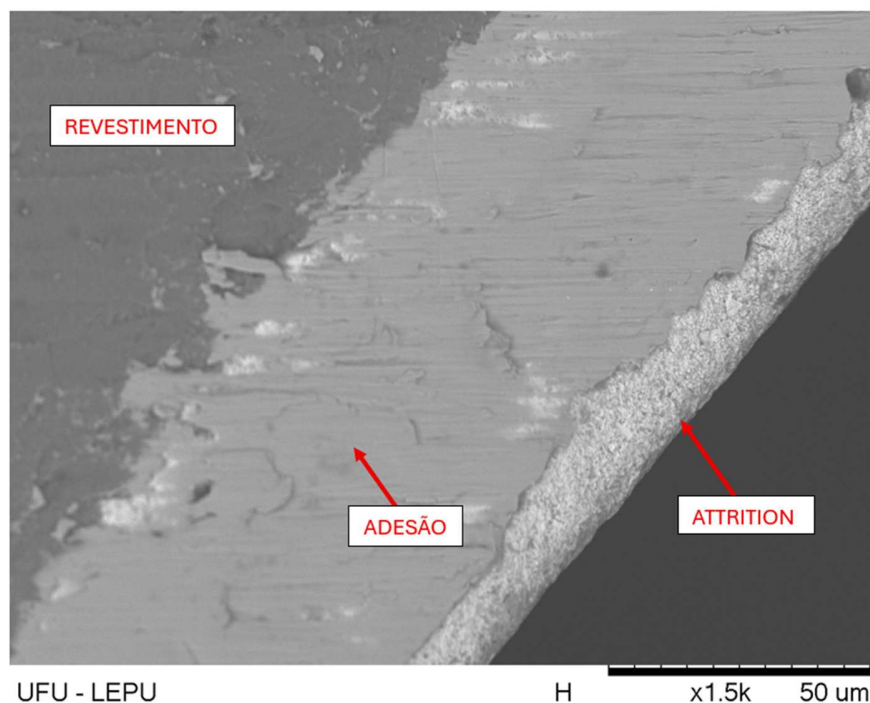


Figura 4.5. Imagem de MEV da ferramenta revestida R1-C2 (v_c 50 | f_z 0,070) após o ensaio de usinagem.

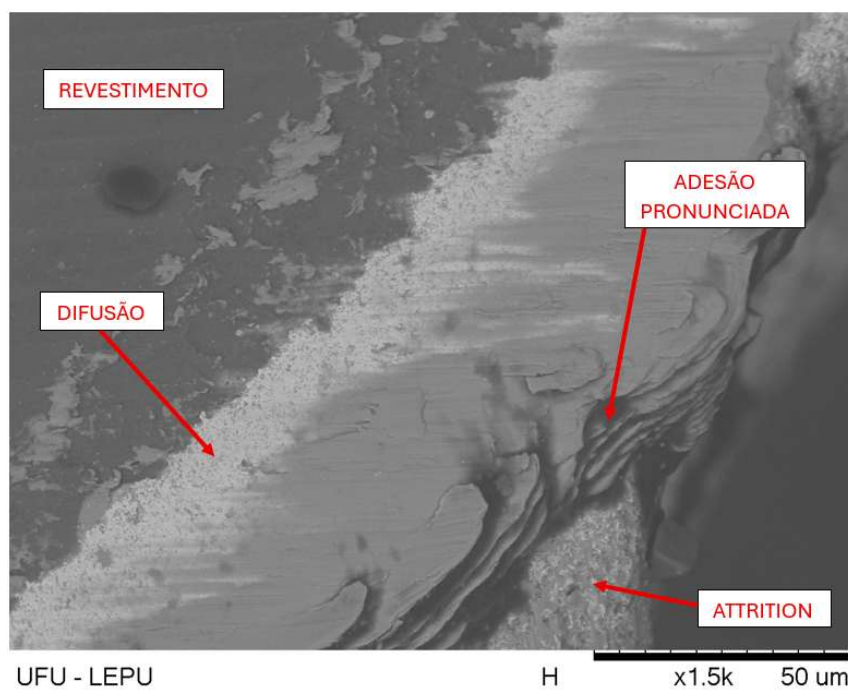


Figura 4.6. Imagem de MEV da ferramenta revestida R1-C3 (v_c 80 | f_z 0,035) após o ensaio de usinagem.

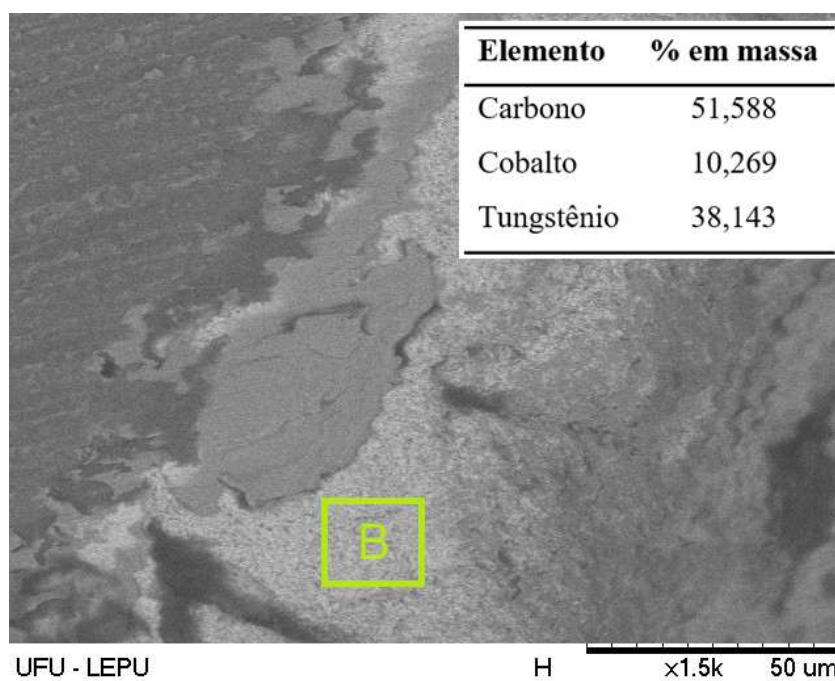


Figura 4.7. Análise por EDS da região B da ferramenta R2-C3 (v_c 80 | f_z 0,035), correspondente a uma área com destacamento do revestimento na ferramenta.

De maneira semelhante, o avanço por dente (f_z) está diretamente relacionado à espessura não deformada do cavaco, influenciando a carga mecânica aplicada à aresta de corte e, consequentemente, as forças de usinagem e a pressão de contato na interface cavaco-ferramenta. O aumento desse parâmetro tende a intensificar essas cargas, favorecendo a ocorrência de desgaste de flanco, microtrincas e lascamento da aresta, especialmente na usinagem de superligas de níquel. Em operações de fresamento do Inconel 718, o avanço por dente destaca-se como um dos principais parâmetros de controle do processo, estando associado ao aumento das forças de corte e à progressão do desgaste da ferramenta (SEBBE et al., 2025).

Esse comportamento pode ser observado na Figura 4.8 e na Figura 4.9, nas quais se verifica a influência do avanço na integridade da aresta de corte. Para o menor avanço, embora haja presença significativa de material aderido, a aresta mantém-se mais íntegra, apresentando um perfil mais retilíneo e contínuo. Por outro lado, para o maior avanço, observa-se a ocorrência de micro lascamentos ao longo da aresta, resultando em um perfil mais irregular, além da evidência de destacamento do revestimento na região analisada. Em ambas as condições, a adesão permanece intensa, característica da usinagem do Inconel 718, porém, no caso do maior avanço, as maiores solicitações mecânicas favorecem a instabilidade da aresta e a intensificação dos mecanismos de desgaste associados à fratura do revestimento e do material da ferramenta.

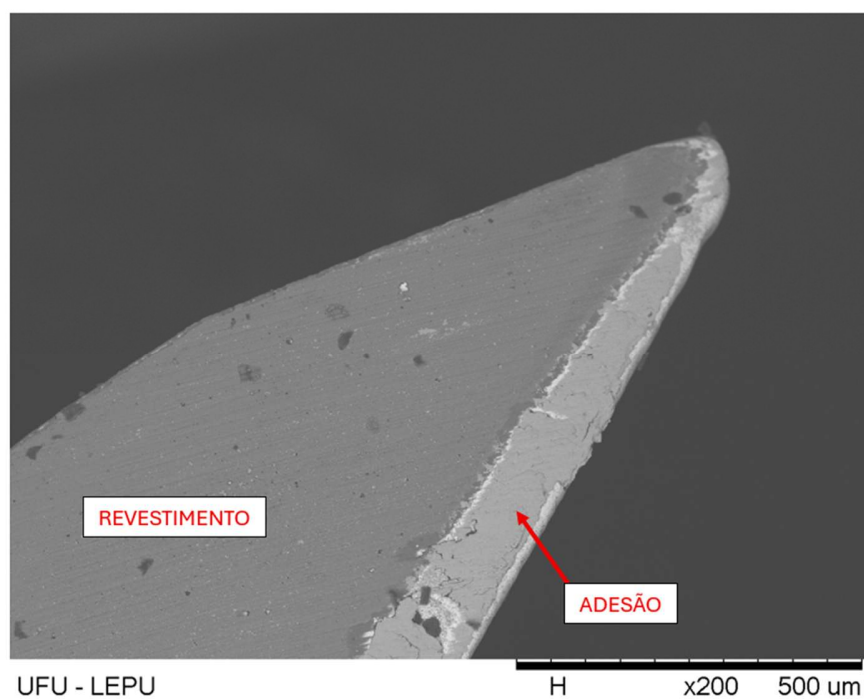


Figura 4.8. Imagem de MEV da ferramenta revestida R2-C1 (v_c 50 | f_z 0,035) após o ensaio de usinagem.

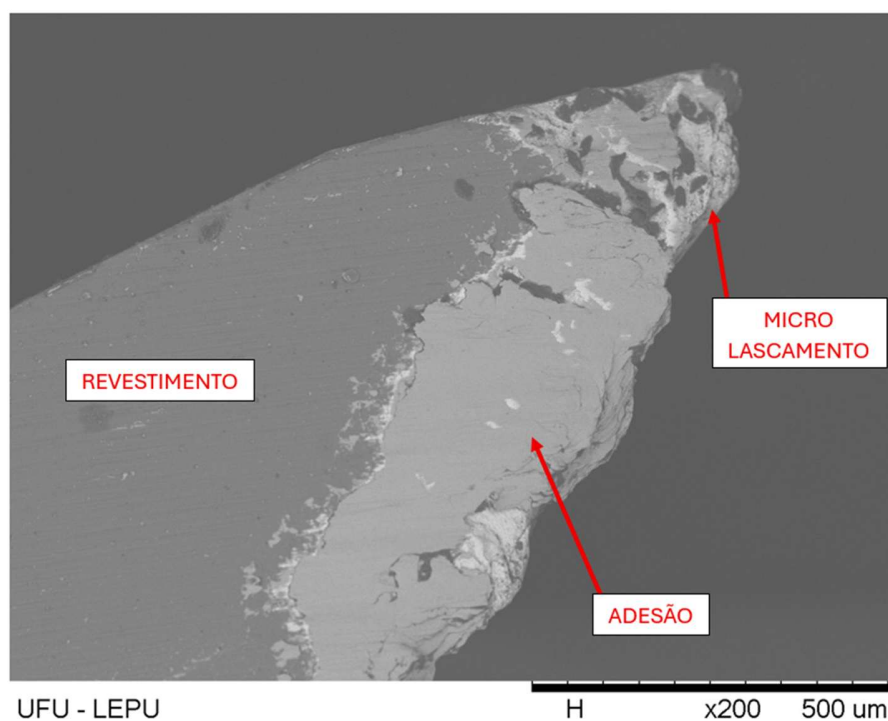


Figura 4.9. Imagem de MEV da ferramenta revestida R3-C4 (v_c 80 | f_z 0,070) após o ensaio de usinagem.

Após a remoção do material aderido por meio da limpeza química com solução de Kalling nº 2, foi possível observar com maior clareza a superfície da aresta de corte anteriormente recoberta pelo material proveniente da peça usinada. A comparação entre as imagens apresentadas na Figura 4.10 evidencia que a adesão mascarava regiões degradadas da ferramenta. Após a limpeza, verificou-se a presença de numerosas cavidades ao longo da aresta de corte, como mostrado na Figura 4.11. Essas cavidades indicam a ocorrência de significativa remoção de material da ferramenta durante o processo de usinagem e sugerem a atuação de mecanismos de *attrition* associados aos sucessivos ciclos de adesão e destacamento do material da peça.

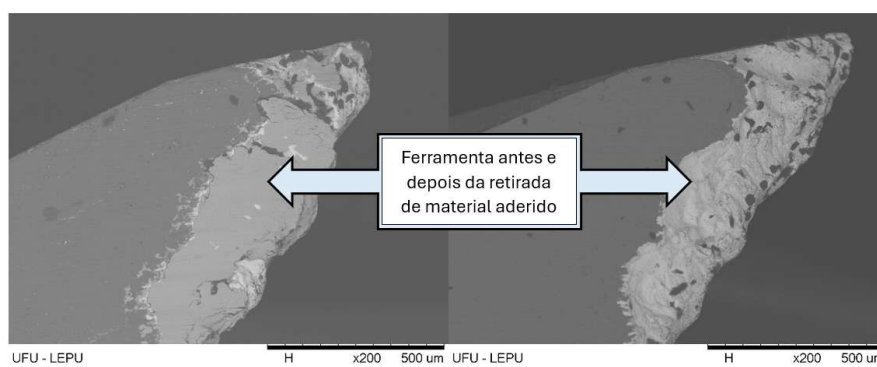


Figura 4.10. Imagens de MEV da ferramenta R3-C4 (v_c 80 | f_z 0,070) antes (esquerda) e após (direita) a remoção do material aderido.

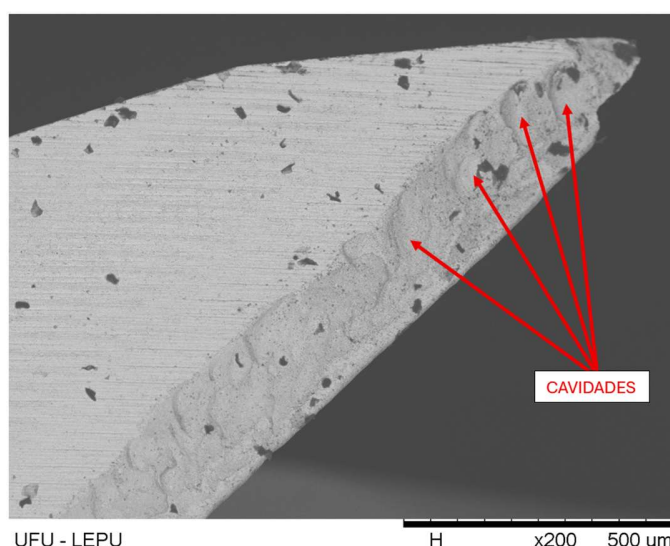


Figura 4.11. Imagem de MEV da ferramenta R0 na condição de corte C1 (v_c 50 | f_z 0,035) após a remoção do material aderido, evidenciando cavidades distribuídas ao longo da aresta de corte.

Adicionalmente, a análise detalhada da superfície exposta revelou a presença de trincas, conforme mostrado na Figura 4.12. Essas discontinuidades são indicativas da nucleação e propagação de tensões na ferramenta durante a usinagem, podendo contribuir para a degradação progressiva do revestimento e do substrato. Entretanto, as regiões de destacamento observadas mostraram-se mais pronunciadas do que as trincas em todas as ferramentas analisadas, indicando que os mecanismos associados à adesão e ao subsequente arrancamento localizado de material da ferramenta, decorrente do destacamento do material aderido (*attrition*), tiveram maior participação na evolução do desgaste.

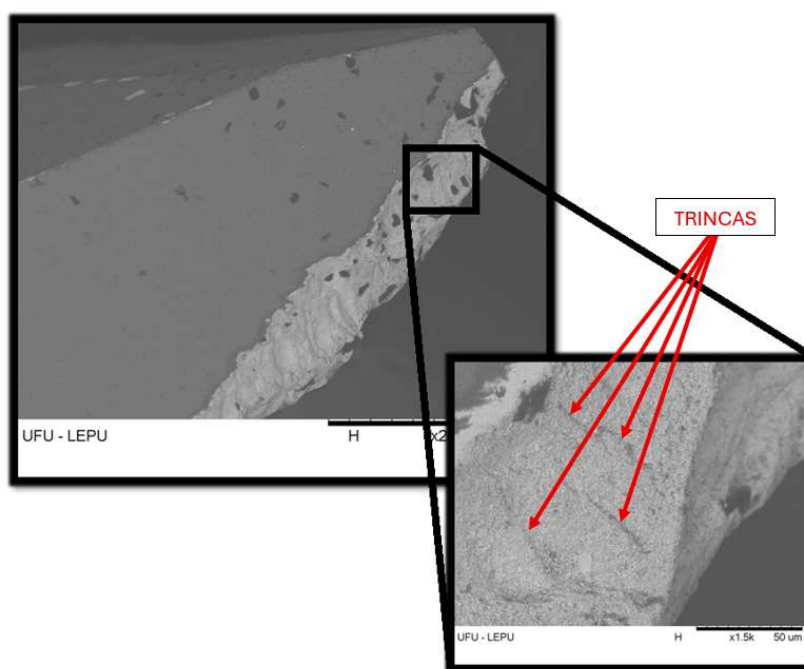


Figura 4.12. Imagens de MEV da ferramenta R2-C3 (v_c 80 | f_z 0,035) após a remoção do material aderido, destacando a região ampliada onde foram observadas marcas de trincas.

A significância da interação revestimento x velocidade de corte indica que o efeito da velocidade não foi o mesmo para todos os revestimentos. Esse comportamento pode ser explicado pelas diferentes propriedades térmicas e químicas dos filmes utilizados. Revestimentos com maior estabilidade térmica e maior resistência à oxidação tendem a

apresentar melhor desempenho em velocidades de corte mais elevadas, enquanto revestimentos menos estáveis podem sofrer degradação mais rápida sob condições térmicas mais severas.

De forma semelhante, a interação revestimento x avanço por dente também apresentou significância estatística. Isso indica que a resposta de cada revestimento às variações de carga mecânica não ocorre de forma uniforme. Revestimentos com maior tenacidade e melhor adesão ao substrato tendem a resistir melhor às tensões cíclicas impostas pelo processo de fresamento. Por outro lado, revestimentos mais sensíveis a tensões mecânicas podem apresentar degradação mais rápida quando submetidos a maiores avanços.

Além disso, a interação velocidade de corte x avanço por dente também se mostrou significativa, indicando que os efeitos desses parâmetros não são independentes. O aumento simultâneo de velocidade e avanço pode amplificar tanto os efeitos térmicos quanto mecânicos do processo de corte, elevando simultaneamente a temperatura, as forças de usinagem e a taxa de desgaste da ferramenta. Em materiais de difícil usinagem, como o Inconel 718, essa combinação pode intensificar mecanismos de desgaste associados à adesão, abrasão e degradação térmica do revestimento (PÉREZ-SALINAS et al., 2024; SEBBE et al., 2025).

A interação tripla revestimento $\times$ velocidade de corte $\times$ avanço por dente não apresentou significância estatística. Esse resultado sugere que, dentro da faixa de parâmetros analisada, os efeitos principais e as interações em pares são suficientes para explicar as variações observadas na vida da ferramenta, não sendo evidenciada uma dependência adicional envolvendo simultaneamente os três fatores.

As Tabelas 4.2, 4.3 e 4.4 apresentam os resultados do teste de Tukey para o volume de material removido (VMR) pela ferramenta, considerando, respectivamente, os fatores revestimento, velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z).

Tabela 4.2. Resultados do teste de Tukey para o volume de material removido em função do revestimento, considerando um nível de confiança de 95%.

Revestimento	Média (mm ³)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
Sem revestimento	18476	X		
LATUMA [®]	22878	X	X	
ALCRONA EVO [®]	24800		X	
TISAFLEX [®]	31806			X

Tabela 4.3. Resultados do teste de Tukey para o volume de material removido em função da velocidade de corte, considerando um nível de confiança de 95%.

v_c (m/min)	Média (mm ³)	Grupo 1	Grupo 2
50	21328	X	
80	27652		X

Tabela 4.4. Resultados do teste de Tukey para o volume de material removido em função do avanço por dente, considerando um nível de confiança de 95%.

f_z (mm/dente)	Média (mm ³)	Grupo 1	Grupo 2
0,070	22258	X	
0,035	26722		X

Em relação ao revestimento (Tabela 4.2), observa-se que a ferramenta sem revestimento apresentou o menor valor médio de material removido, diferindo dos demais tratamentos. O revestimento TISAFLEX[®] destacou-se com a maior média, formando um grupo estatisticamente distinto, o que indica melhor desempenho em termos de vida da ferramenta. Já os revestimentos LATUMA[®] e ALCRONA EVO[®] apresentaram comportamento intermediário, não diferindo significativamente entre si e compartilhando grupos, o que sugere desempenho semelhante.

Para a velocidade de corte (Tabela 4.3), verifica-se diferença significativa entre os níveis avaliados, sendo que a condição de 80 m/min resultou em maior valor médio de volume de material removido em comparação com 50 m/min, indicando aumento da vida da ferramenta nessa condição. Este resultado pode estar associado ao menor tempo de usinagem em cada passada com a maior velocidade de corte, o que expõe menos a ferramenta às condições agressivas do corte.

No caso do avanço por dente (Tabela 4.4), também foi observada diferença significativa, com o menor avanço (0,035 mm/dente) proporcionando maior volume de material removido até o fim de vida da ferramenta quando comparado ao maior avanço (0,070 mm/dente), evidenciando o efeito negativo do aumento do avanço sobre a vida da ferramenta.

Considerando uma hipótese de usinagem contínua durante um período total de 1 hora, foi estimado um tempo de troca de ferramenta de 15 minutos (900 s) entre o fim de vida de uma

ferramenta e o início da utilização de uma nova. A partir dessa premissa, verificou-se que a combinação entre os parâmetros de corte e o tipo de revestimento exerce influência significativa no volume total de material removido. De modo geral, as condições mais severas (C4) apresentaram os maiores níveis de produtividade, porém com grande dependência do revestimento utilizado. Observa-se que, para a ferramenta sem revestimento (R0), o aumento da severidade das condições de corte não resulta em ganho efetivo de desempenho, em função da redução acentuada da vida da ferramenta. Por outro lado, revestimentos com melhor desempenho, como o TISAFLEX®, foram capazes de suportar as condições mais agressivas, atingindo o maior volume total removido (68.448 mm^3). Em comparação, a condição C3, embora menos produtiva, apresentou comportamento mais estável entre os diferentes revestimentos, indicando um melhor compromisso entre produtividade e vida da ferramenta. Dessa forma, evidencia-se que a adoção de parâmetros mais elevados só se torna vantajosa quando associada a revestimentos com maior resistência às solicitações do processo. A Figura 4.13 ilustra a produtividade de cada ferramenta para cada condição de corte testada.

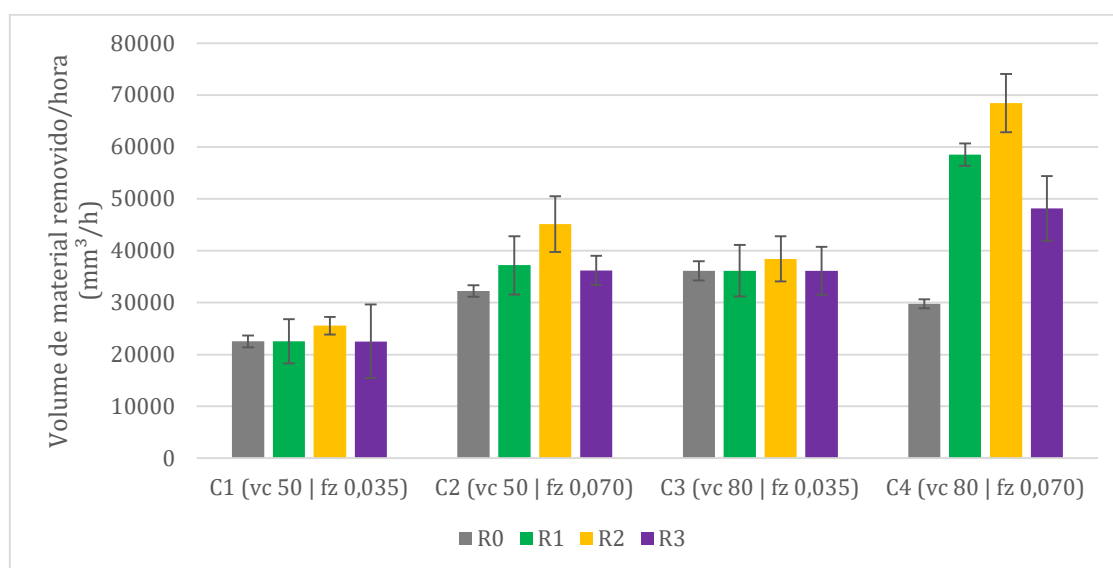


Figura 4.13. Produtividade da ferramenta por hora para as diferentes condições de corte e revestimentos avaliados.

As Figuras 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17 apresentam as curvas de vida das ferramentas obtidas para as quatro condições de corte avaliadas, relacionando o desgaste de flanco máximo com o comprimento de corte, até o critério de fim de vida adotado de 0,3 mm. Adicionalmente, a Tabela

4.5 apresenta os valores interpolados do comprimento de corte correspondente ao critério para cada ferramenta e condição de corte. Esse tipo de representação permite visualizar não apenas a vida da ferramenta propriamente dita, mas também a taxa de progressão do desgaste ao longo do processo, evidenciando diferenças entre fases de desgaste inicial, evolução mais estável e aceleração próxima ao fim de vida.

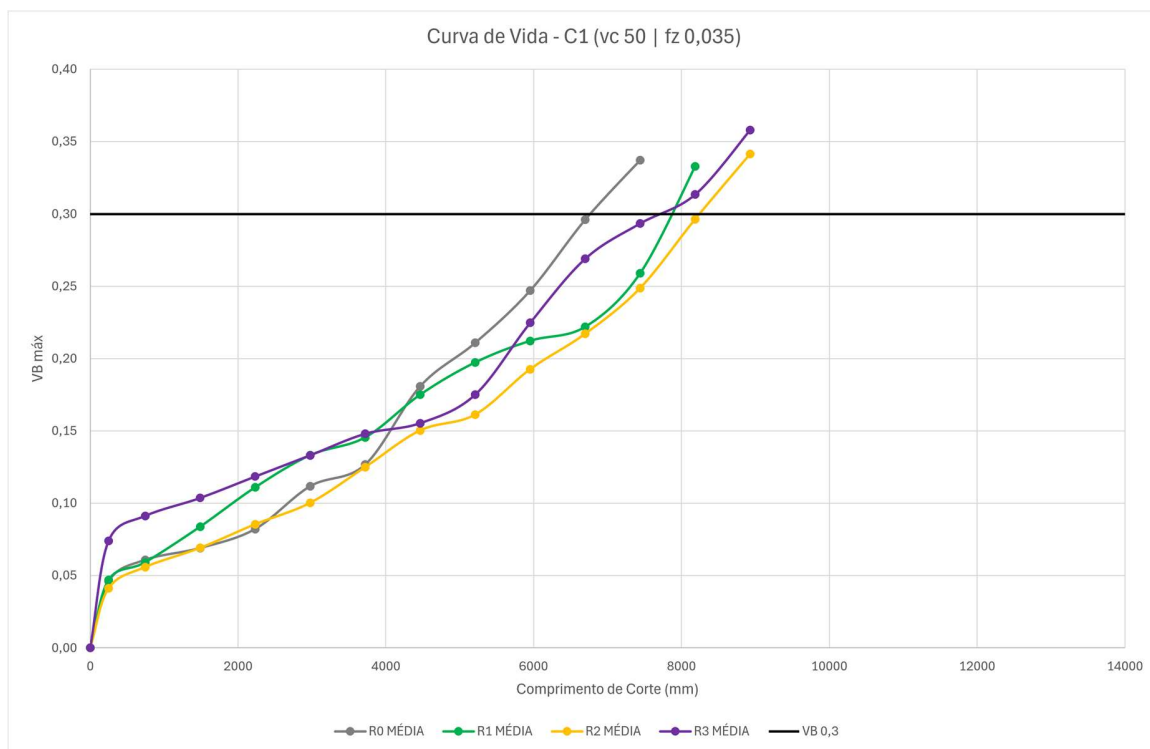


Figura 4.14. Curvas de vida das ferramentas na condição C1 (v_c 50 | f_z 0,035).

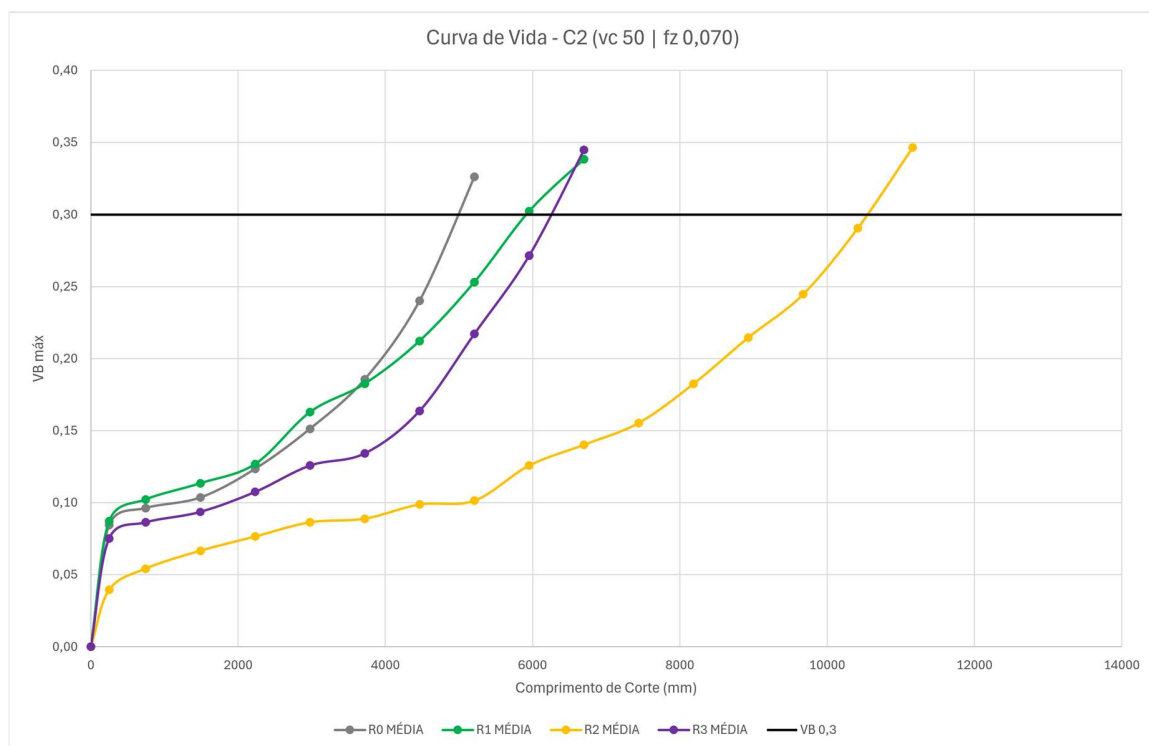


Figura 4.15. Curvas de vida das ferramentas na condição C2 ($v_c 50 \mid f_z 0,070$).

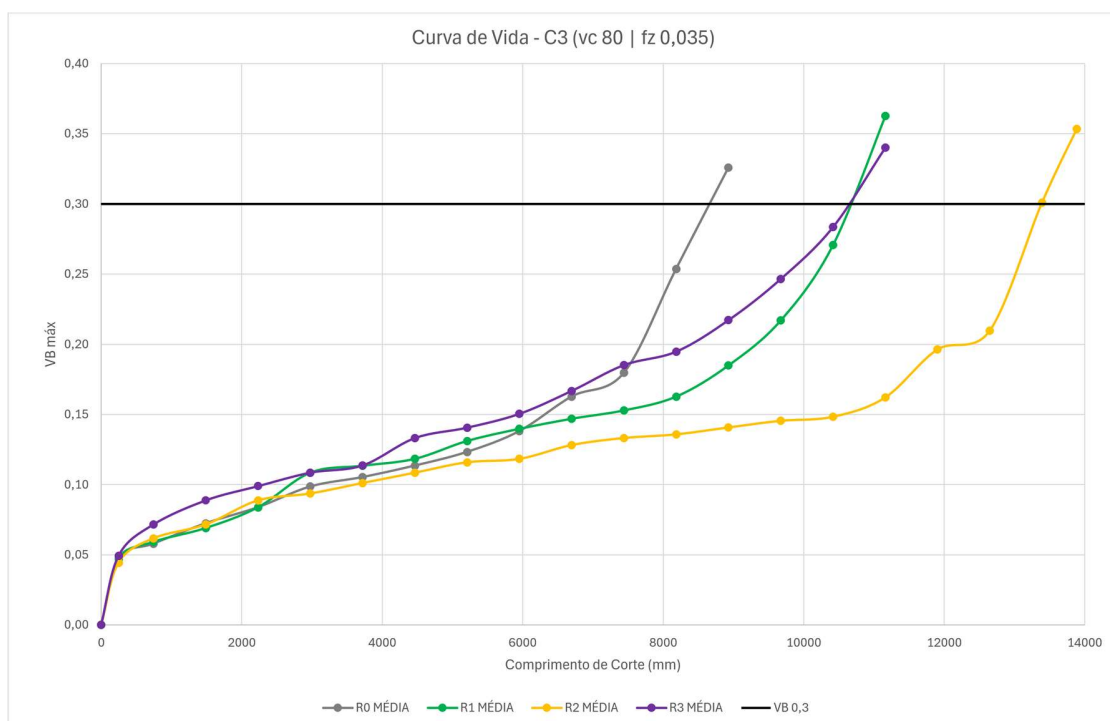


Figura 4.16. Curvas de vida das ferramentas na condição C3 ($v_c 80 \mid f_z 0,035$).

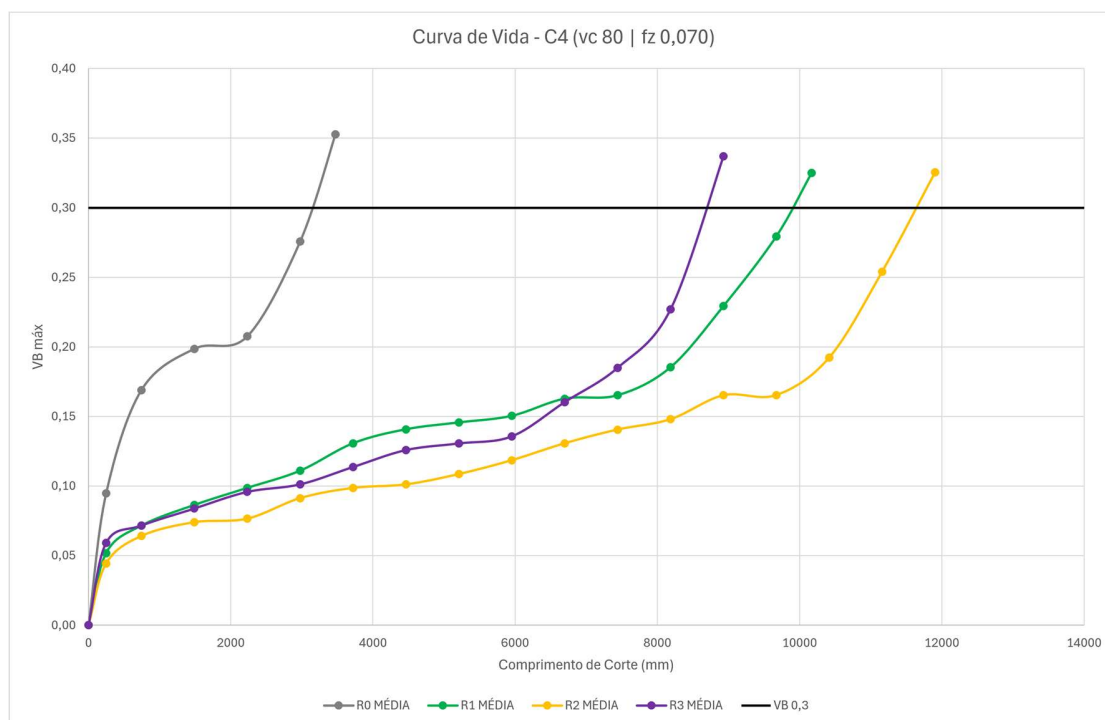


Figura 4.17. Curvas de vida das ferramentas na condição C4 (v_c 80 | f_z 0,070).

Tabela 4.5. Comprimento de corte (L_c) correspondente ao critério de desgaste $VB = 0,3$ mm.

Ferramenta	C1 - L_c (mm)	C2 - L_c (mm)	C3 - L_c (mm)	C4 - L_c (mm)
R0	6696	4960	8649	3118
R1	7865	5952	10664	9920
R2	8184	10540	13392	11656
R3	7812	6271	10664	8657

Na condição C1, observa-se uma evolução mais gradual do desgaste para todas as ferramentas, com inclinações relativamente suaves das curvas ao longo da maior parte do comprimento de corte. Nota-se um crescimento inicial mais pronunciado, seguido por uma região intermediária mais estável e, posteriormente, uma baixa aceleração do desgaste próxima ao fim de vida. As diferenças entre os revestimentos são menos expressivas, indicando comportamento mais uniforme das ferramentas sob essa condição.

Na condição C2, o aumento do avanço por dente resulta em maior separação entre as curvas de vida, evidenciando maior sensibilidade do desgaste ao tipo de revestimento. Algumas ferramentas apresentam crescimento mais acelerado do $VB_{máx}$, atingindo o critério de fim de

vida em menores comprimentos de corte, enquanto outras mantêm uma evolução mais gradual. Observa-se, portanto, maior influência dos revestimentos da ferramenta no desempenho global, com destaque para maior vida do revestimento R2 (TISAFLEX®).

Na condição C3, observa-se uma progressão do desgaste caracterizada por aumento da inclinação das curvas em estágios mais avançados do ensaio. Algumas ferramentas apresentam uma evolução relativamente estável do $VB_{máx}$ até determinado comprimento de corte, seguida por uma aceleração mais acentuada do desgaste à medida que se aproxima o fim de vida. Nota-se também uma diferença significativa entre os comprimentos de corte atingidos pelas ferramentas, evidenciando a influência do revestimento na resistência ao desgaste sob essa condição de usinagem.

Na condição C4, verifica-se o comportamento mais severo entre as condições analisadas, com curvas mais inclinadas e redução do comprimento de corte até o fim de vida para algumas ferramentas. Observa-se que a ferramenta sem revestimento apresenta crescimento rápido do desgaste, enquanto os revestimentos mais resistentes conseguem retardar a progressão do $VB_{máx}$, atingindo maiores comprimentos de corte. As diferenças entre as ferramentas tornam-se mais evidentes nessa condição, com maior vida para o revestimento R2 (TISAFLEX®), seguido do revestimento R1 (ALCRONA EVO®) e pelo revestimento R3 (LATUMA®).

O comportamento observado nas curvas segue o padrão em “S” de desenvolvimento do desgaste no tempo (MACHADO et al., 2015), associado à evolução progressiva do desgaste de flanco ao longo da usinagem, com uma etapa inicial mais rápida, seguida por uma região de crescimento mais moderado e constante e, posteriormente, por uma aceleração até o fim de vida da ferramenta, como discutido por Piorkowski et al. (2024). Além disso, o aumento da severidade das condições de corte, sobretudo da velocidade de corte, tende a reduzir a vida da ferramenta, conforme mostrado por Sebbe et al. (2025). No fresamento do Inconel 718, a baixa condutividade térmica do material e sua elevada resistência mecânica favorecem a concentração de calor e a intensificação de mecanismos como abrasão, adesão e degradação da aresta de corte, o que acelera a progressão do desgaste em condições mais severas, como observado por Silva et al. (2024) e Pereira et al. (2025).

Considerando a comparação entre os revestimentos, observa-se que a ferramenta sem revestimento apresenta, de modo geral, a progressão mais rápida do desgaste e atinge o critério de fim de vida em menores comprimentos de corte, indicando menor resistência ao processo. Os

revestimentos ALCRONA EVO® e LATUMA® apresentam comportamento intermediário, com melhora perceptível em relação à ferramenta sem revestimento, mas ainda com aceleração do desgaste em comprimentos de corte inferiores aos observados para TISAFLEX®, que por sua vez se destaca por permanecer, na maior parte das condições, em níveis inferiores de $VB_{\max}$ para um mesmo comprimento de corte e por atingir o fim de vida em maiores comprimentos, evidenciando maior resistência ao desgaste. Esse resultado está em conformidade com o teste de Tukey apresentado anteriormente (Tabela 4.2), no qual o revestimento TISAFLEX® apresentou o melhor desempenho global em número de passes até o fim de vida da ferramenta.

4.2 Análise da rugosidade da superfície usinada

A Figura 4.18 apresenta os valores médios da rugosidade média aritmética (R_a) em função das condições de corte, considerando a velocidade de corte, o avanço por dente e o revestimento da ferramenta. As medições foram realizadas nas regiões de entrada e saída da ferramenta na peça, com o objetivo de avaliar a influência da posição no comportamento da rugosidade.

Os valores médios de R_a apresentados foram obtidos a partir da média de todos os valores medidos ao longo dos ensaios de vida da ferramenta para cada condição analisada, incluindo ensaio, réplica e tréplica. Em cada ponto de medição foram realizadas três leituras de rugosidade, sendo posteriormente calculada a média correspondente. Dessa forma, os valores apresentados no gráfico não representam exclusivamente o primeiro ou o último passe de usinagem, mas sim o comportamento global da rugosidade ao longo da progressão do desgaste da ferramenta.

Os baixos valores de rugosidade obtidos indicam boa qualidade superficial das peças usinadas. Esse comportamento pode ser atribuído à estabilidade do processo de fresamento, favorecida pelas condições de corte empregadas, em especial pelo baixo avanço por dente e pela reduzida penetração de trabalho (a_e).

A Tabela 4.6 apresenta os resultados da análise de variância (ANOVA), permitindo identificar os fatores e interações que exercem influência significativa sobre a rugosidade, considerando um nível de confiança de 95%.

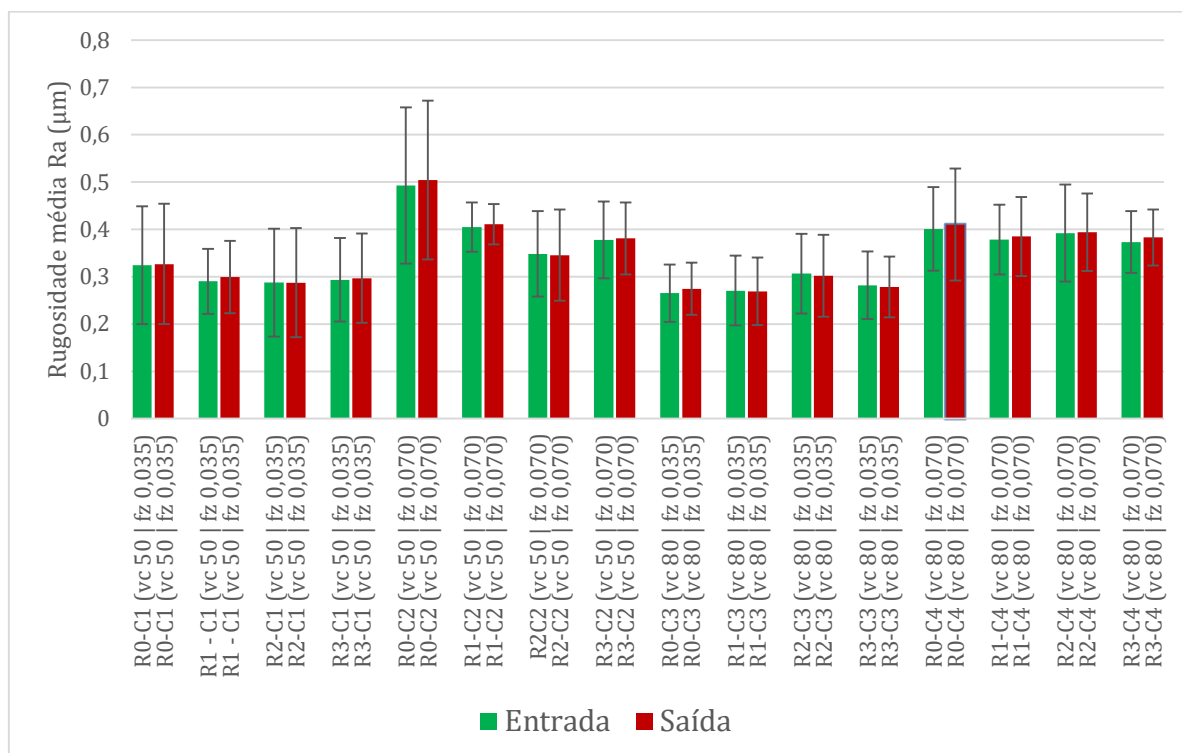


Figura 4.18. Valores médios da rugosidade média aritmética (Ra) em função das condições de corte e do revestimento da ferramenta, considerando medições nas regiões de entrada e saída da ferramenta.

Tabela 4.6. Resultados da ANOVA da rugosidade média aritmética (Ra), considerando revestimento, parâmetros de corte e posição de medição (95% de confiança).

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	0,018832	0,006277	3,704	0,021486
v_c	1	0,005730	0,005730	3,381	0,075267
f_z	1	0,181098	0,181098	106,846	0,000000
Entrada/Saída	1	0,000126	0,000126	0,074	0,786916
Revestimento $\times v_c$	3	0,024313	0,008104	4,781	0,007285
Revestimento $\times f_z$	3	0,014481	0,004827	2,848	0,052941
$v_c \times f_z$	1	0,000001	0,000001	0,000	0,985447

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento $\times$ Entrada/Saída	3	0,000406	0,000135	0,080	0,970526
$v_c \times$ Entrada/Saída	1	0,000006	0,000006	0,004	0,951659
$f_z \times$ Entrada/Saída	1	0,000018	0,000018	0,011	0,918161
Revestimento $\times v_c \times f_z$	3	0,002742	0,000914	0,539	0,658841
Revestimento $\times v_c \times$ Entrada/Saída	3	0,000107	0,000036	0,021	0,995746
Revestimento $\times f_z \times$ Entrada/Saída	3	0,000096	0,000032	0,019	0,996385
$v_c \times f_z \times$ Entrada/Saída	1	0,000095	0,000095	0,056	0,814802
Revestimento $\times v_c \times f_z \times$ Entrada/Saída	3	0,000157	0,000052	0,031	0,992570
Erro	32	0,054238	0,001695	—	—

De modo geral, observa-se que os valores de rugosidade variaram principalmente em função do avanço por dente (f_z) e do revestimento, comportamento que está em concordância com os resultados obtidos na análise de variância.

De acordo com a ANOVA, o avanço por dente (f_z) foi o fator mais significativo sobre a rugosidade, apresentando elevada contribuição estatística. Esse resultado é amplamente reportado na literatura, uma vez que o aumento desse parâmetro está diretamente associado ao incremento da espessura de cavaco não deformado e da carga atuante sobre a aresta de corte, intensificando os mecanismos de deformação plástica do material e resultando em irregularidades superficiais mais pronunciadas. Shi e Gao (2024) analisaram a qualidade superficial no fresamento de uma superliga à base de níquel (GH4145), avaliando a influência dos parâmetros de corte por meio de ensaios experimentais e análise estatística. Os autores verificaram que o avanço exerce influência significativa sobre a rugosidade, sendo que menores valores de avanço resultaram em melhor acabamento superficial.

Zahoor et al. (2022) investigaram o fresamento da superliga à base de níquel Inconel 718 e verificaram que o aumento do avanço por dente resulta em elevação dos valores de rugosidade superficial. Segundo os autores, esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que o avanço aumenta o espaçamento entre os picos e vales formados na superfície usinada, conforme descrito pelo modelo geométrico clássico da rugosidade ($R_a = f^2/32r$, onde f é o avanço e r é o raio de ponta da ferramenta). Adicionalmente, os autores destacam que maiores valores de avanço contribuem para o aumento das vibrações da ferramenta e da geração de calor na zona de corte, fatores que comprometem a qualidade superficial obtida.

Esse comportamento pode ser observado na Figura 4.18, onde as condições com maior avanço ($f_z = 0,070$ mm/dente, C2 e C4) apresentam, de forma consistente, maiores valores de R_a em comparação às condições com menor avanço.

O fator revestimento também apresentou influência significativa sobre a rugosidade, indicando que as propriedades tribológicas e térmicas dos diferentes revestimentos afetam diretamente a qualidade superficial. Trabalhos recentes mostram que revestimentos podem reduzir a adesão de material e o atrito na interface cavaco-ferramenta, contribuindo para um melhor acabamento superficial, dependendo das condições de corte. Sousa et al. (2021) observaram que ferramentas revestidas apresentaram menor desgaste e melhores níveis de rugosidade, evidenciando a relação entre estabilidade da aresta de corte e acabamento superficial. De forma complementar Mustafa et al. (2024) destacam que a integridade superficial é fortemente influenciada pelos materiais da ferramenta e pelas condições de usinagem, sendo governada por mecanismos como deformação plástica, desgaste e efeitos térmicos na interface cavaco-ferramenta. Assim, revestimentos que reduzem esses efeitos tendem a promover uma usinagem mais estável e melhor qualidade superficial.

No presente estudo, observa-se que determinados revestimentos apresentam desempenho superior em condições específicas, o que também é corroborado pela significância da interação entre revestimento e velocidade de corte.

A interação entre o revestimento e a velocidade de corte (v_c) mostrou-se significativa, evidenciando que o desempenho dos revestimentos depende diretamente das condições de usinagem. Observou-se que maiores velocidades de corte resultaram em menores valores de rugosidade, especialmente para as ferramentas revestidas, com destaque para o revestimento TISAFLEX® (AlTiN/TiSiXN). Hamid et al. (2025) observaram que o aumento da velocidade de

corte promove a redução da rugosidade superficial, sendo esse efeito associado à diminuição da formação de aresta postiça de corte (APC), à redução das forças de corte e ao amolecimento térmico do material, o que favorece um corte mais estável e uma superfície mais uniforme. Oliveira et al. (2021) demonstraram que a integridade superficial é fortemente influenciada pelo desgaste da ferramenta, uma vez que o aumento do desgaste eleva as forças e os efeitos térmicos na interface cavaco-ferramenta, degradando a qualidade da superfície usinada. Nesse contexto, o melhor desempenho das ferramentas revestidas em maiores velocidades pode ser atribuído à sua maior resistência ao desgaste e à manutenção da estabilidade da aresta de corte.

Por outro lado, a velocidade de corte isoladamente não apresentou influência significativa sobre a rugosidade. Bajić et al. (2024) indicam que o avanço por dente é o principal parâmetro responsável pela variação da rugosidade superficial, enquanto a velocidade de corte apresenta contribuição secundária. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que a formação da rugosidade está predominantemente associada a aspectos geométricos do processo, controlados pelo avanço, enquanto a velocidade de corte atua principalmente de forma indireta, influenciando fenômenos como a formação de aresta postiça de corte (APC), estabilidade do cavaco e condições térmicas do corte.

A posição de medição (entrada e saída da ferramenta) não apresentou influência significativa sobre a rugosidade ($p > 0,05$). Esse resultado pode ser explicado pelo bom sistema de fixação da peça e reduzido comprimento de passe adotado nos ensaios, o qual não foi suficiente para promover variações significativas no estado de desgaste da ferramenta ao longo do percurso.

A análise da rugosidade média fornece uma visão global do comportamento superficial, porém não captura de forma direta a evolução do desgaste da ferramenta ao longo do processo. As Figuras 4.19, 4.20, 4.21 e 4.22 apresentam os gráficos da evolução da rugosidade para cada condição de corte, mostrando sua relação com as condições de usinagem.

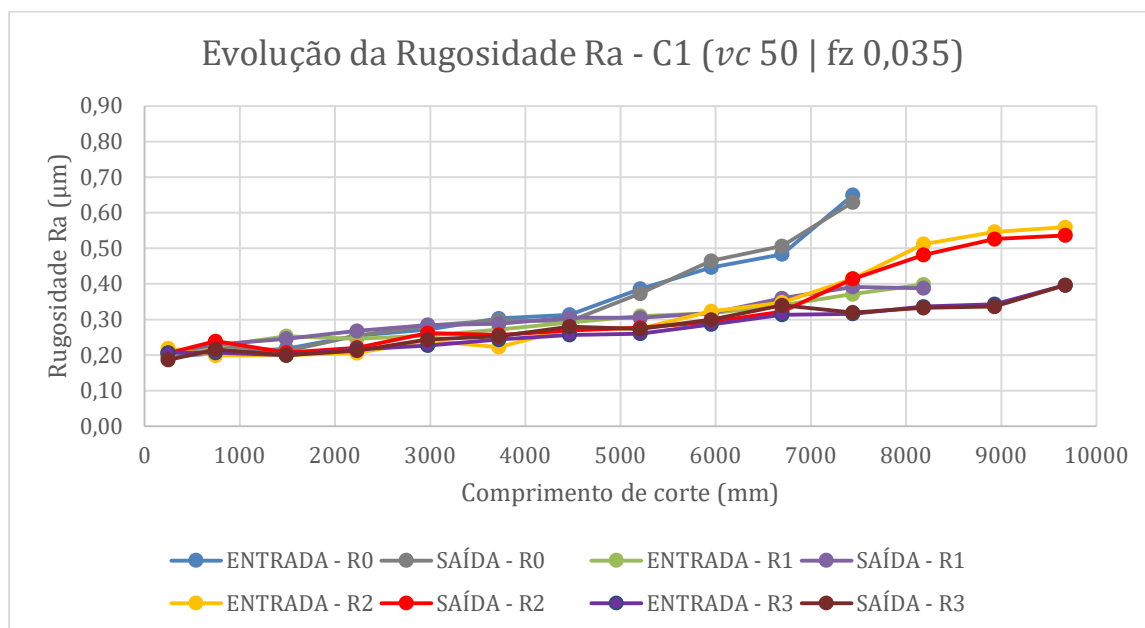


Figura 4.19. Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C1 (v_c 50 | f_z 0,035), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.

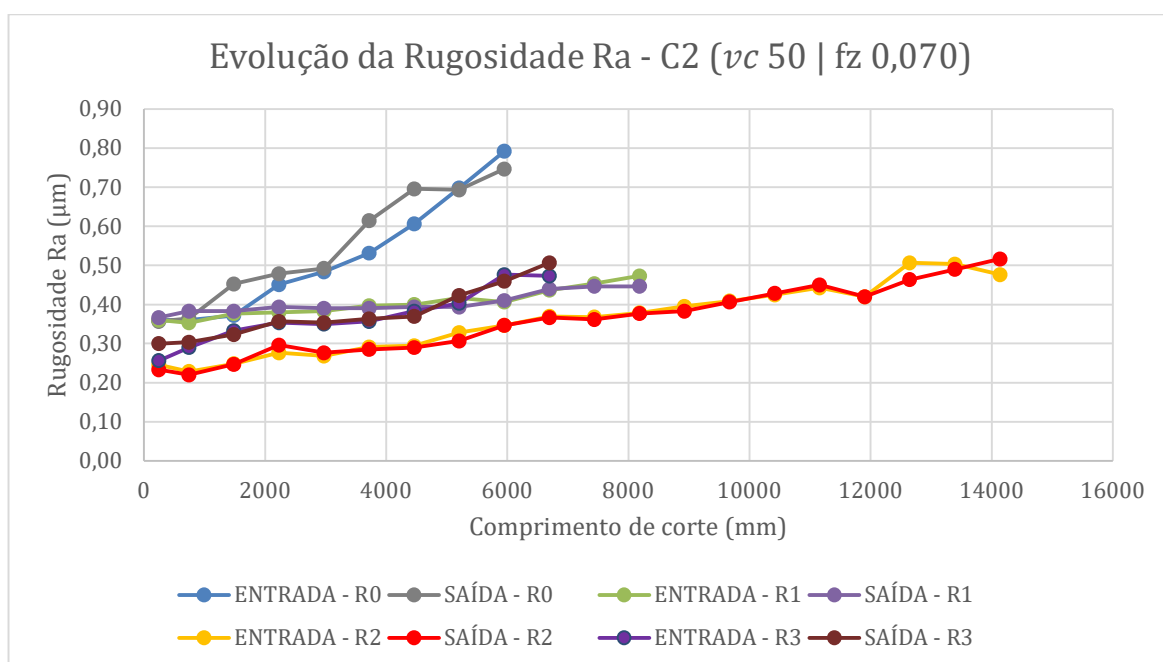


Figura 4.20. Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C2 (v_c 50 | f_z 0,070), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.

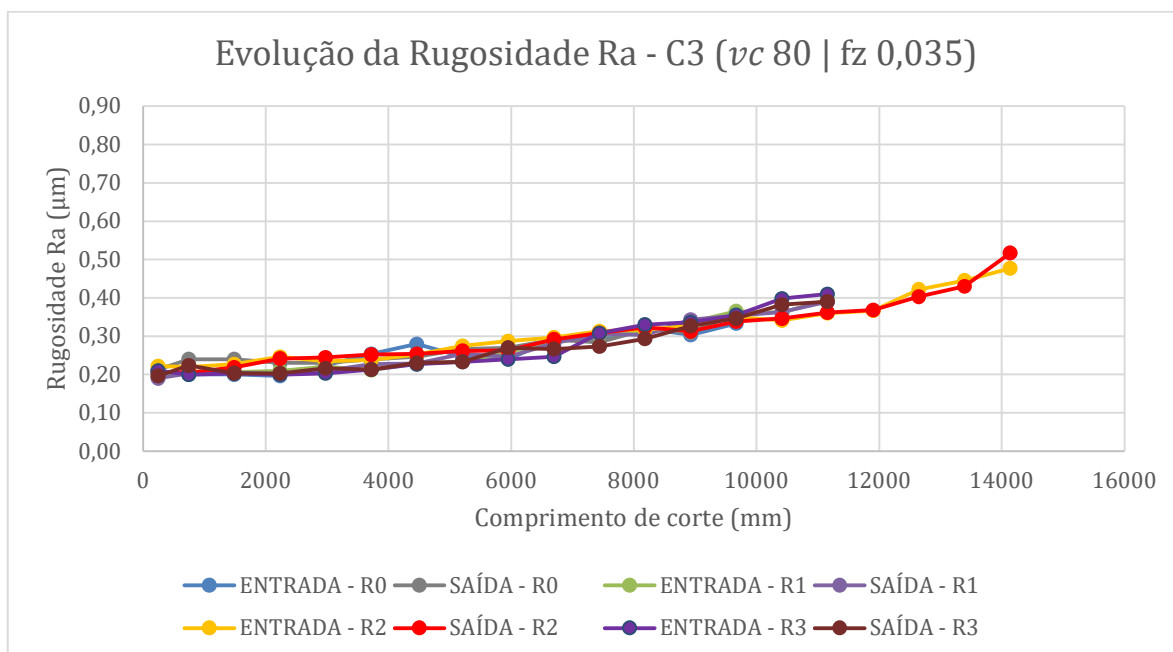


Figura 4.21. Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C3 (v_c 80 | f_z 0,035), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.

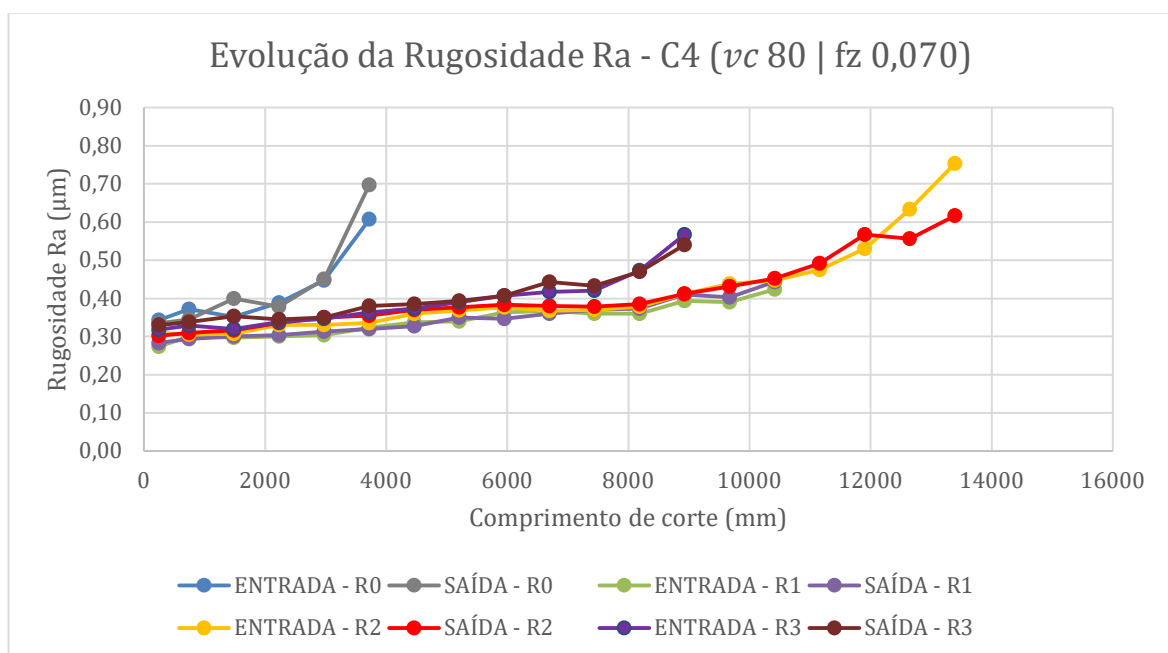


Figura 4.22. Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do comprimento de material usinado para a condição de corte C4 (v_c 80 | f_z 0,070), considerando os diferentes revestimentos e as regiões de entrada e saída da ferramenta.

De modo geral, observa-se um aumento progressivo da rugosidade ao longo do comprimento de corte, comportamento diretamente associado à evolução do desgaste da ferramenta. O aumento da temperatura na zona de corte contribui simultaneamente para o aumento do desgaste da ferramenta e da rugosidade superficial (MOHANAVELU et al., 2026). Além disso, a qualidade superficial se deteriora à medida que a ferramenta se aproxima do fim de sua vida útil, sendo o desgaste de flanco um dos principais fatores determinantes da rugosidade superficial (KORKMAZ et al., 2023).

Em todas as condições analisadas, observa-se que a ferramenta sem revestimento (R0) apresentou o pior desempenho, com maiores valores de rugosidade ao longo do comprimento de corte. Esse comportamento está associado à menor resistência ao desgaste e à maior suscetibilidade à adesão e ao atrito na interface cavaco-ferramenta, o que intensifica a degradação da aresta de corte e acelera o aumento da rugosidade. De acordo com Kónya e Kovács (2023), o aumento do desgaste da ferramenta está diretamente relacionado ao incremento das forças de corte e das vibrações do sistema, contribuindo para a deterioração da qualidade superficial.

Observa-se ainda que as menores rugosidades foram obtidas nas condições C1 e C3, que correspondem aos menores valores de avanço por dente. Resultados semelhantes foram reportados por Patil et al. (2024), que identificaram que o avanço apresenta a maior influência sobre a rugosidade, contribuindo com aproximadamente 85,51% do efeito total, enquanto a profundidade de corte e a velocidade de corte apresentam contribuições significativamente menores, de 7,72% e 4,58%, respectivamente.

O fato de os ensaios terem sido realizados em condição de fresamento concordante, com aplicação de fluido de corte, contribuiu para a obtenção de menores níveis de rugosidade, especialmente nas condições de menor avanço. Em operações de fresamento, o modo concordante tende a apresentar melhor desempenho em termos de rugosidade e desgaste da ferramenta, conforme observado por Azraie e Turan (2024), que verificaram menores valores de rugosidade superficial e desgaste nesse modo de usinagem.

Além disso, a utilização de fluido de corte à base de emulsão desempenha papel fundamental na melhoria da qualidade superficial, uma vez que promove maior dissipação térmica e redução do atrito na interface cavaco-ferramenta. Siahsarani et al. (2025) destacam que estratégias adequadas de refrigeração e lubrificação são essenciais para reduzir os efeitos

térmicos, minimizar o desgaste da ferramenta e melhorar a rugosidade da superfície usinada. De forma complementar, Baig et al. (2022) apontam que o uso de fluidos de corte contribui diretamente para o aumento da vida da ferramenta e para a melhoria do acabamento superficial.

Analisando individualmente as condições de corte, observa-se que, na condição C1, o aumento da rugosidade ocorre de forma gradual, indicando um regime de desgaste progressivo e relativamente estável. Na condição C2, o crescimento mais acentuado da rugosidade sugere um desgaste mais severo da ferramenta, associado ao aumento da temperatura e das forças de corte. Já na condição C3, o comportamento mais linear indica maior estabilidade do processo, com desgaste mais uniforme ao longo do comprimento de corte. Por fim, na condição C4, observa-se um aumento mais pronunciado da rugosidade na região final do comprimento usinado, caracterizando um regime de desgaste acelerado, no qual há perda significativa da integridade da aresta de corte e aumento da instabilidade do processo, conforme também discutido por Chauhan et al. (2024), que relacionam variações na rugosidade à evolução do desgaste e às flutuações nas condições de usinagem.

A partir dos resultados obtidos na análise de variância (ANOVA), foi possível identificar quais fatores apresentaram influência significativa sobre a rugosidade média aritmética (R_a). No entanto, a ANOVA não permite determinar entre quais níveis desses fatores ocorrem diferenças estatisticamente significativas. Dessa forma, foi aplicado o teste de comparações múltiplas de Tukey, com nível de confiança de 95%, com o objetivo de identificar quais grupos diferem entre si e melhor compreender o efeito das variáveis significativas sobre a rugosidade superficial. A Tabela 4.7 apresenta os resultados do teste de Tukey para o fator revestimento, enquanto a Tabela 4.8 mostra os resultados para o avanço por dente.

Tabela 4.7. Resultados do teste de Tukey para a rugosidade média aritmética (R_a) em função do revestimento da ferramenta, considerando um nível de confiança de 95%.

Revestimento	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
TISAFLEX [®]	0,33	X	
LATUMA [®]	0,33	X	X
ALCRONA EVO [®]	0,34	X	X
Sem revestimento	0,37		X

Tabela 4.8. Resultados do teste de Tukey para a rugosidade média aritmética (R_a) em função do avanço por dente (f_z), considerando um nível de confiança de 95%.

f_z (mm/dente)	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
0,035	0,29	X	
0,070	0,39		X

Observa-se na Tabela 4.7 que a ferramenta sem revestimento apresentou os maiores valores de rugosidade média aritmética (R_a), sendo agrupada separadamente em relação ao revestimento TISAFLEX[®], que apresentou os menores valores de rugosidade. Os revestimentos LATUMA[®] e ALCRONA EVO[®] apresentaram comportamento intermediário, sendo incluídos simultaneamente nos dois grupos, o que indica que não diferem estatisticamente nem do melhor nem do pior desempenho. Esse resultado evidencia que, embora a aplicação de revestimentos tenda a melhorar a qualidade superficial, apenas o revestimento TISAFLEX[®] apresentou uma distinção mais clara em relação à ferramenta sem revestimento.

Já a Tabela 4.8 apresenta os resultados do teste de Tukey para o avanço por dente (f_z), no qual se observa uma diferença estatisticamente significativa entre os níveis analisados. O menor valor de avanço ($f_z = 0,035$ mm/dente) resultou em menores valores de rugosidade, enquanto o maior avanço ($f_z = 0,070$ mm/dente) apresentou os maiores valores de R_a . Esse comportamento está diretamente relacionado ao caráter geométrico da formação da rugosidade, uma vez que o aumento do avanço por dente eleva a altura dos picos e vales formados na superfície usinada, além de aumentar a carga mecânica sobre a aresta de corte, intensificando os mecanismos de desgaste e contribuindo para a piora da qualidade superficial.

4.3 Temperatura no processo de corte

Os ensaios de temperatura foram realizados em condições controladas, utilizando ferramentas novas e em um único passe de usinagem, no qual os parâmetros de corte foram alternados sequencialmente entre as condições C1 a C4 em intervalos de tempo iguais. Cada revestimento foi avaliado em um passe distinto, totalizando quatro ensaios. Para não interferir na aquisição dos dados térmicos pela câmera infravermelha, os testes foram conduzidos a seco,

e as superfícies adjacentes à região de corte foram pintadas com tinta preta, adotando-se emissividade de 0,95. Os ensaios foram realizados em fresamento concordante e com o mesmo comprimento de corte empregado nos testes de vida e rugosidade, conforme descrito na metodologia.

Na Figura 4.23 são apresentados os valores médios de temperatura obtidos para cada condição de corte (C1 a C4) e para os diferentes revestimentos avaliados. Os valores apresentados correspondem à média de todas as temperaturas registradas durante o intervalo de aquisição de dados de cada condição analisada. De modo geral, observa-se uma tendência de aumento da temperatura com a elevação dos parâmetros de corte, sendo os menores valores registrados na condição C1 e os maiores na condição C4, independentemente do revestimento utilizado.

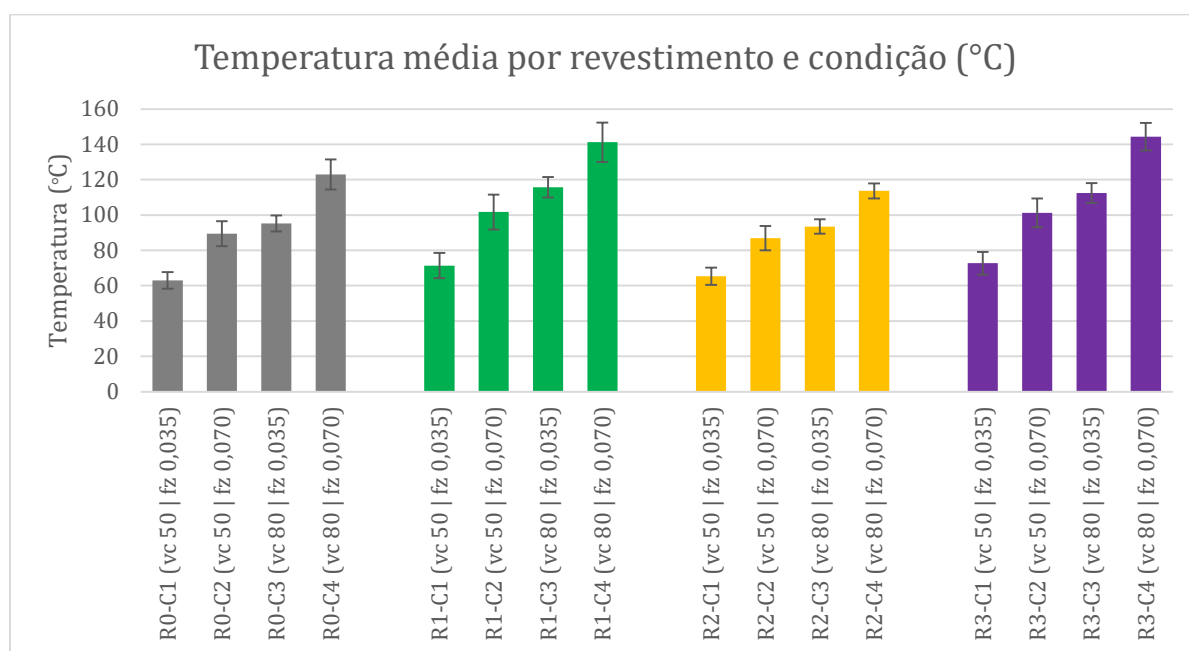


Figura 4.23. Temperatura média para as condições de corte (C1 a C4) e ferramentas avaliadas (R0 a R3). As barras de erro representam o desvio padrão.

Na Tabela 4.9 é apresentado o coeficiente de correlação de Pearson, que mede a intensidade da relação linear entre as variáveis de entrada e as temperaturas de corte obtidas. A partir desta análise, torna-se possível identificar de forma rápida quais parâmetros exercem maior influência sobre a resposta térmica do processo. Na Tabela 4.10 é apresentada a análise de

variância (ANOVA) realizada para a temperatura de corte, considerando apenas os efeitos principais dos fatores avaliados, de modo a avaliar a influência dos parâmetros de corte e do revestimento sobre a resposta térmica do processo.

Tabela 4.9. Coeficientes de correlação de Pearson entre as variáveis de entrada e a temperatura de corte, considerando um nível de confiança de 95%.

Variável	Correlação com Temperatura (r)
Velocidade de corte (v_c)	0,746
Avanço por dente (f_z)	0,551
Revestimento	0,127

Tabela 4.10. Análise de variância (ANOVA) para a temperatura de corte em função dos fatores revestimento, velocidade de corte e avanço por dente.

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	1084,3	361,4	17,688	0,000253
v_c	1	5163,2	5163,2	252,691	0,000000
f_z	1	2812,7	2812,7	137,657	0,000000
Erro	10	204,3	20,4	-	-

A análise de variância indicou que todos os fatores avaliados apresentaram influência estatisticamente significativa sobre a temperatura de corte, considerando um nível de confiança de 95% ($p \leq 0,05$). Dentre esses, a velocidade de corte destacou-se como o fator de maior influência, seguida pelo avanço por dente. O fator revestimento, embora significativo, apresentou contribuição relativa inferior quando comparado aos parâmetros de corte.

De forma complementar, a análise de correlação de Pearson evidenciou que a velocidade de corte apresentou forte correlação positiva com a temperatura ($r = 0,75$), confirmando seu papel predominante na geração de calor durante o processo de usinagem. O avanço por dente apresentou correlação moderada ($r = 0,55$), indicando influência relevante, porém menos intensa. Por outro lado, o revestimento apresentou correlação fraca ($r = 0,13$), sugerindo ausência de relação linear direta com a temperatura.

A combinação dos resultados de ANOVA e correlação de Pearson permite concluir que, embora o revestimento apresente influência estatisticamente detectável, seu efeito sobre a

temperatura não ocorre de forma linear, estando possivelmente associado a mecanismos indiretos, como alterações nas condições tribológicas e na transferência de calor na interface cavaco-ferramenta. Em contrapartida, os parâmetros de corte, especialmente a velocidade de corte, exercem papel dominante na geração térmica, sendo os principais responsáveis pela variação da temperatura no processo.

As Tabelas 4.11, 4.12 e 4.13 apresentam os resultados do teste de Tukey, ao nível de confiança de 95%, para a temperatura de corte em função do revestimento, da velocidade de corte (v_c) e do avanço por dente (f_z), respectivamente.

Tabela 4.11. Resultados do teste de Tukey (95% de confiança) para a temperatura de corte em função do revestimento.

Revestimento	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
TISAFLEX®	89,872	X	
Sem revestimento	92,680	X	
ALCRONA EVO®	107,524		X
LATUMA®	107,715		X

Tabela 4.12. Resultados do teste de Tukey (95% de confiança) para a temperatura de corte em função da velocidade de corte.

v_c (m/min)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
50	81,484	X	
80	117,412		X

Tabela 4.13. Resultados do teste de Tukey (95% de confiança) para a temperatura de corte em função do avanço por dente.

f_z (mm/dente)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
0,035	86,189	X	
0,070	112,707		X

A partir dos resultados apresentados na Tabela 4.11, observa-se que os revestimentos podem ser divididos em dois grupos distintos. O revestimento TISAFLEX® e a ferramenta sem

revestimento apresentaram menores temperaturas médias, não havendo diferença estatisticamente significativa entre si. Por outro lado, os revestimentos ALCRONA EVO® e LATUMA® formaram um segundo grupo, com temperaturas significativamente mais elevadas. Esse comportamento sugere que a resposta térmica não depende apenas da presença ou ausência de revestimento, mas da combinação entre propriedades de cada sistema ferramenta-revestimento. Enquanto determinados revestimentos podem atuar como barreira térmica, favorecendo a concentração de calor na interface cavaco-ferramenta, outros podem reduzir o atrito e limitar a geração local de calor, resultando em temperaturas mais baixas.

Na Tabela 4.12, referente à velocidade de corte, verifica-se a formação de dois grupos estatisticamente distintos, evidenciando que o aumento da velocidade de corte de 50 para 80 m/min resulta em um aumento significativo da temperatura de corte. Esse comportamento reforça o efeito predominante da velocidade de corte na geração de calor, conforme já indicado pelas análises de ANOVA e correlação de Pearson.

De forma semelhante, a Tabela 4.13 mostra que o avanço por dente também apresenta influência significativa sobre a temperatura, com a condição de maior avanço (0,070 mm/dente) resultando em temperaturas significativamente superiores em relação ao menor avanço (0,035 mm/dente). Esse resultado está associado ao aumento da taxa de remoção de material e da energia de corte, que intensificam a geração de calor durante o processo.

Com o objetivo de avaliar quantitativamente a influência dos parâmetros de corte e do revestimento sobre a temperatura, foi desenvolvido um modelo de regressão linear múltipla, no qual o fator revestimento foi representado por variáveis indicadoras, considerando a ferramenta sem revestimento como condição de referência. O modelo de regressão ajustado apresentou coeficiente de determinação R^2 de 0,978 e R^2 ajustado de 0,967, indicando boa capacidade de ajuste aos dados experimentais. A equação obtida para a temperatura de corte é dada por:

$$T = 14,84 + 1,1976 \cdot Vc + 13,2588 \cdot fz + 14,84 \cdot R1 - 2,81 \cdot R2 + 15,03 \cdot R3$$

Em que R1, R2 e R3 representam, respectivamente, os revestimentos ALCRONA EVO®, TISAFLEX® e LATUMA®, assumindo os valores (1,0,0), (0,1,0) e (0,0,1), respectivamente, enquanto a ferramenta sem revestimento (condição de referência) é representada por (0,0,0).

A análise dos coeficientes indicou que a velocidade de corte e o avanço por dente são altamente significativos, sendo os principais responsáveis pela variação da temperatura. Em relação aos revestimentos, observou-se que os revestimentos ALCRONA EVO® (AlCrN) e LATUMA® (AlTiN) apresentaram influência significativa, promovendo aumento da temperatura em relação à ferramenta sem revestimento, enquanto o revestimento TISAFLEX® (AlTiN/TiSiXN) não apresentou influência estatisticamente significativa.

Na Figura 4.24 é apresentada a evolução da temperatura ao longo do passe de fresamento para cada uma das ferramentas avaliadas.

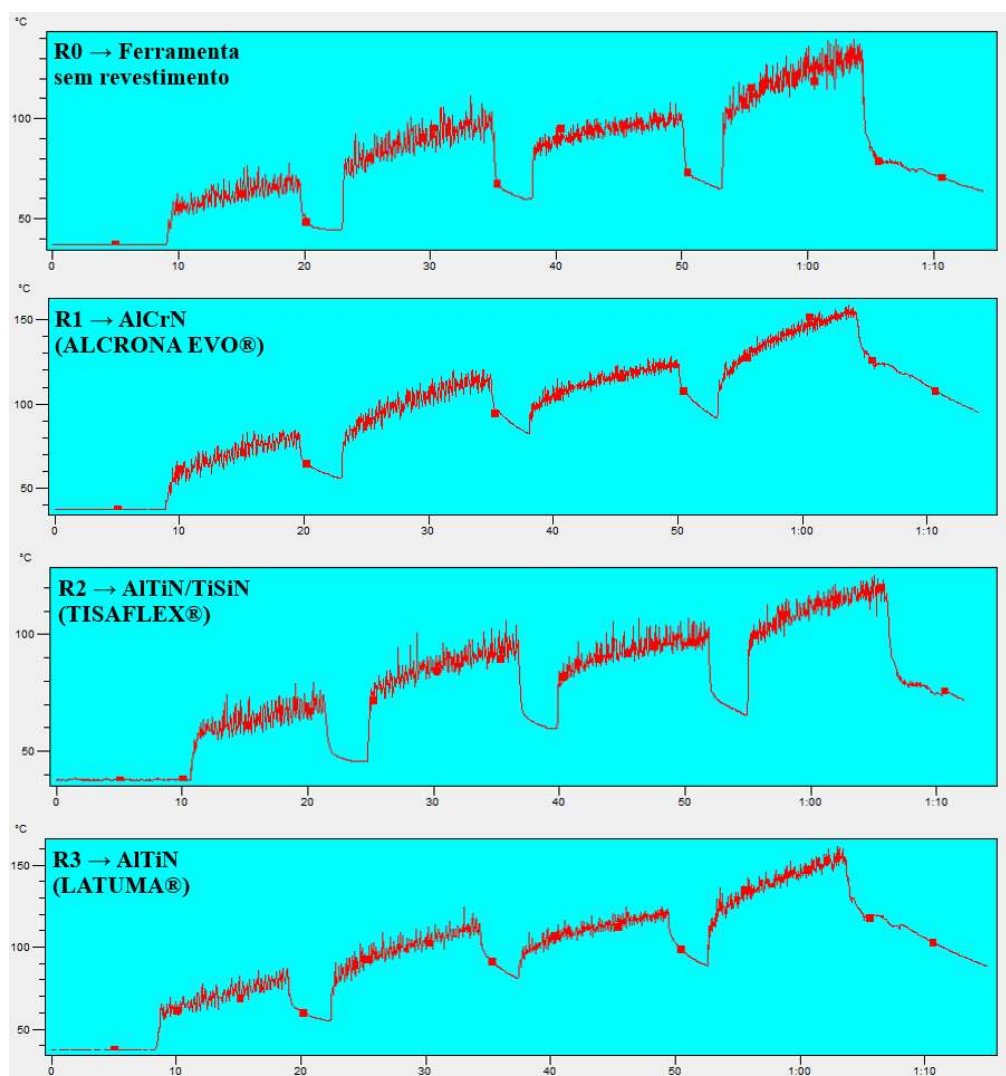


Figura 4.24. Evolução da temperatura ao longo do passe de fresamento do Inconel 718 para as ferramentas R0 (sem revestimento), R1 (ALCRONA EVO®), R2 (TISAFLEX®) e R3 (LATUMA®). Cada patamar corresponde a uma condição de corte (C1 a C4).

Observa-se a variação térmica associada à mudança das condições de corte (C1 a C4), evidenciada pelos diferentes patamares de temperatura ao longo do tempo. De modo geral, verifica-se um aumento progressivo da temperatura com a elevação dos parâmetros de corte, sendo os maiores valores registrados nas condições mais severas. Liu et al. (2025) observaram, no fresamento do Inconel 718, que a temperatura de corte aumenta com a elevação da velocidade de corte, do avanço por dente e da profundidade de corte, em função do aumento do atrito, da taxa de remoção de material e da área de contato ferramenta-peça, que intensificam a geração de calor na zona de corte.

Além disso, nota-se que, dentro de cada patamar, a temperatura apresenta uma tendência de crescimento ao longo do tempo, caracterizada por uma inclinação positiva das curvas. Esse comportamento indica que a ferramenta não atinge um regime térmico estacionário durante cada condição de usinagem, uma vez que o comprimento de corte é reduzido. Assim, a ferramenta permanece em aquecimento ao longo do trecho usinado e, ao deixar o material, sofre resfriamento antes da mudança para a condição seguinte. Esse ciclo de aquecimento e resfriamento limita a estabilização térmica do sistema, o que contribui para os valores relativamente baixos de temperatura registrados pela câmera termográfica. É importante destacar também, que a câmara infravermelha faz a leitura de temperatura da superfície externa do conjunto fresa-corpo de prova-cavaco durante o passe. Isso também explica valores baixos de temperaturas, em relação às temperaturas internas na interface cavaco-ferramenta, onde devem aparecer as maiores temperaturas desenvolvidas no processo (MACHADO et al., 2015).

4.4 Forças de usinagem

De modo geral, a análise das forças de usinagem permite compreender o comportamento mecânico do processo sob diferentes condições de corte e configurações de ferramenta. As componentes de força refletem diretamente a interação entre ferramenta e peça, sendo influenciadas por fatores como os parâmetros de corte, as propriedades do material usinado e as características associadas ao revestimento da ferramenta. Como exemplo do comportamento típico dos sinais obtidos, a Figura 4.25 apresenta a variação temporal das componentes de força e do torque para a ferramenta R3 na condição de corte C2 (v_c 50 | f_z 0,070). Observa-se que os

sinais apresentam caráter periódico, associado à passagem sucessiva dos dentes da ferramenta durante o fresamento, resultando em oscilações cíclicas das forças ao longo do tempo. Esse comportamento é característico de processos de fresamento de topo, nos quais a entrada e saída intermitente das arestas de corte na peça promovem variações contínuas na carga aplicada.

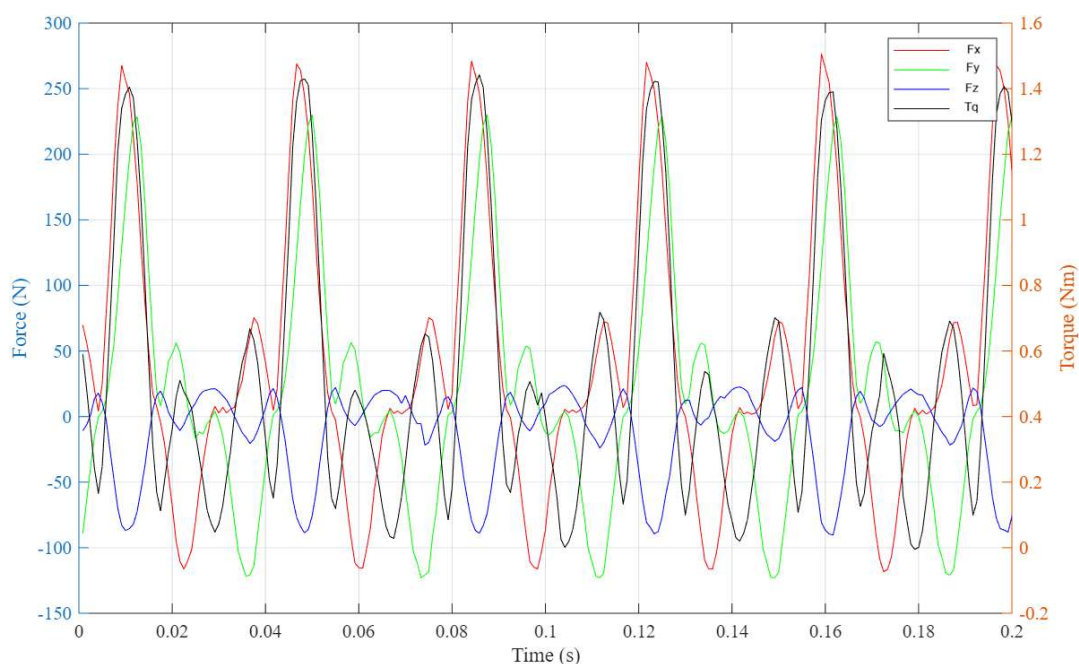


Figura 4.25. Variação temporal das componentes de força (F_x , F_y e F_z) e do torque (T_q) durante o fresamento com a ferramenta R3 (revestimento BALINIT® LATUMA) na condição C2 ($v_c = 50$ m/min e $f_z = 0,070$ mm/dente).

A componente F_x , alinhada à direção de avanço da ferramenta, representa a força necessária para promover o deslocamento relativo entre ferramenta e peça durante o fresamento. Seu comportamento está diretamente associado à variação da espessura instantânea do cavaco, apresentando caráter cíclico em função da entrada e saída sucessiva dos dentes na peça. Dessa forma, observa-se uma oscilação ao longo do tempo.

A componente F_y , que representa a força na direção perpendicular ao avanço da ferramenta no plano de usinagem, inicialmente apresenta valores elevados devido à maior espessura do cavaco no início do contato entre o dente e o material, reduzindo gradativamente ao longo do tempo ativo em função da diminuição progressiva da espessura do cavaco.

A componente F_z , normal à superfície usinada, está associada predominantemente aos esforços de compressão exercidos pela ferramenta sobre a peça, sendo influenciada pelas condições de contato e pela rigidez do sistema ferramenta–máquina–peça.

O torque, por sua vez, corresponde ao momento resultante das forças atuantes em torno do eixo da ferramenta, sendo diretamente relacionado ao esforço necessário para manter sua rotação durante a usinagem. Assim como as componentes de força, o torque apresenta comportamento periódico no fresamento, decorrente da atuação intermitente dos dentes.

Observa-se que as componentes F_x e F_y podem assumir valores negativos entre os picos ao longo do sinal. Esse comportamento está associado à variação da espessura do cavaco e às condições de contato entre ferramenta e peça durante o ciclo de fresamento. Durante o tempo ativo de corte, quando ocorre a remoção de material, as forças assumem valores elevados devido à formação do cavaco. À medida que o dente avança, a espessura do cavaco diminui progressivamente, reduzindo também a magnitude das forças. Após essa etapa, com a saída do dente da região de corte, inicia-se o tempo passivo, no qual não há formação de cavaco, mas ainda ocorre contato entre ferramenta e peça devido à recuperação elástica do material previamente deformado. Esse contato residual pode gerar forças em sentido oposto ao observado durante o corte ativo, resultando em valores negativos nessas componentes.

As Figuras 4.26, 4.27 e 4.28 apresentam os valores médios das componentes das forças F_x , F_y e F_z , respectivamente, em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas, enquanto a Figura 4.29 mostra os valores médios do torque (T_q). Ressalta-se que os valores apresentados correspondem às médias dos valores absolutos (módulo) dos sinais obtidos, de modo a representar a magnitude efetiva das forças e do torque durante o processo de fresamento.

Adicionalmente, as Figuras 4.30, 4.31, 4.32 e 4.33 apresentam as médias dos valores máximos de F_x , F_y , F_z e T_q , respectivamente. Esses resultados complementam a análise dos valores médios, permitindo uma melhor visualização das diferenças observadas entre as condições de corte e os revestimentos avaliados.

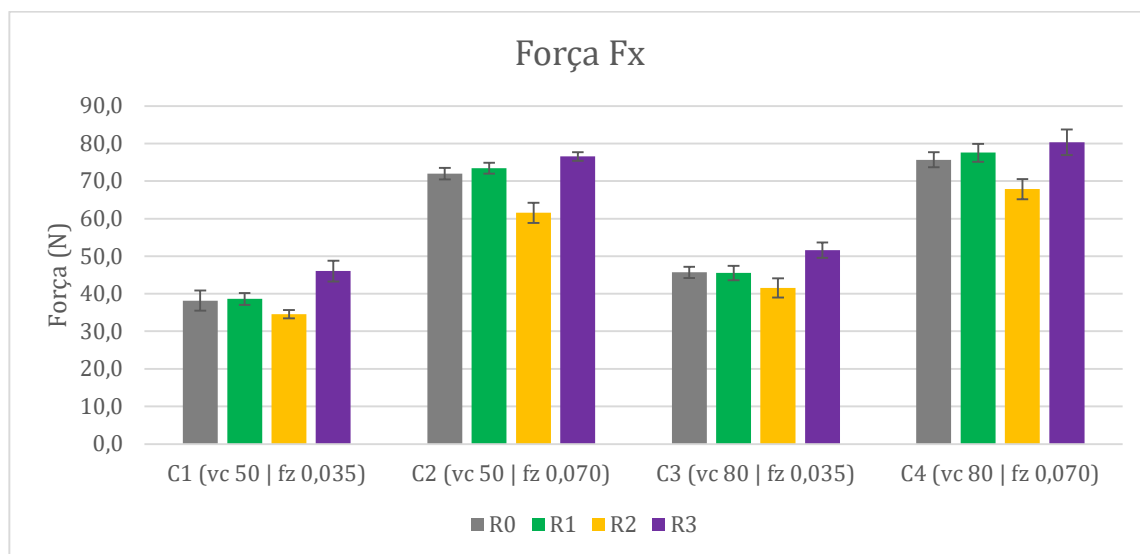


Figura 4.26. Valores médios da componente de força Fx em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

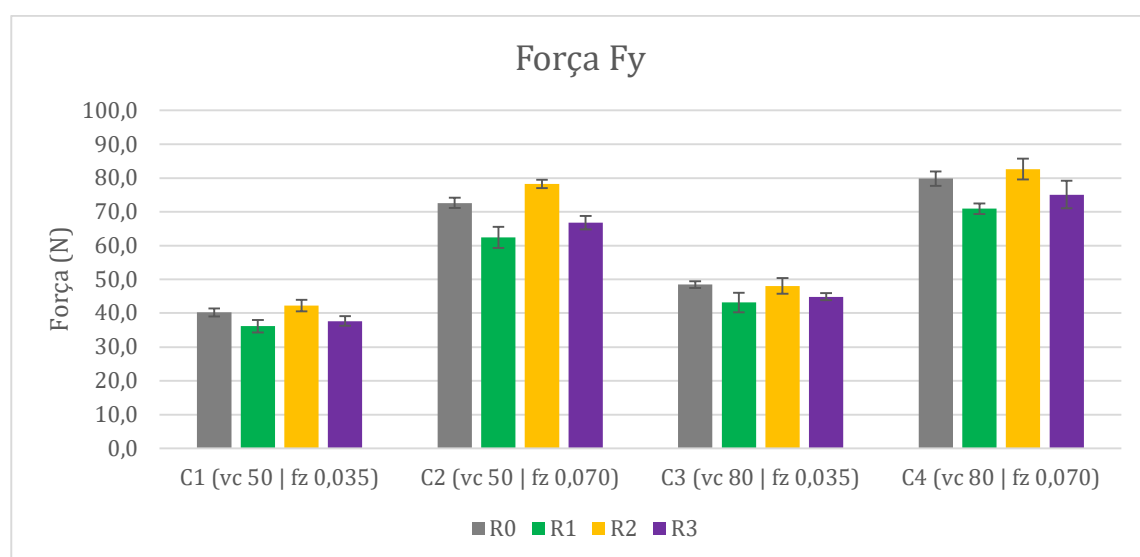


Figura 4.27. Valores médios da componente de força Fy em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

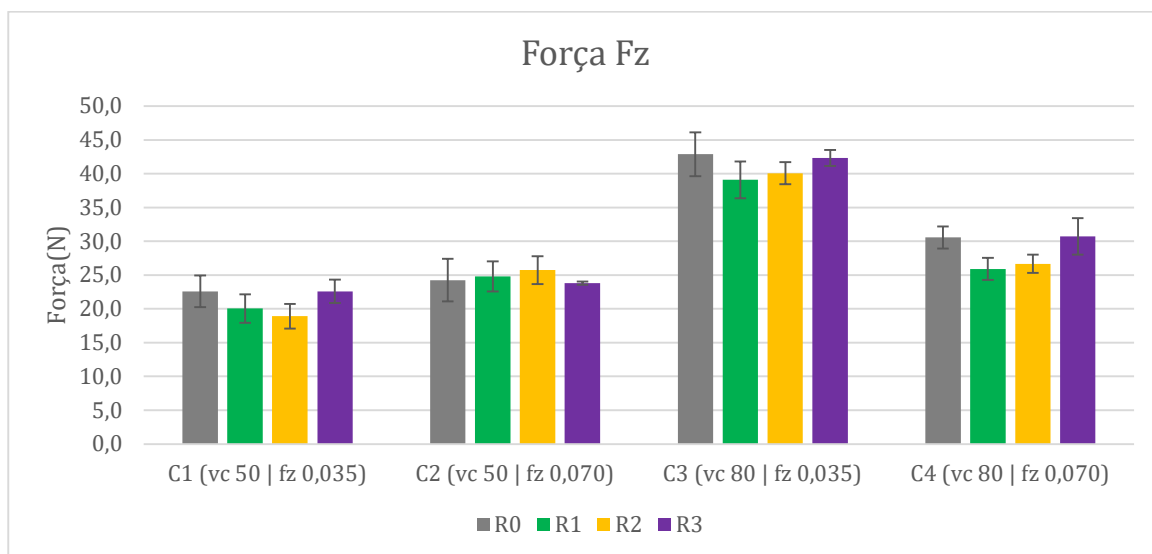


Figura 4.28. Valores médios da componente de força Fz em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

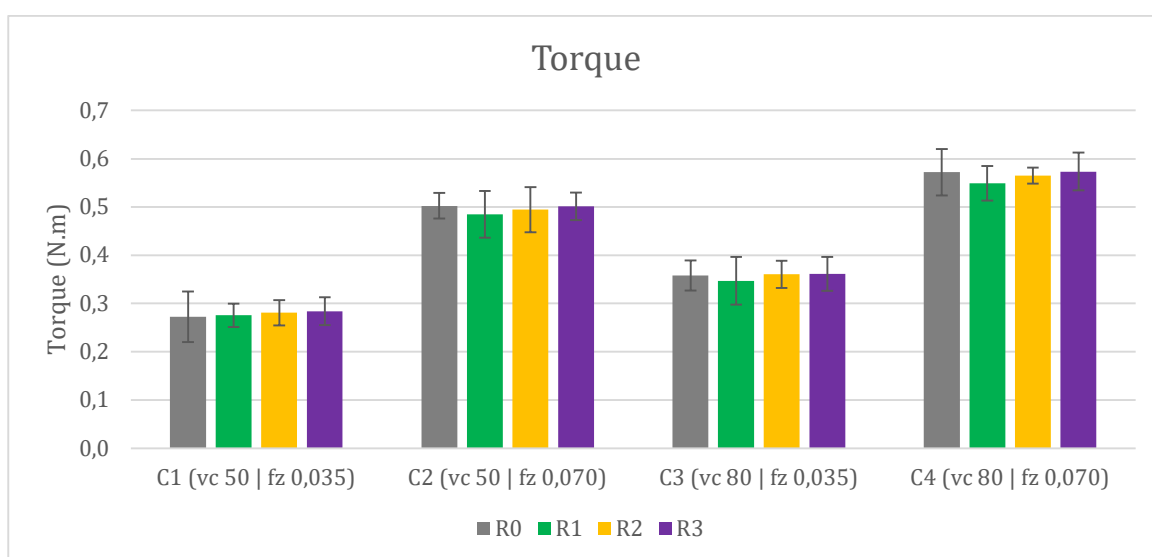


Figura 4.29. Valores médios do torque (Tq) em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

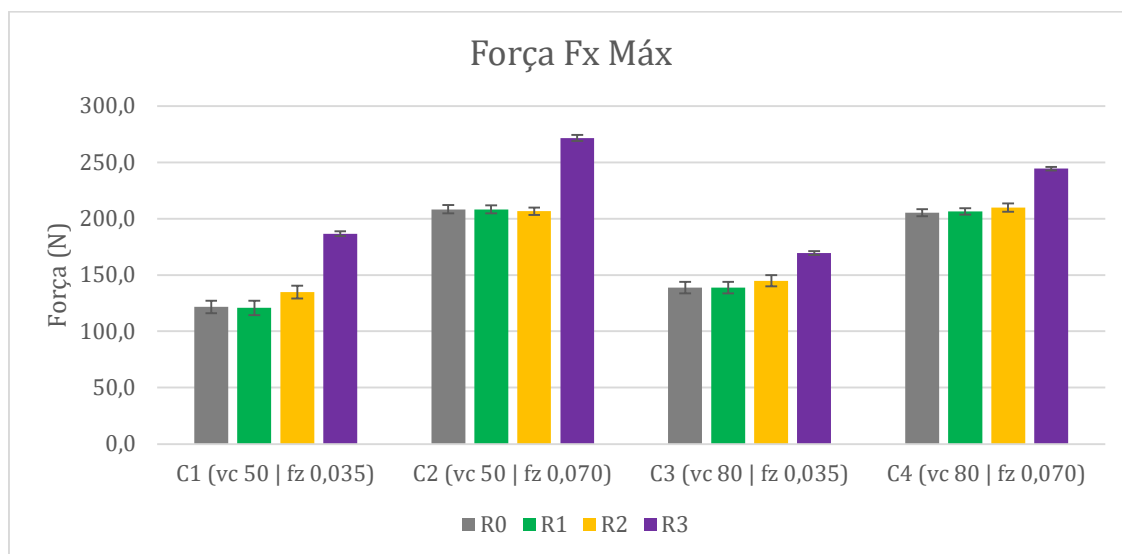


Figura 4.30. Valores médios máximos da componente de força F_x em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

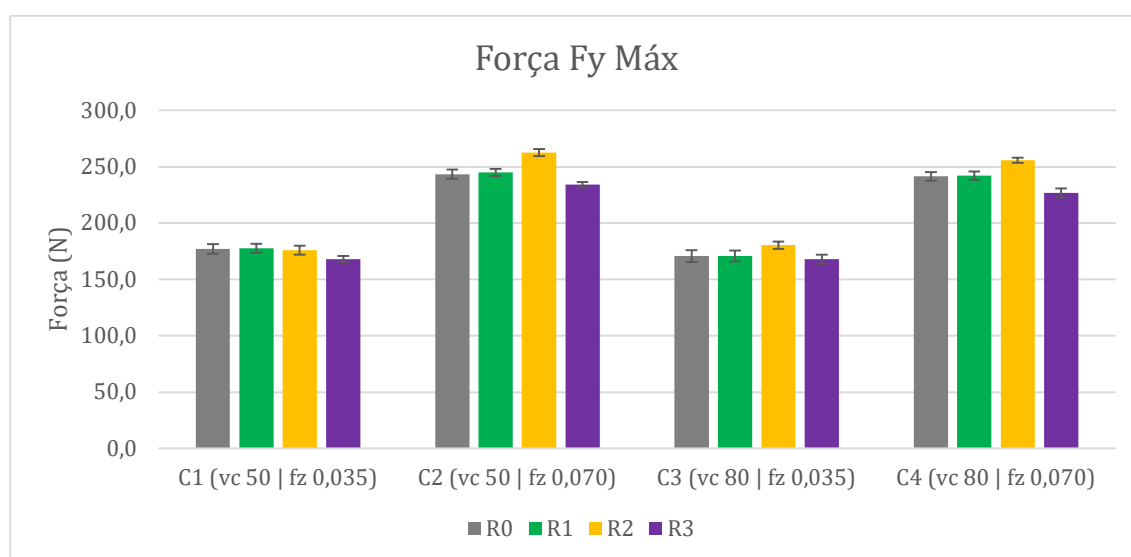


Figura 4.31. Valores médios máximos da componente de força F_y em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

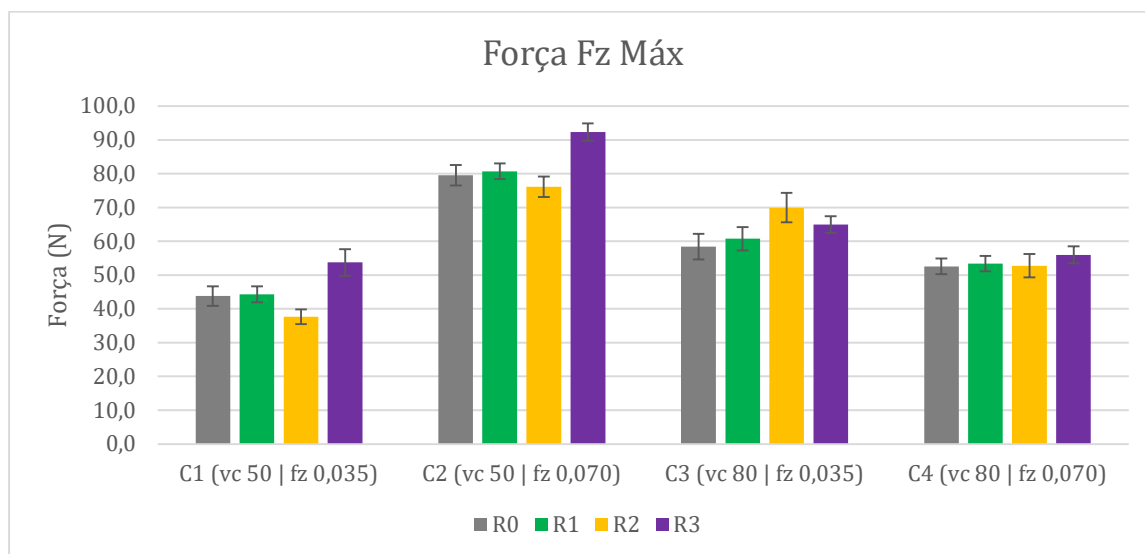


Figura 4.32. Valores médios máximos da componente de força Fz em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

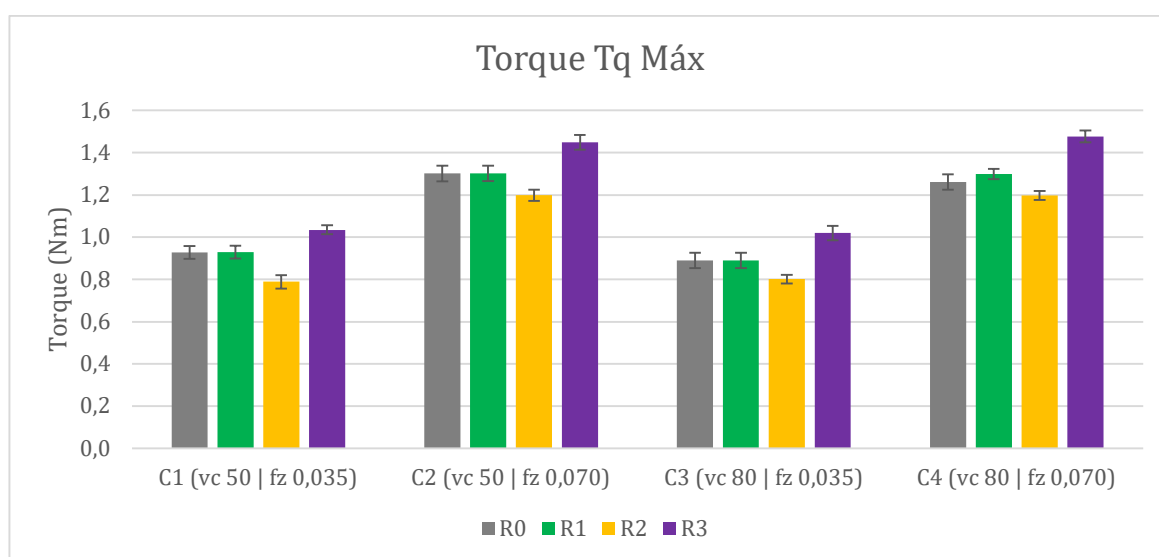


Figura 4.33. Valores médios máximos do torque (Tq) em função das condições de corte e dos revestimentos das ferramentas.

Com base nos valores médios apresentados nas Figuras 4.26 a 4.29, observa-se que as condições C2 e C4 resultaram, de maneira geral, nos maiores valores de força e torque, enquanto C1 e C3 apresentaram os menores níveis de carregamento, evidenciando a influência do avanço por dente sobre os esforços gerados durante a usinagem. Para a componente Fx, o revestimento

R3 apresentou os maiores valores médios em todas as condições de corte. Para F_y , os maiores valores foram observados para R2, principalmente nas condições C2 e C4. Já para F_z , as diferenças entre os revestimentos foram menos pronunciadas, embora os maiores valores tenham sido observados predominantemente para R0 e R3. Em relação ao torque, as variações entre os revestimentos foram reduzidas, sendo mais evidente a influência das condições de corte.

Com base nos valores máximos médios apresentados nas Figuras 4.30 a 4.33, verifica-se comportamento semelhante ao observado para os valores médios, com as condições C2 e C4 apresentando, de maneira geral, os maiores esforços e torque. Para a componente F_x , o revestimento R3 apresentou os maiores valores máximos em todas as condições de corte, destacando-se principalmente em C2 e C4. Tendência semelhante foi observada para F_z e para o torque, nos quais R3 também apresentou os maiores valores máximos na maioria das condições analisadas. Em contrapartida, para F_y , as diferenças entre os revestimentos foram menos pronunciadas, sendo os maiores valores observados para R2 nas condições de maior avanço. De modo geral, os resultados reforçam a influência predominante do avanço por dente sobre as forças máximas e o torque gerados durante a usinagem.

As Tabelas 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17 apresentam os resultados da análise de variância (ANOVA) para as componentes de força F_x , F_y e F_z , além do torque, respectivamente. Ressalta-se que, devido à ausência de repetições experimentais, a análise foi conduzida considerando apenas os efeitos principais dos fatores investigados, sendo o erro incorporado ao termo residual do modelo.

Tabela 4.14. Resultados da análise de variância (ANOVA) para a componente de força F_x em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	304,53	101,51	29,26	0,000029
v_c	1	125,53	125,53	36,18	0,000130
f_z	1	3695,28	3695,28	1065,00	0,000000
Erro	10	34,70	3,47		

Tabela 4.15. Resultados da análise de variância (ANOVA) para a componente de força F_y em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	220,96	73,65	16,84	0,000309
v_c	1	201,28	201,28	46,03	0,000048
f_z	1	3835,15	3835,15	877,09	0,000000
Erro	10	43,73	4,37		

Tabela 4.16. Resultados da análise de variância (ANOVA) para a componente de força F_z em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	21,91	7,30	0,2576	0,854290
v_c	1	569,88	569,88	20,1013	0,001173
f_z	1	81,31	81,31	2,8680	0,121222
Erro	10	283,50	28,35		

Tabela 4.17. Resultados da análise de variância (ANOVA) para o torque (T_q) em função dos fatores revestimento, velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Efeito	GL	SQ	QM	F	p-valor
Revestimento	3	0,000569	0,000190	6,16	0,012122
v_c	1	0,021794	0,021794	708,59	0,000000
f_z	1	0,180966	0,180966	5883,76	0,000000
Erro	10	0,000308	0,000031		

Para a componente F_x , observa-se que todos os fatores avaliados foram estatisticamente significativos ao nível de 95% de confiança. De forma semelhante, para a componente F_y , também se verifica que todos os fatores analisados apresentaram influência significativa sobre a resposta. Por outro lado, para a componente F_z , apenas a velocidade de corte apresentou efeito

estatisticamente significativo, enquanto o revestimento e o avanço por dente não demonstraram influência significativa dentro do nível de confiança adotado.

Para o torque, verifica-se que todos os fatores considerados foram estatisticamente significativos, indicando que tanto as condições de corte quanto o tipo de revestimento exercem influência relevante sobre essa variável de resposta.

As Tabelas 4.18, 4.19 e 4.20 apresentam a comparação entre os revestimentos por meio do teste de Tukey para as componentes de força F_x , F_y e o torque (T_q), respectivamente.

Tabela 4.18. Resultados do teste de Tukey para o fator revestimento na componente de força F_x , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Revestimento	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
TISAFLEX®	51,390		X	
Sem revestimento	57,895	X		
ALCRONA EVO®	58,804	X		
LATUMA®	63,639			X

Tabela 4.19. Resultados do teste de Tukey para o fator revestimento na componente de força F_y , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Revestimento	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
ALCRONA EVO®	53,178	X		
LATUMA®	56,117	X	X	
Sem revestimento	60,299		X	X
TISAFLEX®	62,816			X

Tabela 4.20. Resultados do teste de Tukey para o fator revestimento no torque (T_q), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

Revestimento	Média (Nm)	Grupo 1	Grupo 2
ALCRONA EVO®	0,414		X
TISAFLEX®	0,425	X	X
Sem revestimento	0,426	X	
LATUMA®	0,430	X	

Para a componente F_x , observa-se que o revestimento TISAFLEX[®] apresentou os menores valores médios de força, sendo estatisticamente distinto do revestimento LATUMA[®], que apresentou os maiores valores. A ferramenta sem revestimento e o revestimento ALCRONA EVO[®] apresentaram comportamento intermediário, não diferindo significativamente entre si. Para a componente F_y , verifica-se também uma distribuição em três grupos distintos. O revestimento ALCRONA EVO[®] apresentou os menores valores médios de força, enquanto o TISAFLEX[®] apresentou os maiores. Os revestimentos LATUMA[®] e sem revestimento apresentaram comportamento intermediário, com sobreposição entre grupos, evidenciando diferenças parciais entre as condições avaliadas.

Esse comportamento pode ser explicado pelas diferenças nas condições tribológicas proporcionadas por cada revestimento na interface ferramenta-peça. De modo geral, as forças de corte são fortemente influenciadas pelo atrito, pela adesão de material e pela forma como ocorre o contato entre a ferramenta e o material usinado. Revestimentos que apresentam menor coeficiente de atrito e melhor capacidade de reduzir a adesão tendem a facilitar o escoamento do material, resultando em menores forças de corte, enquanto condições menos favoráveis aumentam a resistência ao cisalhamento e elevam as forças (HANINCOVÁ et al., 2024). Por outro lado, o tipo de revestimento também influencia o desgaste da ferramenta e as condições térmicas do processo, o que afeta diretamente as forças de corte medidas (ÖZLÜ et al., 2025).

No caso do torque (T_q), observa-se que o revestimento ALCRONA EVO[®] apresentou o menor valor médio, enquanto o LATUMA[®] apresentou o maior. Nota-se que apenas o revestimento TISAFLEX[®] apresenta sobreposição entre os grupos, indicando que este não difere estatisticamente de mais de uma condição. Os demais revestimentos apresentam distinção mais clara entre si.

As Tabelas 4.21, 4.22, 4.23 e 4.24 apresentam os resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte nas componentes de força F_x , F_y e F_z , além do torque (T_q), respectivamente.

Tabela 4.21. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (v_c) na componente de força F_x , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

v_c (m/min)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
50	55,131	X	
80	60,733		X

Tabela 4.22. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (v_c) na componente de força F_y , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

v_c (m/min)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
50	54,556	X	
80	61,649		X

Tabela 4.23. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (v_c) na componente de força F_z , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

v_c (m/min)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
50	22,836	X	
80	34,771		X

Tabela 4.24. Resultados do teste de Tukey para o fator velocidade de corte (v_c) no torque (T_q), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

v_c (m/min)	Média (Nm)	Grupo 1	Grupo 2
50	0,387	X	
80	0,461		X

De modo geral, observa-se que o aumento da velocidade de corte resultou em elevação dos valores médios para todas as variáveis analisadas, sendo identificadas diferenças estatisticamente significativas entre os níveis avaliados.

Para as componentes F_x e F_y , verifica-se um aumento das forças com a elevação da velocidade de corte, comportamento também observado para a componente F_z , de forma mais pronunciada. De maneira semelhante, o torque apresentou aumento com o incremento da velocidade de corte, evidenciando a influência desse parâmetro sobre a carga mecânica do

processo. Slaný et al. (2025) investigaram o fresamento a seco de uma superliga à base de níquel e observaram que, em velocidades mais elevadas, ocorre aumento das forças de corte, especialmente acima de aproximadamente 50-70 m/min. Esse efeito está relacionado ao aumento da temperatura e ao desgaste da ferramenta, que intensificam o esforço de corte.

De forma geral, os resultados indicam que a velocidade de corte exerce influência significativa sobre as forças e o torque no processo de fresamento, promovendo o aumento dessas variáveis nas condições analisadas. Esses resultados contradizem a expectativa teórica de que o aumento da velocidade de corte tende a reduzir as forças de usinagem, uma vez que o aumento desta variável aumenta a geração de calor e a temperatura (como visto anteriormente no item 4.3), reduzindo a resistência do material (MACHADO et al., 2015). Entretanto, esse comportamento pode ser explicado pelas características do Inconel 718, que mantém elevada resistência mecânica mesmo em temperaturas elevadas, reduzindo o efeito do amolecimento térmico normalmente esperado com o aumento da velocidade de corte.

Por fim, as Tabelas 4.25, 4.26 e 4.27 apresentam os resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (f_z) nas componentes F_x e F_y , e no torque (T_q), respectivamente. Ressalta-se que a componente F_z não apresentou efeito estatisticamente significativo para esse fator, o que pode ser atribuído ao fato de estar associada à direção normal à superfície usinada, sendo perpendicular ao avanço da ferramenta.

Tabela 4.25. Resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (f_z) na componente de força F_x , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

f_z (mm/dente)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
0,035	42,735	X	
0,070	73,129		X

Tabela 4.26. Resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (f_z) na componente de força F_y , considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

f_z (mm/dente)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
0,035	42,620	X	
0,070	73,585		X

Tabela 4.27. Resultados do teste de Tukey para o fator avanço por dente (f_z) no torque (T_q), considerando nível de significância de 95% ($p < 0,05$).

f_z (mm/dente)	Média (Nm)	Grupo 1	Grupo 2
0,035	0,318	X	
0,070	0,530		X

Os resultados apresentados evidenciam que o aumento do avanço por dente promove um aumento significativo nas componentes de força F_x , F_y e no torque, uma vez que os maiores valores médios estão associados ao nível mais elevado de f_z , com distinção estatística entre os grupos pelo teste de Tukey. Jiang et al. (2023) observaram que o aumento do avanço por dente resulta na elevação das forças de fresamento devido ao aumento da espessura do cavaco e da área de cisalhamento. De forma semelhante, Zheng et al. (2023) destacam que as forças de corte aumentam com a elevação dos parâmetros de avanço, evidenciando a relação direta entre o carregamento mecânico e a espessura instantânea do cavaco. Além disso, resultados experimentais no fresamento do Inconel 718 mostram que maiores valores de avanço estão associados ao aumento dos esforços de usinagem e da potência do processo, devido à maior área da seção de corte na usinagem de um material com alta resistência ao cisalhamento, como o Inconel 718 (BARBOSA, 2025).

4.5 Análise morfológica dos cavacos

A Figura 4.34 apresenta as imagens dos cavacos obtidos durante os ensaios de fresamento do Inconel 718 para os quatro revestimentos de ferramenta avaliados neste trabalho. Para cada revestimento, são apresentadas as morfologias dos cavacos gerados nas quatro condições de corte: (a) C1 (v_c 50 | f_z 0,035), (b) C2 (v_c 50 | f_z 0,070), (c) C3 (v_c 80 | f_z 0,035) e (d) C4 (v_c 80 | f_z 0,070). As imagens foram obtidas por meio de um estereomicroscópio e permitem a observação da morfologia geral dos cavacos produzidos em cada condição experimental. Ressalta-se que a coloração dourada observada nas imagens é decorrente da iluminação incidente do microscópio durante a aquisição das imagens, não representando alteração metalúrgica do material, uma vez que os cavacos mantêm a coloração característica das ligas à base de níquel.

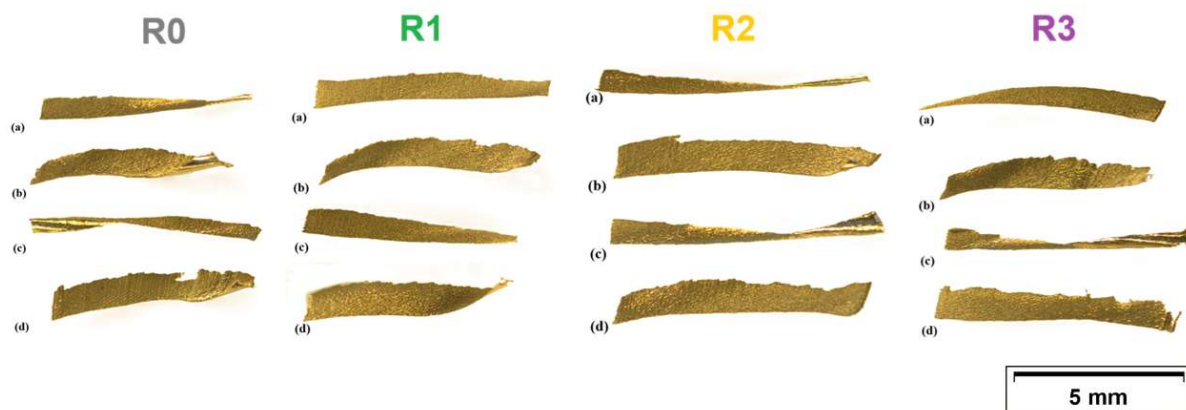


Figura 4.34. Cavacos gerados das 16 combinações.

De modo geral, os cavacos apresentaram geometria relativamente uniforme entre as condições avaliadas, não sendo observadas diferenças significativas quanto à forma macroscópica em função do revestimento empregado. Em todas as condições, predominou a formação de cavacos curtos e curvados, com ligeira curvatura helicoidal, resultante da trajetória de saída do cavaco ao longo da aresta de corte da ferramenta. Esse comportamento é considerado desejável, pois favorece a evacuação dos cavacos da região de corte e reduz a possibilidade de interferência com a superfície usinada ou com a ferramenta (MACHADO et al., 2015).

Observou-se ainda uma tendência de aumento das dimensões dos cavacos nas condições de maior avanço por dente (C2 e C4), em comparação às condições C1 e C3, comportamento esperado em função do aumento da espessura não deformada do cavaco e, consequentemente, do volume de material removido por aresta de corte (GRZESIK, 2008).

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

Com base nos resultados experimentais obtidos no fresamento de topo da liga Inconel 718 utilizando fresas inteiriças de metal duro com diferentes revestimentos, podem ser estabelecidas as seguintes conclusões:

Testes de Vida

- O desempenho das ferramentas foi significativamente influenciado pelo tipo de revestimento, sendo o revestimento TISAFLEX® o que apresentou melhor desempenho global, atingindo maiores comprimentos de corte e maior número de passes até o fim de vida, enquanto a ferramenta sem revestimento apresentou o pior desempenho;
- Foi observada influência significativa das interações entre os parâmetros de corte e o tipo de revestimento, indicando que o desempenho das ferramentas não depende apenas dos fatores isolados, mas da combinação entre condições térmicas e mecânicas impostas ao processo;
- O aumento da velocidade de corte de 50 para 80 m/min resultou em aumento da vida da ferramenta, dada pelo volume de material removido, dentro da faixa estudada, indicando que o efeito térmico não foi suficientemente severo para acelerar o desgaste, possivelmente devido à atuação do fluido de corte e da condição favorável concordante. O menor tempo de usinagem em cada passada proporcionado pela maior velocidade de corte, também pode ser responsável por esse resultado;
- O aumento do avanço por dente promoveu redução da vida da ferramenta, devido ao aumento das cargas mecânicas e da espessura do cavaco;

- Após a remoção do material aderido, as análises revelaram a atuação predominante dos mecanismos de adesão e *attrition*, sendo observadas também trincas na superfície das ferramentas e cavidades associadas ao destacamento localizado de material.

Ensaio de Rugosidade

- Embora o ALCRONA EVO® tenha apresentado menor valor médio global de Ra, o TISAFLEX® obteve menores valores de rugosidade em diferentes condições avaliadas, conforme indicado pelo teste de Tukey. O aumento da média global do TISAFLEX® está associado à sua maior vida da ferramenta, incluindo medições realizadas em estágios mais avançados de desgaste;
- A rugosidade superficial foi significativamente influenciada pelo avanço por dente, sendo este o parâmetro mais relevante, com maiores valores de f_z resultando em aumento da rugosidade devido ao aumento da espessura do cavaco e da marca deixada pela ferramenta;
- A rugosidade superficial também apresentou relação com o estado de desgaste da ferramenta, indicando que a progressão do desgaste influencia diretamente a qualidade superficial obtida;
- A posição de medição (entrada/saída) não apresentou influência significativa, indicando estabilidade do processo ao longo do passe de usinagem.

Ensaio de Temperatura

- O revestimento TISAFLEX® apresentou os menores valores entre as ferramentas revestidas, não diferindo estatisticamente da ferramenta sem revestimento. Esse comportamento pode estar associado à combinação entre menor geração de calor na interface cavaco-ferramenta e maior dissipação térmica da ferramenta sem revestimento;
- A temperatura de corte foi influenciada principalmente pela combinação entre velocidade de corte e avanço por dente, evidenciando que o aumento simultâneo desses parâmetros intensifica os efeitos térmicos do processo;

- O aumento da velocidade de corte contribuiu para elevação da temperatura na zona de corte, devido ao aumento da taxa de deformação e geração de calor;
- Observou-se claramente o comportamento crescente da temperatura ao longo do passe, indicando que, em condições de corte mais prolongadas, há a tendência de elevação mais significativa dos níveis térmicos.

Ensaio de Força

- O revestimento TISAFLEX® apresentou os menores valores médios para a componente F_x , enquanto o ALCRONA EVO® apresentou os menores valores para F_y e para o torque. Em contrapartida, o LATUMA® apresentou, de modo geral, os maiores esforços médios;
- Para os valores máximos de força e torque, o revestimento LATUMA® apresentou, de maneira geral, os maiores picos de carregamento, destacando-se principalmente para as componentes F_x e F_z , bem como para o torque;
- O avanço por dente foi o parâmetro mais influente nas forças de usinagem, com aumento significativo das componentes de força e do torque para maiores valores de f_z , devido ao aumento da área de cisalhamento e da espessura do cavaco;
- A velocidade de corte apresentou menor influência relativa nas forças quando comparada ao avanço, dentro da faixa estudada;
- O aumento simultâneo de velocidade de corte e avanço por dente intensificou os esforços mecânicos e térmicos, podendo acelerar o desgaste da ferramenta.

Análise dos Cavacos

- Não foram observadas diferenças significativas na morfologia dos cavacos em função dos diferentes revestimentos, indicando que os parâmetros de corte possuem maior influência na formação do cavaco;
- O aumento do avanço por dente promoveu a formação de cavacos de maiores dimensões devido ao maior volume de material removido durante o corte;

- Os cavacos obtidos apresentaram dimensões adequadas, favorecendo sua evacuação da região de corte.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

- Avaliar o desempenho dos revestimentos em condições mais severas de corte (maiores velocidades e avanços), visando identificar limites operacionais e transição para regimes de desgaste mais críticos;
- Investigar o comportamento térmico e mecânico do processo sob diferentes estratégias de lubri-refrigeração, incluindo usinagem a seco, MQL e refrigeração criogênica;
- Expandir o estudo para outras ligas metálicas de difícil usinagem, como diferentes superligas à base de níquel, ligas de titânio e aços endurecidos, permitindo avaliar a generalização dos resultados e a influência das propriedades do material no desempenho dos revestimentos.
- Realizar análises complementares dos cavacos produzidos, incluindo caracterizações microestruturais, morfológicas e de propriedades mecânicas, visando ampliar a compreensão dos mecanismos de formação do cavaco.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDELNASSER, E. et al. Influence of technological parameters on chip formation and chip control in precision hard turning of Ti-6Al-4V. *Micromachines*, v. 14, n. 10, p. 1973, 2023. <https://doi.org/10.3390/mi14101973>

ABNT NBR ISO 513, A. B. D. N. T. Classificação e aplicação de metais duros para usinagem com arestas de corte definidas - Designação dos grupos principais e grupos de aplicação. . [S.l: s.n.], 2012

ABNT NBR ISO 4287, A. B. D. N. T. Especificações geométricas do produto (GPS) — Rugosidade: Método do perfil — Termos, definições e parâmetros da rugosidade. . Rio de Janeiro: [s.n.], ago. 2002. Disponível em: <<https://www.normas.com.br/visualizar/abnt-nbr-nm/22323/abnt-nbriso4287-especificacoes-geometricas-do-produto-gps-rugosidade-metodo-do-perfil-termos-definicoes-e-parametros-da-rugosidade>>.

ABNT NBR ISO 4288, A. B. D. N. T. Especificações geométricas do produto (GPS) — Rugosidade: Método do perfil — Regras e procedimentos para a avaliação da rugosidade. . Rio de Janeiro: [s.n.], ago. 2008. Disponível em: <<https://www.normas.com.br/visualizar/abnt-nbr-nm/21121/abnt-nbriso4288-especificacoes-geometricas-do-produto-gps-rugosidade-metodo-do-perfil-regras-e-procedimentos-para-a-avaliacao-da-rugosidade>>.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 46, n. 7–8, p. 782–800, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.024>

ADITHARAJAN, A.; RADHIKA, N.; SALEH, B. Recent advances and challenges associated with thin film coatings of cutting tools: a critical review. *Transactions of the IMF*, v. 101, n. 4, p. 205–221, 2023. <https://doi.org/10.1080/00202967.2022.2082154>

AGARWAL, G.; KHARE, M. K. Multiobjective optimisation of cutting parameters in machining—a sustainable approach. *Materials Today: Proceedings*, v. 46, p. 5535–5543, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.09.272>

AGIC, A. et al. Experimental analysis of cutting edge effects on vibrations in end milling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 24, p. 66–74, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2018.11.001>

AGMELL, M. et al. Investigation of mechanical and thermal loads in pcBN tooling during machining of Inconel 718. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 107, n. 3, p. 1451–1462, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05081-8>

AISSANI, L. et al. Magnetron sputtering of transition metal nitride thin films for environmental remediation. *Coatings*, v. 12, n. 11, p. 1746, 2022. <https://doi.org/10.3390/coatings12111746>

AKGÜN, M.; ÖZLÜ, B.; KARA, F. Effect of PVD-TiN and CVD-Al₂O₃ coatings on cutting force, surface roughness, cutting power, and temperature in hard turning of AISI H13 steel. *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 32, n. 3, p. 1390–1401, 2023. <https://doi.org/10.1007/s11665-022-07190-9>

AKHIL, C. S. et al. Measurement of cutting temperature during machining. *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering*, v. 13, n. 2, p. 108–122, 2016.

ALI, O. I.; GYURIKA, I. G. Recent Advances in Development and Characterization of CVD Multilayer Composite Coatings—A Comprehensive Review. 2023, [S.l.]: Springer, 2023. p. 63–75. https://doi.org/10.1007/978-3-031-36201-9_6

APERADOR CHAPARRO, W. A.; CAICEDO ANGULO, J. C.; BAUTISTA-RUIZ, J. Evaluation of the Tribological and Corrosion Resistance Properties of 24-Bilayer TiN/TiAlN Coatings in Simulated Body Fluid. *Tribology in Industry*, v. 46, n. 4, 2024. <https://doi.org/10.24874/ti.1730.08.24.10>

API STANDART 6A718. Nickel Base Alloy 718 (UNS N07718) for Oil and Gas Drilling and Production Equipament. abr. 2010.

ASM INTERNATIONAL, H. C. Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials. [S.l.]: ASM international, 1990.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR ISO 8688-2:2020: Ensaio de vida de ferramentas no fresamento – Parte 2: fresa de topo. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas. Disponível em: <<https://www.normas.com.br/visualizar/abnt-nbr-nm/12955/abnt-nbriso8688-2-ensaio-de-vida-de-ferramentas-no-fresamento-parte-2-fresa-de-topo>>., nov. 2020

AZIM, S. et al. Performance evaluation of CrAlN and TiAlN coatings deposited by HiPIMS in micro drilling of a Ni-based superalloy. *Surface and Coatings Technology*, v. 449, p. 128980, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2022.128980>

AZRAIE, A. S.; TURAN, F. M. Evaluating the Impact of Coolants on Tool Wear and Surface Quality in Ball End Milling: A Sustainability Performance Assessment. *Mekatronika*, v. 6, n. 2, p. 112–121, 2024. <https://doi.org/10.15282/mekatronika.v6i2.11398>

BABERGE, I. M. Desempenho de coberturas de ferramentas de corte no torneamento interno de implantes dentários de titânio ASTM F67. 2024.

BAIG, A. et al. Statistical analysis of surface roughness, burr formation and tool wear in high speed micro milling of inconel 600 alloy under cryogenic, wet and dry conditions. *Micromachines*, v. 14, n. 1, p. 13, 2022. <https://doi.org/10.3390/mi14010013>

BAJIĆ, D; CELENT, L.; JOZIĆ, S. Modeling of the influence of cutting parameters on the surface roughness, tool wear and the cutting force in face milling in off-line process control. *Strojniški Vestnik - Journal of Mechanical Engineering*, v. 58, n. 11, p. 673–682, 2012. <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2012.456>

BAJIĆ, Dejan et al. Impact of cutting parameters on surface roughness in aluminum alloys machining: A review of machine learning models for key parameter identification. *Journal of Production Engineering*, p. 29–37, 2024. <https://doi.org/10.24867/JPE-2024-02-029>

BALAKRISHNAN, V. V et al. Effect of TiAlSiN coatings in mitigating the tribological challenges during machining of XH67MBTHO–A nickel-based superalloy. *Tribology International*, v. 212, p. 110966, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2025.110966>

BARBOSA, L. M. Q. Fresamento de Inconel® 718 com diferentes estratégias de lubri-refrigeração. 2025. <https://doi.org/10.29327/9786527218647.1205214>

BENTI, H. G.; WOLDEYOHANNES, A. D.; YIGEZU, B. S. Improving the efficiency of cutting tools through application of filtered cathodic vacuum arc deposition coating techniques: A review. *Advances in Materials Science and Engineering*, v. 2022, n. 1, p. 1450805, 2022. <https://doi.org/10.1155/2022/1450805>

BINALI, R. et al. Machinability investigations based on tool wear, surface roughness, cutting temperature, chip morphology and material removal rate during dry and MQL-assisted milling of Nimax mold steel. *Lubricants*, v. 11, n. 3, p. 101, 2023. <https://doi.org/10.3390/lubricants11030101>

BISWAS, S. et al. A Review of the Role of Modeling and Optimization Methods in Machining Ni-Cr Super-Alloys. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, v. 9, n. 9, p. 289, 2025. <https://doi.org/10.3390/jmmp9090289>

BOBZIN, K. High-performance coatings for cutting tools. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 18, p. 1–9, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2016.11.004>

BOROWSKI, P.; MYŚLIWIEC, J. Recent advances in magnetron sputtering: From fundamentals to industrial applications. *Coatings*, v. 15, n. 8, p. 922, 2025. <https://doi.org/10.3390/coatings15080922>

BRITO, G. F. R. de. Determinação de propriedades mecânicas e avaliação da fragilização por hidrogênio do Inconel 718 via ensaio de puncionamento esférico. 2022.

BUCKELL, W. Avaliação da preparação de gume através do processo de escovação para aplicação em fresamento de topo reto. 2019.

BUFFAT, P. A.; ALEXANDROU, I.; CZYRSKA-FILEMONOWICZ, A. Composition and Element Distribution Mapping of γ' and γ Phases of Inconel 718 by High-Resolution Scanning Transmission Electron Microscopy and X-Ray Energy-Dispersive Spectrometry. *Materials*, v. 17, n. 3, p. 594, 2024. <https://doi.org/10.3390/ma17030594>

BUSHLYA, V. et al. Tool wear mechanisms of PcBN in machining Inconel 718: Analysis across multiple length scale. *CIRP annals*, v. 70, n. 1, p. 73–78, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2021.04.008>

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing cutting technology. *CIRP Annals*, v. 52, n. 2, p. 483–507, 2003. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60200-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60200-5)

ÇALIŞKAN, H. et al. Wear behavior and cutting performance of nanostructured hard coatings on cemented carbide cutting tools in hard milling. *Tribology International*, v. 62, p. 215–222, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2013.02.035>

CERATIZIT GROUP. Ceratizit Solid Carbide Tools Catalogue. Mamer, Luxembourg: CERATIZIT S.A. Disponível em: <<https://www.ceratizit.com>>., 2023

CERATIZIT GROUP. Round Tool Materials: e-line. Mamer, Luxembourg: CERATIZIT S.A. Disponível em: <<https://www.ceratizit.com>>., fev. 2019.

CHANG, Y.-Y.; CHAO, L.-C. Effect of substrate bias voltage on the mechanical properties of AlTiN/CrTiSiN multilayer hard coatings. *Vacuum*, v. 190, p. 110241, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2021.110241>

CHAUHAN, S.; TREHAN, R.; SINGH, R. P. Classification of surface roughness for CNC face milling of Inconel 625 superalloy utilizing cutting force signal features with SVM and ANN. *Materials Today: Proceedings*, v. 113, p. 9–18, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.07.101>

CHIAVERINI, V. Metalurgia do pó: técnicas e produtos. 4. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2001.

CHILDS, T. Metal machining: theory and applications. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2000.

- CHYCHKO, A. et al. HV-KIC property charts of cemented carbides: a comprehensive data collection. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, v. 103, p. 105763, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2021.105763>
- COMMITTEE, A. S. M. I. H. *ASM Handbook, Volume 16-Machining*. [S.l.]: ASM International., 1989.
- DA SILVA, L. R. R. et al. Cutting temperatures in end milling of compacted graphite irons. *Procedia Manufacturing*, v. 26, p. 474–484, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.07.056>
- DA VEIGA, F. L.; FARIA, M. I. S. T.; COELHO, G. C. Superliga Inconel-718: Caracterização microestrutural e validação da base de dados termodinâmicos. *Cadernos UniFOA*, v. 7, n. 2 (Esp.), p. 77–85, 2012.
- DABEES, S. et al. Characterization and evaluation of engineered coating techniques for different cutting tools. *Materials*, v. 15, n. 16, p. 5633, 2022. <https://doi.org/10.3390/ma15165633>
- DAS, C. R.; RANGWALA, M.; GHOSH, A. Influence of substrate bias voltage on microstructure and mechanical characteristics of TiAlSiN coating deposited by High Power Impulse Magnetron Sputtering (HiPIMS). *Surface and Coatings Technology*, v. 458, p. 129351, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2023.129351>
- DAS, S. *Cutting Tool: Chronology of Its Development*. *Indian Science Cruiser* (ISSN: 0970-4256) Volume, v. 35, 2021. <https://doi.org/10.24906/isc/2021/v35/i6/211369>
- DAVIM, J. P. *Machining of hard materials*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2011. <https://doi.org/10.1007/978-1-84996-450-0>
- DE BARTOLOMEIS, A.; NEWMAN, S. T.; JAWAHIR, I. S.; et al. Future research directions in the machining of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 297, p. 117260, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117260>
- DE BARTOLOMEIS, A.; NEWMAN, S. T.; BIERMANN, D.; et al. State-of-the-art cooling and lubrication for machining Inconel 718. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 143, n. 5, p. 050801, 2021. <https://doi.org/10.1115/1.4047842>
- DE OLIVEIRA, F. B. et al. Size effect and minimum chip thickness in micromilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 89, p. 39–54, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.11.001>
- DEEPANRAJ, B. et al. Numerical Modelling, Simulation, and Analysis of the End-Milling Process Using DEFORM-3D with Experimental Validation. *Advances in Materials Science and Engineering*, v. 2022, n. 1, p. 5692298, 2022. <https://doi.org/10.1155/2022/5692298>

DENG, Y. et al. Physical vapor deposition technology for coated cutting tools: A review. *Ceramics International*, v. 46, n. 11, p. 18373–18390, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.04.168>

DENKENA, B. et al. Influence of end mill manufacturing on cutting edge quality and wear behavior. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, v. 5, n. 3, p. 77, 2021. <https://doi.org/10.3390/jmmp5030077>

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG. DIN 6499-1:1999 — Tool holders with taper shank for automatic tool changers — Collets type ER. Berlin: [s.n.], 1999

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da usinagem dos materiais. [S.l.]: Artliber, 2014.

DINIZ, A. O. Estudo do processo de rosqueamento interno de ferro fundido cinzento utilizando diferentes sistemas de indexação de machos de corte. 2018.

DUCROUX, E. et al. New mechanistic cutting force model for milling additive manufactured Inconel 718 considering effects of tool wear evolution and actual tool geometry. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 64, p. 67–80, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.12.042>

DURAND-CHARRE, M. The microstructure of superalloys. [S.l.]: Routledge, 2017. <https://doi.org/10.1201/9780203736388>

EHSAN, S. et al. Understanding the effects of cutting conditions on vibrations, surface integrity, machining temperature and tool wear mechanisms in end milling of AISI D2 Steel. *Tribology International*, v. 198, p. 109894, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.109894>

EZUGWU, E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 45, n. 12–13, p. 1353–1367, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.02.003>

FALLBÖHMER, P. et al. High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, n. 1, p. 104–115, 2000. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00311-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00311-8)

FARAZ, M. I.; PETRU, J. Evaluation of Machining Variables on Machinability of Nickel Alloy Inconel 718 Using Coated Carbide Tools. *Machines*, v. 12, n. 1, p. 4, 2023. <https://doi.org/10.3390/machines12010004>

FAVERO FILHO, A. Fresamento de topo do Inconel® 718 com ferramentas de metal duro microgrãos. 2018.

FERNANDES, G. H. N. Development, application and validation of a new cooling technique applied for Inconel 718® machining. 2023.

FERNANDES, G. H. N.; BARBOSA, L. M. Q.; et al. Enhancing sustainability in Inconel 718 machining: temperature control with internally cooled tools. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 131, n. 5, p. 2771–2789, 2024. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12296-y>

FERNANDES, G. H. N.; FERREIRA, E. R.; et al. Internally cooled tools as an innovative solution for sustainable machining: Temperature investigation using Inconel 718 superalloy. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 50, p. 269–284, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2024.03.001>

FERNANDES, G. H. N.; BARBOSA, L. M. Q. *Machining cooling techniques: an introduction*. Recife: Even3 Publicações, 2022. <https://doi.org/10.29327/559427>

FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. [S.l.]: Editora blucher, 2018.

FILHO, A. F. et al. Influence of milling direction in the machinability of Inconel 718 with submicron grain cemented carbide tools. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 105, n. 1, p. 1343–1355, 2019. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04328-3>

FRACARO, J. *Fabricação pelo processo de usinagem e meios de controle*. [S.l.]: Editora Intersaberes, 2017.

FREUND, L. Ben; SURESH, S. *Thin film materials: stress, defect formation and surface evolution*. [S.l.]: Cambridge university press, 2004. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511754715>

FU, S. H. et al. Alloy design and development of INCONEL718 type alloy. *Materials Science and Engineering: A*, v. 499, n. 1–2, p. 215–220, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.11.115>

FURBERG, A.; ARVIDSSON, R.; MOLANDER, S. Environmental life cycle assessment of cemented carbide (WC-Co) production. *Journal of Cleaner Production*, v. 209, p. 1126–1138, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2018.10.272>

GAMA, R. P. *Estudo da formação do cavaco no torneamento de superligas de níquel*. 2014.

GARCÍA, J. et al. Cemented carbide microstructures: a review. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, v. 80, p. 40–68, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2018.12.004>

GHANTASALA, S. B.; SHARMA, S. Magnetron sputtered thin films based on transition metal nitride: structure and properties. *physica status solidi (a)*, v. 220, n. 2, p. 2200229, 2023. <https://doi.org/10.1002/pssa.202200229>

GHUFRAN, M. et al. Development and tribo-mechanical properties of functional ternary nitride coatings: Applications-based comprehensive review. *Proceedings of the Institution of*

Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology, v. 235, n. 1, p. 196–232, 2021. <https://doi.org/10.1177/1350650120933412>

GLOBAL MARKET INSIGHTS (GMI). Cutting Tools Market Size - By Tool Type, By Process, By Material Type, By End Use, By Distribution Channel Industry & Forecast.

GOPALSAMY, B. M. et al. Investigations on hard machining of Impax Hi Hard tool steel. International journal of material forming, v. 2, n. 3, p. 145–165, 2009. <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0400-5>

GRIFFITHS, B. Manufacturing surface technology: surface integrity & functional performance. [S.l.]: CRC Press, 2001.

GRIGORIEV, S. et al. Investigation of the tribological properties of Ti-TiN-(Ti, Al, Nb, Zr) N composite coating and its efficiency in increasing wear resistance of metal cutting tools. Tribology International, v. 164, p. 107236, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2021.107236>

GRZESIK, W. Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications. [S.l.]: Elsevier, 2008.

GRZESIK, W. Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement. Tribology International, v. 118, p. 337–346, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2017.10.005>

GUBIN, D. S. Calculation of temperatures during finishing milling of a nickel based alloys. Obrabotka Metallov/Metal Working and Material Science, v. 24, n. 1, p. 23–32, 2022. <https://doi.org/10.17212/1994-6309-2022-24.1-23-32>

GUELI, M. et al. Experimental investigation into tool wear, cutting forces, and resulting surface finish during dry and flood coolant slot milling of Inconel 718. Procedia Manufacturing, v. 53, p. 236–245, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2021.06.026>

HALIM, N. H. A. et al. Tool wear and chip morphology in high-speed milling of hardened Inconel 718 under dry and cryogenic CO₂ conditions. Wear, v. 426, p. 1683–1690, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.095>

HALIM, Nurul Hayati Abdul; HARON, C. H. C.; GHANI, J. A. PVD multi-coated carbide milling inserts performance: Comparison between cryogenic and dry cutting conditions. Journal of Manufacturing Processes, v. 73, p. 895–902, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.11.033>

HAMID, M. W. H. et al. Prediction of cutting parameters and reduction of output parameters using machine learning in milling of Inconel 718 alloy. Scientific Reports, v. 15, n. 1, p. 33309, 2025. <https://doi.org/10.1038/s41598-025-04198-8>

HANINCOVÁ, L.; PROCHÁZKA, J.; NOVÁK, V. Comparative analysis of cutting forces in CNC milling of MDF: The role of tool coatings, cutting speed, and feed per tooth. *Coatings*, v. 14, n. 9, p. 1085, 2024. <https://doi.org/10.3390/coatings14091085>

HAYYAT, M. S. et al. Effect of heavy metal (Ni) on plants and soil: A review. *Int. J. Appl. Res.*, v. 6, n. 7, p. 313–318, 2020.

HE, Q. et al. Enhancing Tool Performance in High-Speed End Milling of Ti-6Al-4V Alloy: The Role of AlCrN PVD Coatings and Resistance to Chipping Wear. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, v. 8, n. 2, p. 68, 2024. <https://doi.org/10.3390/jmmp8020068>

HEYDARI, L. et al. Ti (C, N) and WC-based cermets: A review of synthesis, properties and applications in additive manufacturing. *Materials*, v. 14, n. 22, p. 6786, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14226786>

HOGMARK, S. Tribological coatings-Novel concepts and conditions for successful application. 2012, [S.l: s.n.], 2012.

HUNT, J. L. Coated carbide metal cutting tools: development and applications. *PED.*, v. 43, p. 139–155, 1990.

INTERNATIONAL TUNGSTEN INDUSTRY ASSOCIATION. Global cemented carbide production statistics. [S.l: s.n.]. Disponível em: <<https://www.itia.info>>., 2023.

IONBOND. CVD Coatings for Forming and Molding Tools. Disponível em: <<https://www.ionbond.com/en-us/coating-services/forming-and-molding-tools/cvd-coatings-for-forming-and-molding-tools>>. Acesso em: 5 out. 2025.

JEYAPANDIARAJAN, P.; ANTHONY, X. M. Evaluating the machinability of Inconel 718 under different machining conditions. *Procedia Manufacturing*, v. 30, p. 253–260, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.02.037>

JEYAPANDIARAJAN, P.; XAVIOR, M. A.; ANBALAGAN, A. Performance evaluation of (AlCrN) PVD coated CBN inserts on machining of Inconel 718. *MM Science Journal*, v. 2021, n. November, p. 5219–5227, 2021. https://doi.org/10.17973/MMSJ.2021_11_2021178

JIANG, Y. et al. Study on the machinability of Ni-based superalloy by milling parameters and cooling methods under minimal quantity lubrication. *Applied Sciences*, v. 13, n. 5, p. 2773, 2023. <https://doi.org/10.3390/app13052773>

JOCH, R. et al. Impact of Chip Breaker Geometry on the Performance of Actively Rotary Monolithic Turning Tools. *Materials*, v. 18, n. 5, p. 1154, 2025. <https://doi.org/10.3390/ma18051154>

JOSHI, S. N.; BOLAR, G. Influence of end mill geometry on milling force and surface integrity while machining low rigidity parts. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series C*, v. 102, n. 6, p. 1503–1511, 2021. <https://doi.org/10.1007/s40032-020-00608-0>

KANEFSKY, J. James Watt in context: steam engine building 1776–1800. *The International Journal for the History of Engineering & Technology*, p. 1–16, 2025. <https://doi.org/10.1080/17581206.2025.2555356>

KANG, K. et al. The review and prospect of tool coating technology. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 137, p. 3107–3139, 14 mar. 2025. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-15344-x>

KAWASAKI, K. High-Efficiency Milling of Inconel 718 Superalloy: Effects of Cutting Conditions on Tool Life and Surface Roughness. *Machines*, v. 13, n. 11, p. 974, 2025. <https://doi.org/10.3390/machines13110974>

KELLY, P. J.; ARNELL, R. D. Magnetron sputtering: a review of recent developments and applications. *Vacuum*, v. 56, n. 3, p. 159–172, 2000. [https://doi.org/10.1016/S0042-207X\(99\)00189-X](https://doi.org/10.1016/S0042-207X(99)00189-X)

KHANNA, N. et al. Inconel 718 machining performance evaluation using indigenously developed hybrid machining facilities: experimental investigation and sustainability assessment. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 106, n. 11, p. 4987–4999, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-04921-x>

KHOSROWSHAHI, J. H.; ARAMESH, M. Application of novel soft solid lubricant coatings on turning tools for sustainable and high-performance machining of INC 718 alloy: A new efficient fluid-free method. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 143, p. 387–398, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2025.04.017>

KIM, D. et al. A study on the machinability of advanced arc PVD AlCrN-coated tungsten carbide tools in drilling of CFRP/titanium alloy stacks. *Carbon Letters*, v. 31, n. 3, p. 497–507, 2021. <https://doi.org/10.1007/s42823-020-00180-8>

KLOCKE, F; KUCHLE, A. *Manufacturing Processes 1: Cutting*. [S.l.]: Springer Berlin Heidelberg, 2011. Disponível em: <https://books.google.com.br/books?id=Kcdbs_dwLFUC>. (RWTHedition). https://doi.org/10.1007/978-3-642-11979-8_1

KLOCKE, Fritz; KRIEG, T. Coated tools for metal cutting—features and applications. *CIRP Annals*, v. 48, n. 2, p. 515–525, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63231-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63231-4)

KÓNYA, G.; KOVÁCS, Z. F. Effects of machining parameters and tool reconditioning on cutting force, tool wear, surface roughness and burr formation in nickel-based alloy milling. *Materials*, v. 16, n. 22, p. 7140, 2023. <https://doi.org/10.3390/ma16227140>

- KONYASHIN, I.; RIES, B. Cemented carbides. [S.l.]: Elsevier, 2022. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-822820-3.00013-6>
- KORKMAZ, M. E. et al. Comprehensive analysis of tool wear, surface roughness and chip morphology in sustainable turning of Inconel-601 alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 103, p. 156–167, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.08.026>
- KRYSTEK, K. et al. Effect of Vacuum Brazing conditions of inconel 718 superalloy sheets on microstructure and mechanical properties of Joints. *Archives of Metallurgy and Materials*, p. 761–773, 2024. <https://doi.org/10.24425/amm.2024.149808>
- LA MONACA, A. et al. Surface integrity in metal machining-Part II: Functional performance. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 164, p. 103718, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2021.103718>
- LAY, S.; MISSIAEN, J.-M. 1.03 microstructure and morphology of hardmetals. *Comprehensive hard materials*, p. 91, 2014. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096527-7.00003-9>
- LEMES, C. Estudo da Influência dos tipos de revestimentos em ferramentas de metal duro no torneamento do titânio comercialmente puro grau 4. 2021.
- LEONIDAS, E. et al. A comparative review of thermocouple and infrared radiation temperature measurement methods during the machining of metals. *Sensors*, v. 22, n. 13, p. 4693, 2022. <https://doi.org/10.3390/s22134693>
- LI, S. et al. Status and Perspective of High-Energy Beam Surface Strengthening: High-Speed Steel. *Materials*, v. 15, n. 17, p. 6129, 2022. <https://doi.org/10.3390/ma15176129>
- LI, Yao et al. Optimization of a self-tuning force control system for the milling process using a dynamic enhanced genetic algorithm. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, p. 100100, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.cjme.2025.100100>
- LI, Yong et al. A grinding process method of solid end mills groove with segmented unequal helical angles by cutting edges offset and interference. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 102, p. 849–864, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.08.011>
- LIANG, X.; LIU, Z.; WANG, B. State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A review. *Measurement*, v. 132, p. 150–181, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.09.045>
- LIM, S. et al. Development of Preliminary Heat Treatment Guidelines for Additively Manufactured Alloy 718 Based on AMS Standards: A Microstructural Perspective. *Journal of Welding and Joining*, v. 43, n. 3, p. 231–241, 2025. <https://doi.org/10.5781/JWJ.2025.43.3.1>
- LIMA, F. de F. Estudo do desgaste de ferramentas de metal duro e cerâmicas no torneamento do Inconel® 751 e Inconel® 718. 2012.

- LIU, C. et al. Chip formation mechanism of Inconel 718: a review of models and approaches. Chinese Journal of Mechanical Engineering, v. 34, n. 1, p. 34, 2021. <https://doi.org/10.1186/s10033-021-00552-9>
- LIU, D.; LIU, Z.; WANG, B. Effect of cutting parameters on tool chipping mechanism and tool wear multi-patterns in face milling Inconel 718. Lubricants, v. 10, n. 9, p. 218, 2022. <https://doi.org/10.3390/lubricants10090218>
- LIU, J. et al. Properties and performance of TiAlSiN and AlCrN monolayer and multilayer coatings for turning Ti-6Al-4V. Coatings, v. 13, n. 7, p. 1229, 2023. <https://doi.org/10.3390/coatings13071229>
- LIU, Y.; LIU, Y.; YAO, Q. Relationship between tool wear and temperature in high-speed milling of Inconel 718. Case Studies in Thermal Engineering, p. 106710, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.csite.2025.106710>
- MACHADO, Á. R. et al. Teoria da usinagem dos materiais. [S.l.]: Editora Blucher, 2015.
- MACHADO, Á. R.; SILVA, M. B. da. Usinagem dos metais. Metal Cutting), Technical Notes, 9th version,[In Portuguese], 2004.
- MAHESH, K. et al. Machinability of Inconel 718: A critical review on the impact of cutting temperatures. Materials and Manufacturing Processes, v. 36, n. 7, p. 753–791, 2021. <https://doi.org/10.1080/10426914.2020.1843671>
- MARQUES, A. Torneamento de Inconel 718 com aplicação de lubrificantes sólidos. 2015.
- MATERIALS, Y. China Cemented Carbide Industry: A Three-Year Comparative Report (2023–2025). [S.l.]: YATECH Materials, 2026. Disponível em: <<https://www.yatechmaterials.com/en/cemented-carbide-industry/china-cemented-carbide-industry-a-three-year-comparative-report-2023-2025/>>.
- MATSUBARA, A.; IBARAKI, S. Monitoring and Control of Cutting Forces in Machining Processes: A Review. Received March, v. 20, 10 maio 2009.
- MATTOX, D. M. Handbook of physical vapor deposition (PVD) processing. [S.l.]: William Andrew, 2010. <https://doi.org/10.1016/B978-0-8155-2037-5.00008-3>
- MESHRAM, P.; PANDEY, B. D. Advanced review on extraction of nickel from primary and secondary sources. Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review, 2019. <https://doi.org/10.1080/08827508.2018.1514300>
- MITSUBISHI. MITSUBISHI Tooling Technology. [S.l: s.n.], 2006.

MITSUBISHI MATERIALS. Ferramentas de Corte 2023-2024. Disponível em: <<https://www.mmc-carbide.com/br/download/catalog-1>>. Acesso em: 12 ago. 2025.

MITSUBISHI MATERIALS CORPORATION. Technical Data Handbook: General Catalogue C007N. Tokyo, Japan: [s.n.]. Disponível em: <<https://www.uniquetooling.com/wp-content/uploads/2024/04/Mitsubishi-Technical-Data-handbook.pdf>>., 2014

MOHANAVELU, T. et al. Comparative Study on Thermal Behaviour, Tool Wear and Surface Roughness in Milling EN8 Steel for Sustainable Machining. *Materials*, v. 19, n. 5, p. 975, 2026. <https://doi.org/10.3390/ma19050975>

MONTAZERI, S. et al. Characterization and machining performance of a chipping resistant ultra-soft coating used for the machining of Inconel 718. *Wear*, v. 474, p. 203759, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203759>

MORDOR INTELLIGENCE. Metal Cutting Tools Market - Growth, Trends, and Forecasts (2025 - 2030). [S.l: s.n.]. Disponível em: <<https://www.mordorintelligence.com/industry-reports/metal-cutting-tools-market>>., 2024

MUHAMMED, M. et al. A comprehensive review of cathodic arc evaporation physical vapour deposition (CAE-PVD) coatings for enhanced tribological performance. *Coatings*, v. 14, n. 3, p. 246, 2024. <https://doi.org/10.3390/coatings14030246>

MUSTAFA, G.; LI, B.; ZHANG, S. Cutting condition effects on microstructure and mechanical characteristics of Ni-based superalloys—a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 130, n. 7, p. 3179–3209, 2024. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12910-z>

NING, J.; LIANG, S. Y. Predictive modeling of machining temperatures with force–temperature correlation using cutting mechanics and constitutive relation. *Materials*, v. 12, n. 2, p. 284, 2019. <https://doi.org/10.3390/ma12020284>

NOGUEIRA, C. de S. C. Das nanopartículas aos filmes finos produzidos na deposição de prata por laser pulsado. 2026.

OERLIKON BALZERS. Arc Evaporation. [S.l: s.n.]. Disponível em: <<https://www.oerlikon.com/balzers/us/en/portfolio/surface-technologies/pvd-based-processes/arc-evaporation/>>., 2025.

OERLIKON BALZERS. BALINIT Coatings for Cutting Tools. Disponível em: <<https://www.oerlikon.com/balzers/pt/pt/infopoint/downloads-e-documentos/#554164-1>>. Acesso em: 20 jan. 2025b.

OLIVEIRA, A. R. de F. Integridade superficial de Inconel 718 fresado com ferramenta de metal duro em diferentes condições de corte. 2021.

OLIVEIRA, A. R. F. et al. Effect of tool wear on the surface integrity of Inconel 718 in face milling with cemented carbide tools. *Wear*, v. 476, p. 203752, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203752>

OLIVEIRA, D. de. Efeito escala e integridade superficial no microfresamento da liga de níquel inconel 718. 2019.

OSG. Catálogo de Produtos Vol. II. Disponível em: <<https://osg.com.br/midia-e-download/catalogos/>>. Acesso em: 17 ago. 2025.

ÖZLÜ, B.; ULAŞ, H. B.; KARA, F. Investigation of the effects of cutting tool coatings and machining conditions on cutting force, specific energy consumption, surface roughness, cutting temperature, and tool wear in the milling of Ti6Al4V alloy. *Lubricants*, v. 13, n. 8, p. 363, 2025. <https://doi.org/10.3390/lubricants13080363>

PANJAN, P. et al. Surface topography of PVD hard coatings. *Coatings*, v. 11, n. 11, p. 1387, 2021. <https://doi.org/10.3390/coatings11111387>

PAPE, F. et al. Tribological Effects of Metalworking Fluids in Cutting Processes. *Lubricants*, v. 11, n. 5, p. 224, 2023. <https://doi.org/10.3390/lubricants11050224>

PATIL, S. et al. Optimization of surface roughness in milling of EN 24 steel with WC-Coated inserts using response surface methodology: analysis using surface integrity microstructural characterizations. *Frontiers in Materials*, v. 11, p. 1269608, 2024. <https://doi.org/10.3389/fmats.2024.1269608>

PAWADE, R. S.; JOSHI, S. S. Mechanism of chip formation in high-speed turning of Inconel 718. *Machining Science and Technology*, v. 15, n. 1, p. 132–152, 2011. <https://doi.org/10.1080/10910344.2011.557974>

PELAYO, G. U. et al. Surface roughness prediction with new barrel-shape mills considering runout: Modelling and validation. *Measurement*, v. 173, p. 108670, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.108670>

PEREIRA GUIMARAES, B. M. et al. Cutting temperature measurement and prediction in machining processes: comprehensive review and future perspectives. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 120, n. 5, p. 2849–2878, 2022. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08957-z>

PEREIRA, O. et al. Simulation of cryo-cooling to improve super alloys cutting tools. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, v. 9, n. 1, p. 73–82, 2022. <https://doi.org/10.1007/s40684-021-00313-y>

PEREIRA, R. B. D. et al. High-speed helical milling for hole-making of Inconel 718 with ceramic endmills. *Journal of Materials Research and Technology*, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2025.12.031>

- PÉREZ-SALINAS, C. et al. The relationship between the cutting-edge, tool wear, and chip formation during Inconel 718 dry cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 132, n. 11, p. 6001–6017, 2024. <https://doi.org/10.1007/s00170-024-13685-7>
- PIÓRKOWSKI, P. et al. Investigation of Cutting Tool Wear in the Milling Process of the Inconel 718 Alloy. *Advances in Science and Technology. Research Journal*, v. 18, n. 2, 2024. <https://doi.org/10.12913/22998624/182944>
- PIORKOWSKI, P.; BORKOWSKI, W.; SKOCZYNSKI, W. Comprehensive evaluation method for high-performance milling of Inconel 718 Alloy. *Applied Sciences*, v. 14, n. 19, p. 9023, 2024. <https://doi.org/10.3390/app14199023>
- POTTHOFF, N.; WIEDERKEHR, P. Fundamental investigations on wear evolution of machining Inconel 718. *Procedia CIRP*, v. 99, p. 171–176, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.03.024>
- PU, R. et al. Effect of Si content on microstructure, mechanical properties, and cutting performance of TiSiN/AlTiN dual-layer coating. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 88, p. 134–144, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.01.022>
- PUSAVEC, F. et al. Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 211, n. 4, p. 773–783, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.12.013>
- RADU, P.; SCHNAKOVSKY, C. A review of proposed models for cutting force prediction in milling parts with low rigidity. *Machines*, v. 12, n. 2, p. 140, 2024. <https://doi.org/10.3390/machines12020140>
- RAIHANUZZAMAN, R. M. et al. Powder refinement, consolidation and mechanical properties of cemented carbides—An overview. *Powder Technology*, v. 261, p. 1–13, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2014.04.024>
- RAVOTTI, D. A. S.; CORREAS, H. M.; LUIS, N. C. Last decade insights on cemented carbides: A review on alternative binders, new consolidation techniques and advanced characterization. *Eclética Química*, v. 49, 2024. <https://doi.org/10.26850/1678-4618.eq.v49.2024.e1529>
- RECH, J. et al. Prediction of residual stresses induced in turning – Influence of cutting tool geometry. *Manufacturing Letters*, v. 44, p. 643–650, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2025.06.075>
- ROY, S. et al. A brief review on machining of Inconel 718. *Materials today: proceedings*, v. 5, n. 9, p. 18664–18673, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.06.212>

SACCO, L. N. et al. Controlling the number of layers of Mo-grown CVD graphene through the catalyst thickness. *Diamond and Related Materials*, v. 154, p. 112195, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2025.112195>

SANDVIK COROMANT. Application Guide. Sandviken: [s.n.], 2011.

SANDVIK COROMANT. Manual Técnico de Usinagem. . São Paulo: [s.n.], 2017.

SANDVIK COROMANT. Modern metal cutting: a practical handbook. [S.l.]: Sandvik Coromant, 1994.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais. São Paulo: Artliber, v. 246, 2007.

SCHALK, N.; TKADLETZ, M.; MITTERER, C. Hard coatings for cutting applications: Physical vs. chemical vapor deposition and future challenges for the coatings community. *Surface and Coatings Technology*, v. 429, p. 127949, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2021.127949>

SCHULZE, P. et al. Investigation of milling tools for machining Inconel 718 parts produced by selective laser melting. *Procedia CIRP*, v. 118, p. 555–559, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2023.06.095>

SEBBE, N. P. V. et al. Experimental Study on the Performance in Milling Operations of Inconel® 718 With TiN/TiAlN-Coated Tools. *Journal of Tribology*, v. 147, n. 4, p. 044203, 2025. <https://doi.org/10.1115/1.4067658>

SEBBE, N. P. V. et al. Investigations on Tool Wear Behavior of TiAlVN and TiAlN/TiAlVN Coated Tools in the Milling Inconel 718. *Journal of Tribology*, v. 146, n. 12, p. 121402, 2024. <https://doi.org/10.1115/1.4065800>

SENTHIL KUMAR, S. et al. Performance and optimization of AlCrN-coated cermet tools in machining SS304 stainless steel. *Materials Research Express*, 2025. <https://doi.org/10.1088/2053-1591/adf491>

SHI, J.; GAO, Q. Study on milling surface quality of superalloy GH4145. *Industrial Lubrication and Tribology*, 16 jul. 2024. <https://doi.org/10.1108/ILT-03-2024-0080>

SIAHSARANI, A. et al. Surface integrity optimization in milling of aluminum 1100: effects of supercritical CO₂+ MQL and emulsion cooling with various milling strategies. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 137, n. 11, p. 6139–6152, 2025. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-15540-9>

SILVA, F. J. G. et al. Investigations on the Surface Integrity and Wear Mechanisms of TiAlYN-Coated Tools in Inconel 718 Milling Operations. *Materials*, v. 17, n. 2, p. 443, 2024. <https://doi.org/10.3390/ma17020443>

SILVEIRA, M. L. Avaliação da integridade superficial do aço ABNT H13 submetido à operação de fresamento frontal. 2021.

SINGH, A.; GHOSH, S.; ARAVINDAN, S. State of art for sustainable machining of nickel-based alloys using coated and uncoated tools and machining of high strength materials using surface modified cutting tools. *Tribology International*, v. 170, p. 107517, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.107517>

SINGH, B.; FISCHER, T.; MATHUR, S. Field-enhanced chemical vapor deposition: new perspectives for thin film growth. *Journal of Materials Chemistry A*, 2025. <https://doi.org/10.1039/D5TA01081K>

SLANÝ, M. et al. Dry Machining of Inconel 713LC: Surface Integrity and Force Response to Cutting Conditions. *Materials*, v. 18, n. 17, p. 3992, 2025. <https://doi.org/10.3390/ma18173992>

SMITH, D. L.; HOFFMAN, D. W. Thin-film deposition: principles and practice. . [S.l.]: American Institute of Physics., 1996. <https://doi.org/10.1063/1.2807590>

SOLER, D.; CHILDS, T. H. C.; ARRAZOLA, P. J. A note on interpreting tool temperature measurements from thermography. *Machining Science and Technology*, v. 19, n. 1, p. 174–181, 2015. <https://doi.org/10.1080/10910344.2014.991027>

SONG, X.; ZHANG, H. On the machinability evolution in asymmetric milling of TC25 Ti alloy aiming at high performance machining. *Materials*, v. 14, n. 23, p. 7306, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14237306>

SOUSA, V. F. C.; DA SILVA, F. J. G.; et al. Characteristics and wear mechanisms of TiAlN-based coatings for machining applications: A comprehensive review. *Metals*, v. 11, n. 2, p. 260, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11020260>

SOUSA, V. F. C.; SILVA, F. J. G.; ALEXANDRE, R.; et al. Study of the wear behaviour of TiAlSiN and TiAlN PVD coated tools on milling operations of pre-hardened tool steel. *Wear*, v. 476, p. 203695, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203695>

SOUSA, V. F. C.; SILVA, F. J. G.; LOPES, H.; et al. Wear behavior and machining performance of TiAlSiN-coated tools obtained by dc MS and HiPIMS: a comparative study. *Materials*, v. 14, n. 18, p. 5122, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14185122>

SOUSA, V. F. C.; SILVA, F. J. G. Recent advances on coated milling tool technology—A comprehensive review. *Coatings*, v. 10, n. 3, p. 235, 2020. <https://doi.org/10.3390/coatings10030235>

SOUZA, D. E. F. Efeito dos tratamentos térmicos e da severidade do entalhe na susceptibilidade à fragilização por hidrogênio do Inconel 718 avaliada pelo método de RSL. 2018.

SPECIAL METALS. INCONEL® alloy 718. . Huntington, WV, USA: Special Metals Corporation, 2007. Disponível em: <<https://www.specialmetals.com/>>.

SRC METALS CO., L. High-power Impulse Magnetron Sputtering (HIPIMS) . . [S.l: s.n.]. , 2015

STEMMER, C. E. Ferramentas de Corte I. 6a edição. Editora da Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 2005.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. Metal cutting theory and practice. [S.l.]: CRC press, 2018. <https://doi.org/10.1201/9781315373119>

SULTANA, N.; DHAR, N. R. A critical review on the progress of MQL in machining hardened steels. *Advances in Materials and Processing Technologies*, v. 8, n. 4, p. 3834–3858, 2022. <https://doi.org/10.1080/2374068X.2022.2036041>

ŠVEC, M. et al. Comparison of the structure, mechanical properties and effect of heat treatment on alloy Inconel 718 produced by conventional technology and by additive layer manufacturing. *Materials*, v. 16, n. 15, p. 5382, 2023. <https://doi.org/10.3390/ma16155382>

SYREYSHCHIKOVA, N. V. et al. A study on the machinability of steels and alloys to develop recommendations for setting tool performance characteristics and belt grinding modes. *Materials*, v. 13, n. 18, p. 3978, 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13183978>

SZABLEWSKI, P. et al. Comparative Assessment of Tool Wear and Surface Topography After Superfinish Turning of Inconel 718 with Carbide and Ceramic Inserts. *Applied Sciences*, v. 15, n. 8, p. 4265, 2025. <https://doi.org/10.3390/app15084265>

TAN, L. et al. Effects of tool wear on machined surface integrity during milling of Inconel 718. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 116, n. 7, p. 2497–2509, 2021. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07626-x>

TEIXEIRA, A. et al. CVD-coated tungsten carbide solutions for turning Inconel 718. *Procedia Structural Integrity*, v. 53, p. 352–366, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2024.01.042>

TELES, J. M. Torneamento de Ferro Fundido Nodular Ferritizado com Nióbio Utilizando Ferramentas de Metal Duro. 2007.

THE TRADITIONAL TOOLS GROUP INC. Tool Steels: A Brief History — Part 2: Introduction to high speed steel. [S.l: s.n.]. Disponível em: <https://tttg.org.au/articles/Tool_Steels_Brief_History_2>., 2024

TIAN, Y. et al. Multiscale models of CVD process: Review and prospective. *Materials*, v. 17, n. 20, p. 5131, 2024. <https://doi.org/10.3390/ma17205131>

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. Metal cutting. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2000. <https://doi.org/10.1016/B978-075067069-2/50007-3>

TRINITY FORGE & MACHINE. History of Forging. Disponível em: <<https://trinityforge.com/custom-forging/history-of-forging/>>. Acesso em: 3 ago. 2025.

UDDIN, G. M. et al. Comparative performance analysis of cemented carbide, TiN, TiAlN, and PCD coated inserts in dry machining of Al 2024 alloy. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 112, p. 1461–1481, 2021. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-06315-5>

U.S. GEOLOGICAL SURVEY. Tungsten. , Mineral Commodity Summaries. Reston, VA: [s.n.], 2024. Disponível em: <<https://pubs.usgs.gov/periodicals/mcs2024/mcs2024-tungsten.pdf>>.

VAVRUŠKA, P.; MALÝ, J.; NOVOTNY, A. Increasing Tool Life through Adjustment of Cutting Edge and Toolpath during Milling of Inconel 718. MM Science Journal, 2022. https://doi.org/10.17973/MMSJ.2022_12_2022154

VENTURI, A. Influência do ar comprimido resfriado no processo de fresamento do aço H13 endurecido com ferramentas barril e topo esférico. 2024. Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR), Curitiba, PR, Brasil, 2024. <https://doi.org/10.26678/ABCM.COBEP2023.COF23-0397>

VETTER, J. et al. Industrial application potential of high power impulse magnetron sputtering for wear and corrosion protection coatings. Journal of Applied Physics, v. 134, n. 16, 2023. <https://doi.org/10.1063/5.0159292>

VIPREY, F. et al. Effect of surface integrity on Inconel 718 thin part distortion during finish flank milling. Procedia CIRP, v. 123, p. 107–112, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2024.05.021>

WANG, Q. et al. A comparative study on tool life and wear of uncoated and coated cutting tools in turning of tungsten heavy alloys. Wear, v. 482, p. 203929, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203929>

WAYKEN RAPID MANUFACTURING. End Milling Process & Different Types of End Mills. Disponível em: <<https://waykenrm.com/blogs/end-milling/#Different-Categories-of-End-Mills>>. Acesso em: 14 ago. 2025.

XIN, T.; PEI, H.; SHUCAI, Y. Coating and micro-texture techniques for cutting tools. Journal of Materials Science, v. 57, n. 36, p. 17052–17104, 2022. <https://doi.org/10.1007/s10853-022-07704-9>

XU, J.; EL MANSORI, M. Advanced Coating Materials for Machining Processes. coatings. [S.l.]: MDPI., 2022. <https://doi.org/10.3390/coatings12070910>

YAQOOB, S. et al. Performance Evaluation of PVD and CVD Multilayer-Coated Tools in Machining High-Strength Steel. *Coatings* (2079-6412), v. 14, n. 7, 2024. <https://doi.org/10.3390/coatings14070865>

YEVDOKEYMOV, O. et al. Pareto analysis of machining factors significance when turning of Nickel-based superalloy Inconel 718. *Metals*, v. 13, n. 8, p. 1354, 2023. <https://doi.org/10.3390/met13081354>

YIN, Q. et al. Recent progress of machinability and surface integrity for mechanical machining Inconel 718: a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 109, n. 1, p. 215–245, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05665-4>

YU, H. et al. Research on chip flute design of variable pitch variable helix end milling cutter based on manufacturability. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 120, p. 478–492, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.04.055>

ZAHOOR, S. et al. Milling of Inconel 718: an experimental and integrated modeling approach for surface roughness. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 120, n. 3, p. 1609–1624, 2022. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08648-1>

ZAPP. Alloy 718 – UNS N 07718 | NiCr19Fe19Nb5Mo3 High Performance Alloys Data Sheet. Ratingen: [s.n.], jun. 2022.

ZHANG, C. et al. Effects of coating porosity, thickness and residual stress on stress and fatigue behavior of micro-arc oxidation coated aero Al alloys. *Journal of Materials Research and Technology*, v. 31, p. 4139–4152, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.07.067>

ZHANG, G. et al. The effect of chip formation on the cutting force and tool wear in high-speed milling Inconel 718. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 127, n. 1, p. 335–348, 2023. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11551-6>

ZHANG, J. et al. Temperature and stress influence on the tool wear mechanism of machining Zr-based bulk metallic glasses. *Wear*, v. 580–581, p. 206268, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2025.206268>

ZHANG, P. et al. Research on high speed machining mechanism and tool wear mechanism of nickel-based superalloy 718. *Vacuum*, v. 229, p. 113538, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2024.113538>

ZHANG, R. Y. et al. Evolution of Lattice Spacing of Gamma Double Prime Precipitates During Aging of Polycrystalline Ni-Base Superalloys: An In Situ Investigation. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 51, n. 2, p. 574–585, 2020. <https://doi.org/10.1007/s11661-019-05536-y>

ZHANG, W. et al. A novel assessment study of surface integrity for nickel-based superalloy milled by abrasive waterjet considering the abrasive embedding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 135, n. 3, p. 1603–1616, 2024. <https://doi.org/10.1007/s00170-024-14623-3>

ZHANG, X. et al. Progress in machining-induced residual stress and microstructural evolution of inhomogeneous materials and composites. *Advanced Composites and Hybrid Materials*, v. 6, n. 3, p. 122, 2023. <https://doi.org/10.1007/s42114-023-00698-1>

ZHAO, J. et al. Tool coating effects on cutting temperature during metal cutting processes: Comprehensive review and future research directions. *Mechanical Systems and Signal Processing*, v. 150, p. 107302, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2020.107302>

ZHENG, J.; ZHANG, Y.; QIAO, H. Milling Mechanism and Chattering Stability of Nickel-Based Superalloy Inconel 718. *Materials*, v. 16, n. 17, p. 5748, 2023. <https://doi.org/10.3390/ma16175748>