

LUCAS MELO QUEIROZ BARBOSA

**FRESAMENTO DE INCONEL® 718 COM DIFERENTES
ESTRATÉGIAS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2025

LUCAS MELO QUEIROZ BARBOSA

FRESAMENTO DE INCONEL® 718 COM DIFERENTES ESTRATÉGIAS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Coorientador: Prof. Dr. Paulo Sérgio Martins

Uberlândia – MG

2025

LUCAS MELO QUEIROZ BARBOSA

FRESAMENTO DE INCONEL® 718 COM DIFERENTES ESTRATÉGIAS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO

TESE aprovada pelo programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Linha de pesquisa: Usinagem

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues (USP)

Prof.^a Dr.^a Déborah de Oliveira (UNB)

Prof. Dr. Leonardo Rosa Ribeiro da Silva (UFU)

Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva (UFU)

Prof. Dr. Paulo Sérgio Martins – Coorientador (Stellantis/UNA-BH)

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado – Orientador (UFU/PUCPR)

UBERLÂNDIA– MG

2025

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

B238	Barbosa, Lucas Melo Queiroz, 1995-
2025	Fresamento de Inconel® 718 com diferentes estratégias de lubri-refrigeração [recurso eletrônico] / Lucas Melo Queiroz Barbosa. 2021.
	Orientador: Álisson Rocha Machado.
	Coorientador: Paulo Sérgio Martins.
	Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pósgraduação em Engenharia Mecânica.
	Modo de acesso: Internet.
	DOI http://doi.org/10.14393/ufu.te.2025.447
	Inclui bibliografia.
	1. Engenharia mecânica. I. Álisson Rocha Machado, 1956-, (Orient.). II. Paulo Sérgio Martins, 1976-, (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.posmecanica.ufu.com.br - secposmec@mecanica.ufu.br



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica			
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 400, PPGEM			
Data:	23 de julho de 2025	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento: [12:40]
Matrícula do Discente:	12123EMC006			
Nome do Discente:	Lucas Melo Queiroz Barbosa			
Título do Trabalho:	"FRESAMENTO DE INCONEL 718 COM DIFERENTES ESTRATÉGIAS DE LUBRIREFRIGERAÇÃO			
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação			
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)			
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Sistemas lubri-refrigerantes no fresamento do Inconel 718			

Reuniu-se por videoconferência a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues - USP; Profª Drª Déborah de Oliveira - UnB; Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva - UFU; Prof. Dr. Leonardo Rosa Ribeiro da Silva - UFU; Prof. Dr. Paulo Sergio Martins - UNA (coorientador) e Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - UFU/PUCPR, orientador do candidato.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Prof. 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 Doutor.

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

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



Documento assinado eletronicamente por **Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 23/07/2025, às 12:44, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Sérgio Martins, Usuário Externo**, em 23/07/2025, às 12:45, 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 **Déborah de Oliveira, Usuário Externo**, em 23/07/2025, às 12:45, 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 **Álisson Rocha Machado, Usuário Externo**, em 23/07/2025, às 12:45, 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 **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 23/07/2025, às 12:46, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alessandro Roger Rodrigues, Usuário Externo**, em 23/07/2025, às 12:46, 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 **6516866** e o código CRC **EE7DF93E**.

“A competitividade de um país não começa nas indústrias ou nos laboratórios de engenharia. Ela começa na sala de aula.”

Lee Iacocca

AGRADECIMENTOS

Agradeço minha família, sobretudo aos meus pais, Márcio Barbosa e Lísia de Melo Queiroz, por todo o apoio, ensinamentos e suporte oferecido durante toda a vida.

Agradeço o meu orientador Prof. Dr. Álisson Rocha Machado e ao coorientador Prof. Dr. Paulo Sérgio Martins, pela ajuda e disponibilidade ao responder dúvidas que surgiram ao longo deste trabalho. Agradeço também aos professores do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU-UFU): Prof. Dr. Éder da Silva Costa, Prof. Dr. Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva, Prof.^a Dra. Mayara Fernanda Pereira e Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva.

Agradeço aos outros alunos do LEPU: Pedro França, Gustavo Fernandes, Felipe Campos, Felipe Chagas, Matheus Carrara, Elhadji Cheikh, Thaise Alonso, Amanda Abrão, Jamille Martins, Ana Messias, Bruno Abrão, Júlia Abrão, Letícia Amaral, Igor Cesar, Josenilton Lopes; além do técnico Cláudio Gomes do Nascimento.

Agradeço a Villares Metal S.A., a qual forneceu o material usinado neste trabalho, Inconel® 718. Agradeço também a empresa Ceratizit a qual contribuiu pelo fornecimento do corpo de fresa e dos insertos e a Nipo-Tec Ferramentas Industriais pelo prolongamento da haste.

Agradeço as agências de fomento: CNPq, FAPEMIG e em especial o presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001, pelo suporte oferecido através de bolsas de pesquisa e financiamento.

Agradeço também a todos os outros professores, alunos e técnicos da Universidade Federal de Uberlândia, os quais contribuíram para a minha formação.

BARBOSA, L.M.Q. Fresamento de Inconel® 718 com diferentes estratégias de lubri-refrigeração. 2025. 184 p. Tese de doutorado. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, Brasil.

RESUMO

Superligas de níquel, como o Inconel® 718, são empregadas em setores onde o valor do produto é elevado (aeroespacial, nuclear e petroquímico) devido à alta resistência mecânica, corrosão, fadiga, fluênci a e estabilidade estrutural em condições extremas. Contudo, as propriedades dificultam a usinagem, devido à alta resistência ao cisalhamento dinâmico, mantida a elevadas temperaturas, baixa condutividade térmica, encruamento, possibilidade de formação de aresta postiça e presença de carbonetos duros, comprometendo a integridade superficial e reduzindo a vida da ferramenta. Diante desse cenário, a correta aplicação de técnicas de lubri-refrigeração é essencial para mitigar esses efeitos. O estudo investigou cinco métodos de lubri-refrigeração no fresamento do Inconel® 718 com ferramentas de metal duro: sem refrigeração (SR), ar comprimido (AC), mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL), tubo de vórtice (TV) e jorro. Foram testadas quatro condições de corte, variando a velocidade (30 m/min e 60 m/min) e o avanço por dente (0,1 mm/dente e 0,2 mm/dente). A pesquisa incluiu ensaios de temperatura, utilizando o método do termopar ferramenta-peça para medição na interface, além da análise de forças de corte, potência e energia específica de corte, rugosidade superficial (R_a , R_{Sm} e R_q), grau de recalque, morfologia do cavaco, vida da ferramenta e os mecanismos de desgaste. Os dados foram tratados estatisticamente por análise de variância (ANOVA) e teste de Tukey. O uso do jorro foi o método mais eficaz na redução das temperaturas, força de corte, potência de corte e aumentou a vida devido à boa capacidade lubri-refrigerante e a não presença de trincas de origem térmica. Já o SR apresentou as temperaturas mais elevadas, acarretando o maior desgaste da ferramenta, menor vida e em maiores forças de corte e potência específica de corte. Os métodos de resfriamento a ar (AC, MQL e TV) não apresentaram diferenças estatisticamente significativas na redução da temperatura, embora o TV tenha apresentado menor grau de recalque do cavaco. Os mecanismos de desgaste observados incluíram a adesão e abrasão na superfície de folga, e adesão na superfície de saída. Não foram observadas trinca de origem térmica em nenhum método de lubri-refrigeração, mas houve a presença de lascamentos e trincas de origem mecânica.

Palavras-chaves: Inconel® 718, fresamento de topo, sistemas lubri-refrigerantes, gerador de vórtice, MQL.

BARBOSA, L.M.Q. Milling of Inconel® 718 with different lubri-cooling strategies. 2025. 184 p. Doctoral thesis. Faculty of Mechanical Engineering. Federal University of Uberlandia. Uberlandia, MG - Brazil.

ABSTRACT

Nickel-based superalloys, such as Inconel® 718, are widely employed in critical sectors, including aerospace, nuclear, and petrochemical industries, due to their high mechanical strength, corrosion resistance, fatigue resistance, creep resistance, and structural stability under extreme conditions. However, these properties also make machining particularly challenging due to high dynamic shear strength, that is maintained at elevated temperatures, low thermal conductivity, work hardening, possibility of built-up edge (BUE) formation, and the presence of hard carbides, which compromise surface integrity and reduce tool life. Given this scenario, the proper application of lubrication and cooling techniques is essential to mitigate these effects. Thus, this study investigates five lubrication and cooling methods in the milling of Inconel® 718 with cemented carbide tools: dry cutting (DC), compressed air (CA), minimum quantity lubrication (MQL), vortex tube (VT), and flood cooling (FC). Four cutting conditions were tested, varying cutting speed and feed per tooth. The study included temperature measurements using the tool-workpiece thermocouple method to assess the interface temperature, as well as analyses of cutting forces, power consumption, and specific cutting energy. Additionally, surface roughness, chip compression degree, and chip morphology were examined. Tool life and wear mechanisms were also evaluated. The collected data were statistically analyzed using analysis of variance (ANOVA) and Tukey's test. Flood cooling proved to be the most effective method in reducing cutting temperatures, cutting forces, and power consumption, while also increasing tool life because of its good lubri-cooling effect and the absence of thermally induced cracks. In contrast, dry cutting resulted in the highest interface temperatures, leading to greater tool wear, reduced tool life, and increased cutting forces and specific cutting energy. The air-based cooling methods (CA, MQL, and VT) did not exhibit statistically significant differences in temperature reduction, although the VT method demonstrated a lower degree of chip compression. The observed wear mechanisms included adhesion and abrasion on the flank surface and adhesion wear on the rake face. No thermally induced cracks were observed under any lubrication and cooling condition; however, chipping and mechanically induced cracks were present.

Keywords: Inconel, end milling, lubri-cooling systems, vortex generator, MQL.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Processos de fabricação, adaptado de (Machado <i>et al.</i> ,2015).....	7
Figura 2.2 – Geometria do Corte e Componentes da Força de Corte no Fresamento de topo (Lima <i>et al.</i> ,2012)	9
Figura 2.3 – Zonas de cisalhamento e o fluxo de calor (Leonidas <i>et al.</i> ,2022).....	11
Figura 2.4 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça no torneamento de Inconel® 718, adaptado de (Fernandes <i>et al.</i> ,2024)	12
Figura 2.5 – Distribuição de temperatura na ferramenta de corte no torneamento de aço 1050 (Barzegar e Ozlu 2021).....	13
Figura 2.6 – a) Temperatura máxima em função da velocidade de corte na simulação do torneamento de aço 1050, com variação do ângulo de folga (α), b) variação do ângulo de folga e raio de curvatura da aresta, adaptado de (Barzegar e Ozlu 2021)	13
Figura 2.7 – Linha do tempo dos métodos de medição de temperatura em processos de usinagem, adaptado de Guimarães <i>et al.</i> ,(2022).....	14
Figura 2.8 – Medição de temperatura por termografia, a) da máxima temperatura do cavaco, adaptado de (Silva <i>et al.</i> ,2018), b) próximo a interface cavaco-ferramenta, adaptado de (Li <i>et al.</i> ,2022)	15
Figura 2.9 – a) Termopar implantado na peça, adaptado de (Le Coz e Dudzinski 2014); b) termopar inserido na ferramenta, adaptado de (Campidelli <i>et al.</i> ,2019)	16
Figura 2.10 – Esquema da medição de temperatura por termopar ferramenta-peça (França, 2021)	17
Figura 2.11 – Calibração por chama (França, 2021)	18
Figura 2.12 – Calibração por forno (adaptado de Fernandes <i>et al.</i> ,2023)	19
Figura 2.13 – Sistema de medição termopar ferramenta/peça: a) fixação e isolamento da peça e ferramenta b) detalhe da escova de grafite e da fresa, Adaptado de Lima (2017).....	20
Figura 2.14 – Distribuição na temperatura na ferramenta de corte, adaptado de Zhang <i>et</i> <i>al.</i> ,(2023).....	21
Figura 2.15 – Medição da temperatura por meio de métodos inversos, adaptado de Brito, Carvalho e Silva (2015)	22
Figura 2.16 – Métodos de lubri-refrigeração, adaptado de (Fernandes e Barbosa 2022).....	24
Figura 2.17 – Classificação dos fluido de corte, adaptado de (Diniz, Marcondes, e Coppini 2003; Gonçalves 2019)	25

Figura 2.18 – Instalação do tubo de calor no porta-ferramentas, adaptado de Chiou <i>et al.</i> ,(2003)	28
Figura 2.19 – Montagem dos tubos de calor na fresa, (Uhlmann <i>et al.</i> ,2017)	28
Figura 2.20 – Patente de (Meyers 1964)	29
Figura 2.21 – Ferramenta com micro canais para a passagem de nitrogênio líquido (LN ₂), a) micro canais, b) calço modificado, adaptado de (Rozzi <i>et al.</i> ,2011).....	30
Figura 2.22 – Ferramenta com galeria interna de refrigeração proposta por Ferri <i>et al.</i> ,(2014), adaptado.....	30
Figura 2.23 – FRI em circuito aberto (Fang e Obikawa 2020).....	31
Figura 2.24 – Esquema do porta-ferramenta utilizado por Ingraci Neto <i>et al.</i> ,(2016) (adaptado).	32
Figura 2.25 – Porta-ferramenta refrigerado internamente usado por (Isik 2016).....	32
Figura 2.26 – Modelo de refrigeração utilizado por Wu <i>et al.</i> ,(2018)	33
Figura 2.27 – a) Ferramenta, b) porta-ferramenta utilizado por (Barbosa 2021)	34
Figura 2.28 – Refrigeração na peça utilizado por Ahmed <i>et al.</i> ,(2023), adaptado.....	35
Figura 2.29 – Broca com refrigeração interna, adaptado de Oezkaya, Beer e Biermann (2016), b) Fresamento com canais internos para fresamento insertos intercambiáveis, adaptado de Peng <i>et al.</i> , (2021).....	36
Figura 2.30 – Representação do funcionamento do RHVT, adaptado de (Swain <i>et al.</i> ,2022).37	37
Figura 2.31 – a) Refrigeração do ar comprimido criogênico, b) bocais para a dispersão do ar comprimido, adaptado de (Sun <i>et al.</i> ,2010).....	40
Figura 2.32 Velocidade de fresamento para diferentes tipos de materiais, adaptado de (Fallböhmer <i>et al.</i> ,2000)	44
Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento experimental.....	47
Figura 3.2 – a) Ferramenta SDMT 120508ER-F50 CTCS245, b) dimensões da ferramenta (Ceratizit 2023)	49
Figura 3.3 – Corpo de fresa G490.32.R.03-12 e ferramentas montadas	50
Figura 3.4 – a) Aplicador de MQL Bielomatik B1-210, b) Emuge Franken Cold Air Nozzle (EMUGE-FRANKEN 2023)	51
Figura 3.5 – Posicionamento dos bicos de AC, MQL, TV e jorro	51
Figura 3.6 – Esquemas dos componentes e juntas do termopar ferramenta-peça	56
Figura 3.7 – Diagrama de juntas e materiais do termopar ferramenta-peça	56
Figura 3.8 – Posicionamento das juntas para a calibração do forno.....	58
Figura 3.9 – Calibração do termopar ferramenta peça	59

Figura 3.10 – Fixação da peça no Dinamômetro Kistler 9265B	60
Figura 3.11 – Medição de rugosidade	63
Figura 3.12 – a) Microscópio ferramenteiro Olympus SZ6, b) suporte para a medição do desgaste, c) medição do desgaste.....	65
Figura 4.1 – Exemplo de curva de temperatura em função do tempo para AC com velocidade de corte 60 m/min e avanço de 0,2 mm por dente	68
Figura 4.2 – Resultados da temperatura média da interface cavaco-ferramenta, obtida pelo método do termopar ferramenta-peça	69
Figura 4.3 – Resultados das 20 % maiores temperaturas obtidas pelo método do termopar ferramenta-peça	69
Figura 4.4 – Exemplo de medição de força para MQL com velocidade 30 m/min e avanço de 0,2 mm/dente	76
Figura 4.5 – Resultados para força na componente F_x	77
Figura 4.6 – Resultados para força na componente F_y	78
Figura 4.7 – Resultados para força na componente F_z	78
Figura 4.8 – Resultados para força resultante.....	79
Figura 4.9 – Resultados da potência de corte	85
Figura 4.10 – Resultados da energia específica de corte	85
Figura 4.11 – Resultados da rugosidade R_a	91
Figura 4.12 – Resultados da rugosidade RS_m	91
Figura 4.13 – Resultados da rugosidade R_q	92
Figura 4.14 – Resultados para o grau de recalque do cavaco.....	99
Figura 4.15 – Formato dos cavacos com ampliação de 0,67 vezes	104
Figura 4.16 – Formato dos cavacos com ampliação de 2 vezes	105
Figura 4.17 – Formato dos cavacos com ampliação de 4,5 vezes	106
Figura 4.18 – Vistas de diferentes superfícies de um cavaco de Inconel® 718	106
Figura 4.19 – Evolução do desgaste para o primeiro teste $v_c = 30$ m/min e $f_z = 0,10$ mm/dente	107
Figura 4.20 – Resultados da vida das ferramentas	108
Figura 4.21 – MEV da superfície de folga secundária com ampliação de 150 vezes	116
Figura 4.22 – MEV da superfície de saída com ampliação de 150 vezes	117
Figura 4.23 – Regiões analisadas por EDS nas condições de SR e MQL, com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,2 mm/dente.	118

LISTAS DE TABELAS

Tabela 2.1 – Composição química e densidade das ligas de Inconel, (Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.; Machado 1999).....	41
Tabela 3.1 – Composição química da liga Inconel® VAT718A (% em massa) (Oliveira <i>et al.</i> ,2021).....	48
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga Inconel® VAT718A envelhecida (Oliveira 2021)	48
Tabela 3.3 – Condições de corte de outros autores	52
Tabela 3.4 – Parâmetros dos ensaios	53
Tabela 3.5 – Parâmetros estatísticos nos testes	54
Tabela 3.6 – Número de níveis por fatores.....	54
Tabela 3.7 – Valor da potência em vazio	61
Tabela 4.1 – Análise de variância para a temperatura média da interface cavaco-ferramenta, obtida pelo método do termopar ferramenta-peça	70
Tabela 4.2 – Análise de variância para as 20 % maiores temperaturas obtidas pelo método do termopar ferramenta-peça	70
Tabela 4.3 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração para temperaturas médias da interface cavaco-ferramenta obtidas pelo método do termopar ferramenta-peça	71
Tabela 4.4 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração para as 20 % maiores temperaturas por meio de termopar ferramenta-peça	72
Tabela 4.5 – Teste de Tukey para velocidade de corte para temperaturas médias por meio de termopar ferramenta-peça	73
Tabela 4.6 – Teste de Tukey para velocidade de corte para as 20 % maiores temperaturas por meio de termopar ferramenta-peça	73
Tabela 4.7 – Teste de Tukey para avanço por dente para temperaturas médias por meio de termopar ferramenta-peça	74
Tabela 4.8 – Teste de Tukey para avanço por meio para as 20 % maiores temperaturas por meio de termopar ferramenta-peça	74
Tabela 4.9 – Análise de variância para a F_x	79
Tabela 4.10 – Análise de variância para a F_y	79
Tabela 4.11 – Análise de variância para a F_z	80
Tabela 4.12 – Análise de variância para a F_r	80
Tabela 4.13 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na F_y	82

Tabela 4.14 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na F_z	82
Tabela 4.15 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na F_r	82
Tabela 4.16 – Teste de Tukey para velocidade na F_y	83
Tabela 4.17 – Teste de Tukey para velocidade na F_z	83
Tabela 4.18 – Teste de Tukey para velocidade na F_r	83
Tabela 4.19 – Teste de Tukey para avanço na F_x	84
Tabela 4.20 – Teste de Tukey para avanço na F_y	84
Tabela 4.21 – Teste de Tukey para avanço na F_r	84
Tabela 4.22 – Análise de variância para a potência de corte.....	86
Tabela 4.23 – Análise de variância para energia específica de corte	86
Tabela 4.24 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na potência de corte	87
Tabela 4.25 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na energia específica de corte	87
Tabela 4.26 – Teste de Tukey para velocidade de corte na potência de corte.....	88
Tabela 4.27 – Teste de Tukey para avanço na potência de corte	89
Tabela 4.28 – Teste de Tukey para avanço por dente na energia específica de corte	89
Tabela 4.29 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na potência de corte	89
Tabela 4.30 – Teste de Tukey para desgaste da ferramenta na energia específica de corte.....	90
Tabela 4.31 – Análise de variância para rugosidade R_a	92
Tabela 4.32 – Análise de variância para rugosidade RS_m	93
Tabela 4.33 – Análise de variância para Rugosidade R_q	93
Tabela 4.34 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na rugosidade R_a	93
Tabela 4.35 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na rugosidade RS_m	94
Tabela 4.36 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na rugosidade R_q	94
Tabela 4.37 – Teste de Tukey para velocidade de corte na rugosidade R_a	96
Tabela 4.38 – Teste de Tukey para avanço na rugosidade R_a	97
Tabela 4.39 – Teste de Tukey para avanço na rugosidade RS_m	97
Tabela 4.40 – Teste de Tukey para avanço na rugosidade R_q	97
Tabela 4.41 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na rugosidade R_a	97
Tabela 4.42 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na rugosidade RS_m	98
Tabela 4.43 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na rugosidade R_q	98
Tabela 4.44 – Análise de variância para o grau de recalque do cavaco	100
Tabela 4.45 – Teste de Tukey para a lubri-refrigeração no grau de recalque do cavaco	100
Tabela 4.46 – Teste de Tukey para velocidade de corte no grau de recalque do cavaco	101
Tabela 4.47 – Análise de variância para vida da ferramenta.....	109

Tabela 4.48 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na vida da ferramenta.....	110
Tabela 4.49 – Teste de Tukey para velocidade de corte na vida da ferramenta.....	112
Tabela 4.50 - Elementos e porcentagens em peso encontradas por EDS na condição de SR, com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,2 mm/dente	118
Tabela 4.51 – Elementos e porcentagens em peso encontradas por EDS na condição de MQL, com velocidade de corte de 30 m/min e avanço de 0,2 mm/dente.	119
Tabela 7.1 - Resultados da média das temperaturas por termopar ferramenta-peça	151
Tabela 7.2 - Resultados dos picos das temperaturas por termopar ferramenta-peça.....	152
Tabela 7.3 – Resultados da componente F_x da força.....	153
Tabela 7.4 – Resultados da componente F_y da força.....	154
Tabela 7.5 – Resultados da componente F_z da força	155
Tabela 7.6 – Resultados da força de resultante	156
Tabela 7.7 – Resultados da potência de corte.....	157
Tabela 7.8 – Resultados energia específica de corte	158
Tabela 7.9 – Resultados da rugosidade superficial R_a	159
Tabela 7.10 – Resultados da rugosidade superficial RS_m	160
Tabela 7.11 – Resultados da rugosidade superficial R_q	161
Tabela 7.12 – Resultados do grau de recalque	162
Tabela 7.13 – Resultados da vida da ferramenta	163

LISTAS DE SÍMBOLOS

A	Área da seção transversal de corte (mm^2)
a_e	Profundidade de corte radial (mm)
a_p	Profundidade de corte axial (mm)
$\cos(\theta)$	Fator de potência
D	Diâmetro (mm)
f	Avanço (mm/rev)
h	Espessura de corte (mm)
h'	Espessura do cavaco (mm)
f_c	Avanço de corte (mm/rev)
F_x	Força na direção X (largura de corte) (N)
F_y	Força na direção Y (avanço da mesa) (N)
F_z	Força na direção Z (profundidade de corte) (N)
F_r	Força resultante (N)
f_z	Avanço por dente (mm/dente)
i	Indicador de contagem
I	Corrente por fase (A)
L	Comprimento usinado (mm)
n	Rotação (rpm)
P_c	Potência de corte (W)
P_m	Potência medida (W)
P_v	Potência em vazio (W)
R_c	Grau de recalque
T	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
$t(A)$	Espessura do cavaco em função da área da seção do cavaco (mm)
T_c	Tempo de corte (min)
u_c	Energia específica de corte (J/mm^3)
U_J	Diferença de potencial na junta (mV)
U_T	Diferença de potencial total (mV)
$VB_{B\max}$	Desgaste de flanco máximo (mm)

v_c	Velocidade de corte (m/min)
V_f	Velocidade de avanço (mm/min)
VRM	Volume de material removido (mm^3)
z	Número de dentes
η	Rendimento do motor

LISTAS DE ABREVIACÕES

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AC	Ar comprimido
ACR	Ar comprimido refrigerado
ANOVA	Análise de variância
APC	Aresta postiça de corte
CAD	Desenho assistido por computador (<i>computer aided design</i>)
CBN	Nitreto cúbico de boro
CNC	Comando numérico computadorizado
DF	Desgaste da ferramenta
EDS	Espectroscopia de raios X por energia dispersiva (<i>Energy Dispersive X-Ray Detector</i>)
FRI	Ferramenta refrigerada internamente
G.L.	Graus de liberdade
LEPU	Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
LN ₂	Nitrogênio líquido
LR	Lubri-refrigeração
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
MQLC	Mínima quantidade de lubrificante criogênico
NFMQL	Mínima quantidade de lubrificante com nanofluidos
OsA	Óleo sobre Água
PCBN	Nitreto Cúbico de Boro Policristalino
Q.M.	Quadrados médios
scCO ₂	Dióxido de carbono supercrítico
S.Q.	Soma dos quadrados
SR	Sem refrigeração
TV	Tubo de vórtice
UFU	Universidade Federal de Uberlândia

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	xx
CAPÍTULO I	1
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. OBJETIVO GERAL.....	3
1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	4
1.3. ESTRUTURA DO TRABALHO	4
CAPÍTULO II.....	6
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	6
2.1. USINAGEM	6
2.2. TEMPERATURA NA USINAGEM	10
2.3. MÉTODOS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO.....	23
2.4. LIGAS DE NÍQUEL	40
CAPÍTULO III	47
3. METODOLOGIA	47
3.1. MATERIAL UTILIZADO	48
3.2. FERRAMENTA E PORTA-FERRAMENTAS	48
3.3. SISTEMAS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO.....	50
3.4. PARÂMETROS DE CORTE E ANÁLISE ESTATÍSTICA	52
3.5. EQUIPAMENTOS E TÉCNICAS UTILIZADOS	54
CAPÍTULO IV	67
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	67
4.1. TEMPERATURA PELO MÉTODO DO TERMOPAR FERRAMENTA- PEÇA	67
4.2. FORÇAS NA USINAGEM	75
4.3. POTÊNCIA E ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE.....	84
4.4. RUGOSIDADE SUPERFICIAL	90

4.5. GRAU DE RECALQUE E MORFOLOGIA DO CAVACO	98
4.6. VIDA DA FERRAMENTA	107
4.7. MECANISMO DE DESGASTE DA FERRAMENTA	113
CAPÍTULO V	121
5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	121
5.1. PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS.....	123
CAPÍTULO VI.....	125
6. REFERÊNCIAS	125
CAPÍTULO VII.....	151
7. APÊNDICE I – RESULTADOS.....	151

CAPÍTULO I

1. INTRODUÇÃO

Superligas de níquel, como o Inconel® 718, são amplamente empregadas em setores críticos, como na indústria aeroespacial, nuclear e petroquímica, devido a suas propriedades excepcionais, incluindo alta resistência mecânica a temperaturas elevadas, corrosão e oxidação, além de estabilidade estrutural em condições extremas (Gdula, Mrówka-Nowotnik, e Nowotnik 2025; Liu, Liu, e Wang 2022). Estas ligas também apresentam excelente resistência à tração, fadiga e fluência, tornando-as ideais para componentes sujeitos a ambientes severos, como turbinas, motores a jato e reatores (de Carvalho *et al.*, 2023; Pedroso *et al.*, 2024).

No entanto, essas mesmas qualidades tornam o processo de usinagem um grande desafio, devido à sua alta resistência térmica, tendência ao encruamento e presença de carbonetos duros. Essas propriedades aceleram o desgaste das ferramentas e elevam as temperaturas no corte, exigindo técnicas avançadas de lubri-refrigeração e otimização dos parâmetros para melhorar a eficiência e a durabilidade das ferramentas (Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.; Machado 1999; Fang e Obikawa, 2020).

O aumento da temperatura na interface entre a ferramenta e a peça acelera o desgaste da ferramenta, impactando negativamente a vida da ferramenta. Temperaturas elevadas intensificam mecanismos como abrasão, adesão e difusão de partículas, o que contribui para a degradação acelerada da ferramenta (Gupta *et al.*, 2023; List, Sutter, e Bouthiche, 2012). Estudos indicam que a velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia no aumento da temperatura nessa interface, devido à maior energia gerada durante o processo (Abukhshim, Mativenga, e Sheikh, 2006; Guimarães *et al.*, 2022). Além disso, parâmetros como avanço, profundidade de corte e penetração de trabalho também exercem um papel significativo no aquecimento da ferramenta, podendo ultrapassar os 1200 °C na interface ferramenta-peça na usinagem de Inconel® 718 (Bartolomeis, Stephen T. Newman, *et al.*, 2021; Fernandes *et al.*, 2024).

A medição da temperatura exata na interface ferramenta-peça é um grande desafio para a usinagem, fato que se agrava devido à natureza intermitente do fresamento, além disso fatores como velocidade de corte, aresta postiça de corte e avanço e a geração do cavaco atrapalham

as medições (Da Silva *et al.* 2018). Existem diversos métodos para acessar as temperaturas durante o corte, tais como: termopar ferramenta-peça (França *et al.*, 2021; Kaminise *et al.*, 2014), termografia (Barbosa *et al.*, 2023; Guimarães *et al.*, 2023), termopar implantado (Le Coz *et al.*, 2012; Silva *et al.*, 2024), além de estimativas por simulação numérica (Karaguzel e Budak 2018; Pedroso *et al.*, 2024), entre outros (Lo Casto *et al.*, 1994; Komanduri e Hou; 2001).

A fim de aumentar a vida da ferramenta diversos métodos são utilizados para refrigerar e/ou lubrificar a zona de corte, sendo o jorro o método mais utilizado. Apesar de ampla utilização, em algumas condição o jorro pode ser prejudicial, como causar trincas térmicas nas ferramentas de corte em processos intermitentes como o fresamento (Liew e Ding 2008), ou ser contraindicado, como na usinagem de aços endurecidos, no qual as temperaturas elevadas de corte reduzem a resistência do material de forma eficaz, facilitando a formação do cavaco (Bonfá *et al.*, 2019), além disso os fluidos de corte podem apresentar problemas nos três pilares do tripé da sustentabilidade: ambiental, econômico e social (Barbosa *et al.*, 2023; Ching *et al.*, 2022).

Mediante aos problemas dos fluidos de corte aplicados em abundância, outros diversos métodos de lubri-refrigeração são utilizados e estudos a fim de melhorar a usinabilidade, como: mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL) (Gao *et al.*, 2024; Roy *et al.*, 2018), criogenia (Okafor e Jasra 2019; Pereira *et al.*, 2020), fluidos de corte sustentáveis (Gan *et al.*, 2024; Luo *et al.*, 2024), ar comprimido e ar comprimido refrigerado (Achar *et al.*, 2019; Ali, Azmi, e Khalil 2018), tubos de calor, (Chiou *et al.*, 2003, 2007), ferramentas com refrigeração interna (Fernandes *et al.*, 2023; Pires França *et al.*, 2021), além de texturização da ferramenta, visando melhorar o sistema tribológico das interfaces cavaco-ferramenta-peça (Mishra, Ghosh e Aravindan 2018; Nagpal *et al.*, 2022)

Segundo De Bartolomeis *et al.*, (2021), são diversos os mecanismos de desgastes predominantes na usinagem de Inconel® 718, os quais dependem do tipo de ferramenta utilizada. Ferramentas de metal duro sem revestimento apresentam principalmente o mecanismo de desgaste abrasivo, ferramentas de metal duro com revestimento e ferramentas de Nitreto cúbico de boro (CBN) apresentam principalmente os mecanismos de desgaste adesivo e abrasivo, e ferramentas de cerâmica apresentam principalmente os mecanismos de desgaste difusivo, abrasivo e deformação plástica. O mecanismo de desgaste adesivo pode ser ampliado em casos que ocorre aresta postiça de corte (APC), o qual é um fenômeno cíclico que ocorre pela adesão e desprendimento contínuo de material da peça à ferramenta, sendo comum na usinagem de

materiais como Inconel® 718 devido à alta pressão e temperatura no corte, o que eleva o desgaste e piora a rugosidade da peça (Bilgin 2015; Khan *et al.*, 2012; Zhu, Zhang, e Ding 2013).

Fernandes *et al.*,(2024) compararam três métodos de lubri-refrigeração no processo de torneamento do Inconel® 718: usinagem a seco, usinagem com líquido refrigerante e ferramenta com refrigeração interna (FRI), além de dois níveis de revestimento da ferramenta e de velocidade de corte. Ao comparar a temperatura na interface determinada pelo método do termopar ferramenta-peça, foi constado que ao utilizar revestimento de TiAlN, as menores temperaturas foram com as FRI, seguido por jorro; enquanto ao utilizar revestimentos de AlCrN as menores temperaturas foram observadas quando utilizando jorro, seguido por FRI, com usinagem sem refrigeração apresentando as maiores temperaturas. Já Fernandes *et al.*,(2024), descobriram que a temperatura de corte aumentou no torneamento de Inconel® 718 conforme o aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, além disso o uso de revestimento de TiN reduziu a temperatura em comparação a usinagem sem revestimento.

Embora existam muitos estudos da aplicação de diferentes sistemas de lubri-refrigeração na usinagem das superligas de níquel, grande parte deles é no torneamento. Investigações no processo de fresamento são mais escassas. Portanto, com o aumento da demanda por estratégias de usinagem eficientes e sustentáveis, é essencial compreender os mecanismos de desgaste e o impacto das técnicas de lubri-refrigeração no fresamento de superligas para otimizar processos industriais. Apesar dos avanços na literatura, ainda há lacunas quanto à interação entre diferentes métodos de resfriamento e os mecanismos de degradação da ferramenta sob condições severas de usinagem. Nesse contexto, esta pesquisa se justifica pela necessidade de aprofundar a análise dos efeitos de diferentes técnicas de lubri-refrigeração, incluindo usinagem a seco sem refrigeração (SR), jorro, mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL) e aplicação de ar comprimido (AC) e tubo de vórtice (TV) no fresamento do Inconel® 718. Assim, serão analisados aspectos como temperatura de corte, forças de corte, vida das ferramentas, rugosidade superficial e consumo de energia no processo, contribuindo para a seleção de estratégias que maximizem a eficiência do fresamento, reduzam custos operacionais e minimizem impactos ambientais.

1.1. OBJETIVO GERAL

Esta tese tem como objetivo geral investigar o uso de diferentes métodos de lubri-refrigeração no fresamento da superliga de níquel Inconel® 718, com fresa de insertos

intercambiáveis de metal duro revestidas por dupla camada de TiN-TiB₂, considerando as principais variáveis dependentes de saída do processo. Serão analisadas as seguintes estratégias: usinagem a seco sem refrigeração (SR), mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL), aplicação de ar comprimido (AC) e ar comprimido refrigerado através de tubo de vórtice (TV) e jorro.

1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Desenvolver um sistema para atender os dois sistemas de refrigeração de ar comprimido convencional e refrigerado por tubo de vórtice na máquina fresadora CNC e caracterizar todos os sistemas de lubri-refrigeração que serão estudados, quanto pressão, vazão e capacidade lubri-refrigeração;
- Desenvolver o método de medição de temperatura por termopar ferramenta-peça no fresamento e aferir a temperatura durante o processo;
- Realizar ensaios de vida da ferramenta no fresamento de topo do Inconel® 718®, utilizando os diversos sistemas lubri-refrigerantes e analisar os mecanismos de desgastes dos insertos. O estudo considerará quatro condições de corte distintas, combinando dois níveis de velocidade de corte e dois níveis de avanço por dente;
- Investigar a morfologia e o grau de recalque do cavaco para cada condição de corte testada.
- Analisar as componentes da força de usinagem, potência e energia específica de corte no fresamento de topo do Inconel® 718® sob diferentes estratégias de lubri-refrigeração.
- Aplicar métodos de análise estatística (ANOVA e teste de Tukey) aos resultados obtidos, com o objetivo de verificar a significância das variáveis analisadas e validar as conclusões experimentais.

1.3. ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta tese está organizada em sete capítulos, conforme descrito a seguir:

- Capítulo I – Introdução: apresenta o contexto do estudo, os objetivos gerais e específicos, bem como a justificativa e a relevância da pesquisa.
- Capítulo II – Revisão Bibliográfica: discute os principais conceitos, teorias e estudos relacionados ao tema, fornecendo o embasamento teórico para o desenvolvimento da pesquisa.
- Capítulo III – Metodologia: descreve detalhadamente os métodos empregados na condução dos experimentos, incluindo os materiais, equipamentos e procedimentos utilizados.
- Capítulo IV – Análise e Discussão dos Resultados: apresenta os dados obtidos nos experimentos, analisando-os à luz da literatura e discutindo suas implicações.
- Capítulo V – Conclusões e Perspectivas Futuras: sintetiza as principais descobertas da pesquisa, destacando suas contribuições e sugerindo direções para trabalhos futuros.
- Capítulo VI – Referências Bibliográficas: reúne todas as fontes citadas ao longo da tese, seguindo as normas acadêmicas estabelecidas.
- Capítulo VII – Apêndices: contém tabelas detalhadas com os resultados obtidos, bem como informações complementares relevantes para a compreensão do estudo.

CAPÍTULO II

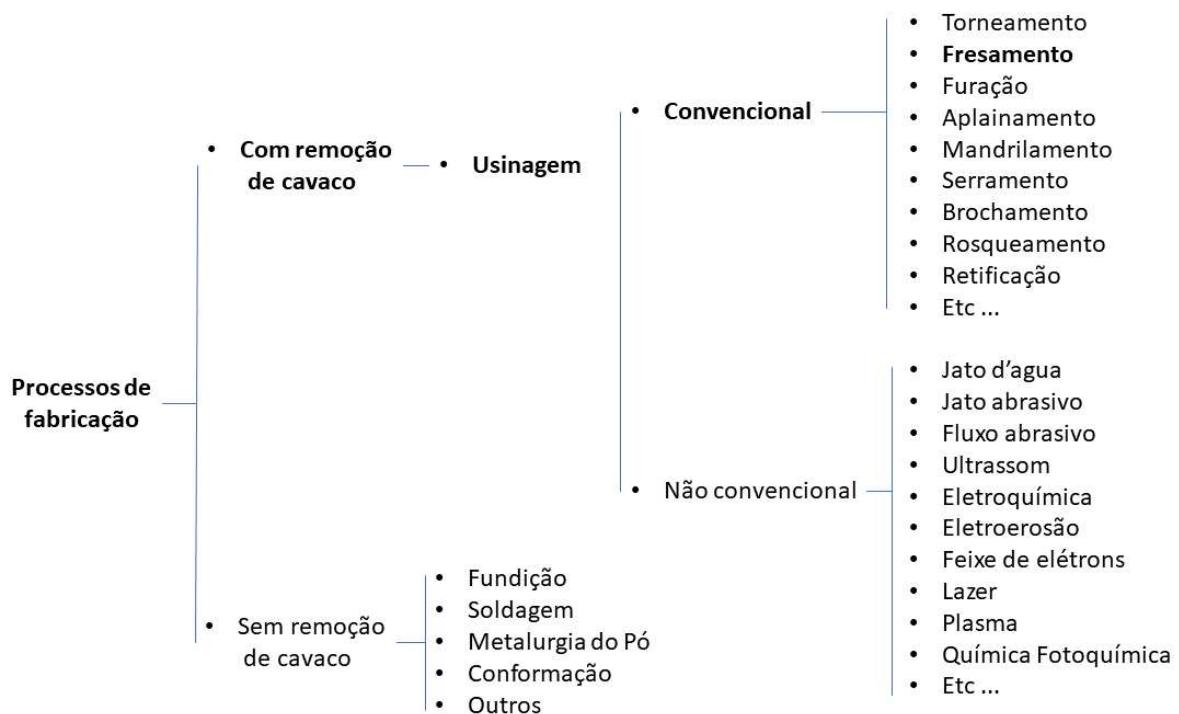
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica abrangente, abordando os principais conceitos teóricos e temas relevantes para o desenvolvimento deste trabalho. Inicialmente, serão introduzidos os conceitos de usinagem e fresamento, seguidos por uma análise da temperatura na usinagem e dos métodos de medição térmica. Em seguida, serão discutidos os diferentes métodos de lubri-refrigeração. Por fim, será apresentado o material utilizado no estudo, a superliga de níquel Inconel® 718. Esses fundamentos fornecerão a base necessária para a compreensão da metodologia e dos resultados abordados nos capítulos subsequentes.

2.1. USINAGEM

A fabricação de produtos pode ser realizada por diversos métodos, cuja escolha depende de fatores como material da peça, nível de precisão, finalidade do produto, escala de produção, flexibilidade, normas técnicas e custo. Os processos de fabricação podem ser divididos em processos com remoção de cavaco, se referindo a usinagem, e sem remoção de material, se destacando a fundição, soldagem, conformação, metalurgia do pó e manufatura aditiva (Machado *et al.*, 2015), conforme a Figura 2.1.

Figura 2.1 – Processos de fabricação, adaptado de (Machado *et al.*, 2015)



A usinagem é um processo de fabricação que envolve a remoção de material, conhecido como cavaco, para dar forma a uma peça ou componente. É amplamente utilizado em uma variedade de indústrias, incluindo automotiva, aeroespacial e máquinas. A usinagem pode ser realizada em uma variedade de materiais, incluindo metais, como aço, ferro fundido, alumínio, cobre, superligas de níquel; além de materiais não metálicos como plásticos, compósitos, rochas, madeira e biomateriais (Shih *et al.*, 2018).

Existem duas subdivisões principais para a usinagem: a convencional, na qual a ferramenta de corte possui sua geometria definida, abrangendo processos como torneamento, fresamento, furação, rosqueamento e geometria não definida, como retificação, brunimento, lapidação e polimento; e a usinagem não convencional, na qual a remoção de material ocorre sem o uso convencional de energia mecânica, incluindo métodos como jato d'água, laser, ultrassom ou eletroquímica (Gamage e DeSilva 2015).

A precisão representa uma das principais vantagens da usinagem, uma vez que as peças produzidas por meio desse processo tendem a apresentar tolerâncias e acabamento superficial superiores em comparação com as obtidas por outros métodos de fabricação, tais como fundição e conformação. O processo de usinagem pode ser aplicado tanto para a remoção total de

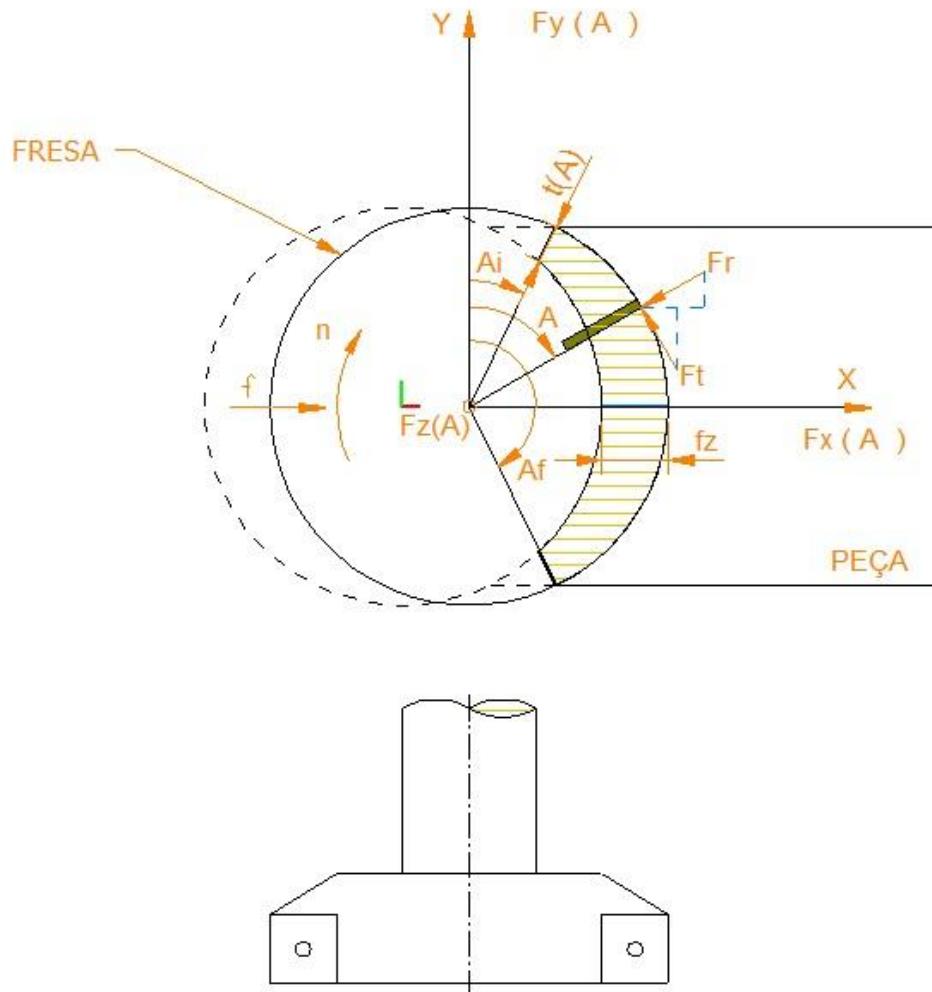
material de um tarugo bruto, quanto em conjunto com outros processos de fabricação, como, por exemplo, após a conformação ou soldagem (Chang 2023; Cserteg, Kovács e Vánčza 2023).

2.1.1. FRESAMENTO

O fresamento é um processo de usinagem que utiliza uma ferramenta chamada fresa, cujas arestas cortantes estão distribuídas simetricamente ao redor de um eixo. O corte ocorre devido à rotação da fresa combinada com o movimento de avanço da mesa da máquina. Diferentemente de outros processos de usinagem, o fresamento é caracterizado por um corte intermitente, gerando cavacos de espessura variável (FAVERO FILHO, 2018). Este processo desempenha um papel integral na fabricação de componentes industriais de alta complexidade e precisão permitindo corte com três ou mais graus de liberdade (ZHU *et al.*, 2022).

A Figura 2.2 ilustra as forças envolvidas e a espessura do cavaco no fresamento de topo. A espessura do cavaco depende da cinemática entre a angulação da ferramenta e o avanço da mesa. No início do corte, o cavaco apresenta menor espessura e cresce até atingir o máximo, caracterizando o fresamento discordante. Após essa fase, a espessura do cavaco diminui progressivamente, dando origem ao fresamento concordante. O tempo em que a ferramenta retira cavaco da peça é denominado tempo ativo, enquanto a ferramenta não retira material é denominado tempo passivo, no qual a ferramenta de corte retorna a posição inicial (Lima, Araujo e Silveira 2012).

Figura 2.2 – Geometria do Corte e Componentes da Força de Corte no Fresamento de topo
(Lima *et al.*, 2012)



Entre as principais variáveis do processo está a velocidade de corte (v_c), a qual é obtida pela relação entre a rotação e o diâmetro da fresa, equação 2.1. Sendo que este parâmetro tem a maior influência na temperatura de corte e na vida da ferramenta (Kantharaj *et al.*, 2021). O avanço por dente (f_z), possui influência direta a rugosidade da peça, piorando o acabamento superficial (Chaieb *et al.*, 2020), por outro lado aumenta a velocidade de avanço, equação 2.2 e reduz o tempo de corte (T_c), equação 2.3. Há ainda equações relevantes como volume de material removido (VMR), equação 2.4, e espessura do cavaco $t(A)$ em função da posição, equação 2.5.

$$V_c = \frac{\pi * D_1 * n}{1000} \quad (2.1)$$

$$V_f = f_z * z * n \quad (2.2)$$

$$T_c = \frac{L}{V_f} \quad (2.3)$$

$$VMR = L * a_p * a_e \quad (2.4)$$

$$t(A) = f_z \cdot \text{sen}(A) \quad (2.5)$$

Onde:

- D_i (mm) = Diâmetro da Ferramenta
- V_c = Velocidade de corte
- V_f (mm/min) = Velocidade de avanço da mesa
- z = Número de Insertos
- n (min^{-1}) = Rotação do Eixo Principal
- f_z (mm/dente) = Avanço por Dente
- a_p = Profundidade de corte
- a_e = Largura do corte
- L = Comprimento usinado
- T_c = Tempo de corte
- $t(A)$ = Espessura do cavaco em função da área da seção do cavaco

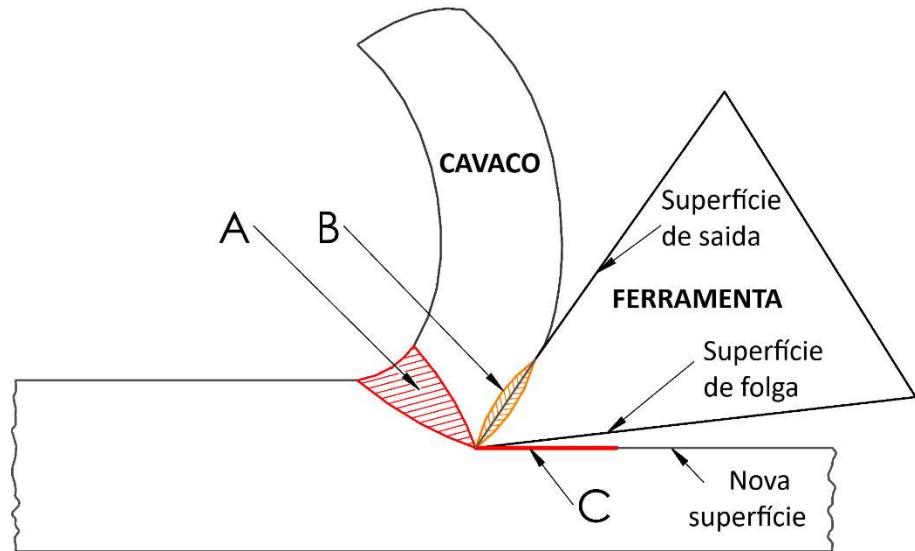
2.2. TEMPERATURA NA USINAGEM

Durante os processos de usinagem, mais de 90% da energia mecânica fornecida pelo motor elétrico da máquina-ferramenta é convertida em calor, principalmente devido à deformação plástica do material, atrito na interface cavaco-ferramenta e na interface ferramenta-peça. Esse fenômeno pode elevar a temperatura da ferramenta de corte chegando a ultrapassar os 1200°C, especialmente quando se trabalha com aços endurecidos e superligas de níquel (Barbosa *et al.*, 2023; Guimarães *et al.*, 2022).

O calor é gerado predominantemente em três áreas distintas durante o processo, denominadas: a zona de cisalhamento primária (região A), a zona de cisalhamento secundária (região B) e a interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, também identificada

como zona de cisalhamento terciária (região C), como ilustrado na Figura 2.3 (Guimarães *et al.*, 2022; Trent e Wright, 2000).

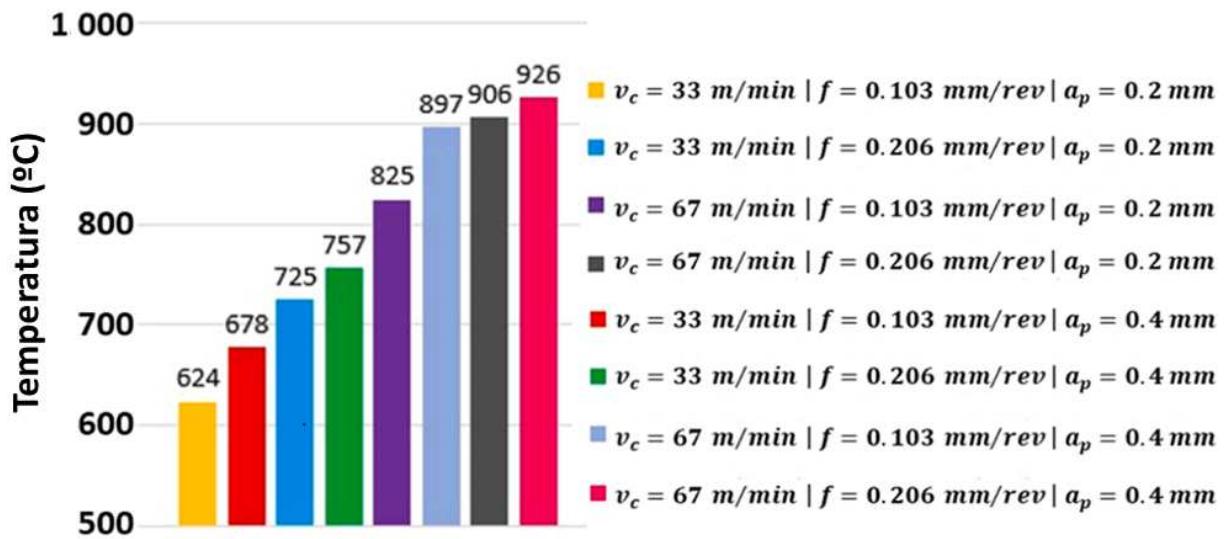
Figura 2.3 – Zonas de cisalhamento e o fluxo de calor (Leonidas *et al.*, 2022)



De acordo com Leonidas *et al.*, (2022), a zona de cisalhamento primário é responsável pelo aumento da temperatura e pela formação da região do cavaco, com uma influência menor na ferramenta de corte. Com uma ferramenta com baixo desgaste, o maior ponto de contato da ferramenta com o material ocorre na zona de cisalhamento secundária, sendo esta a principal responsável pela elevação da temperatura na ferramenta. No entanto, à medida que o desgaste do flanco aumenta, a área de contato entre a superfície de folga e a ferramenta se amplia, elevando ainda mais a temperatura e impactando a rugosidade da peça.

Diversos estudos apontam que a velocidade de corte é o maior responsável pelo aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça. Por exemplo de Fernandes *et al.*, (2024) comparou diversos parâmetros de corte no torneamento de Inconel® 718, Figura 2.4. A velocidade de corte foi o fator mais influente, seguido pelo avanço de corte e pela profundidade de corte.

Figura 2.4 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça no torneamento de Inconel® 718, adaptado de (Fernandes *et al.*, 2024)



Em outros trabalhos, como o de Barzegar e Ozlu (2021), os quais estudaram a distribuição de temperatura na ferramenta no torneamento de aço 1050 por simulação numérica, a maior temperatura ocorreu na superfície de saída próxima a ponta da ferramenta, com redução conforme o afastamento da zona de corte, como mostrado na Figura 2.5. Além disso foram estudadas as variáveis mais importantes, se destacando a velocidade de corte, a qual a temperatura cresce conforme o aumento de velocidade, Figura 2.6a. Outros fatores também foram relevantes, como a redução da temperatura conforme o aumento do ângulo de folga e maior temperatura com aumento do raio de arredondamento da aresta, Figura 2.6b.

Figura 2.5 – Distribuição de temperatura na ferramenta de corte no torneamento de aço 1050 (Barzegar e Ozlu 2021)

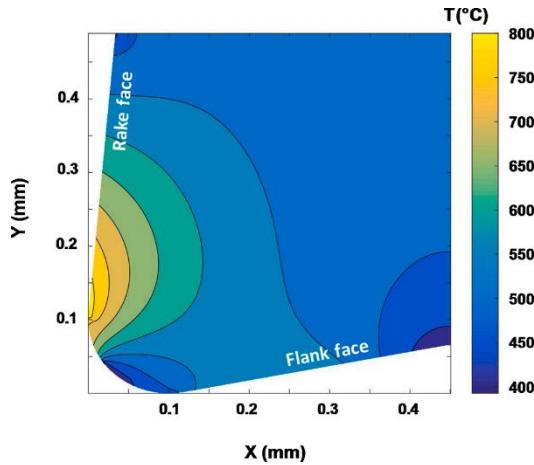
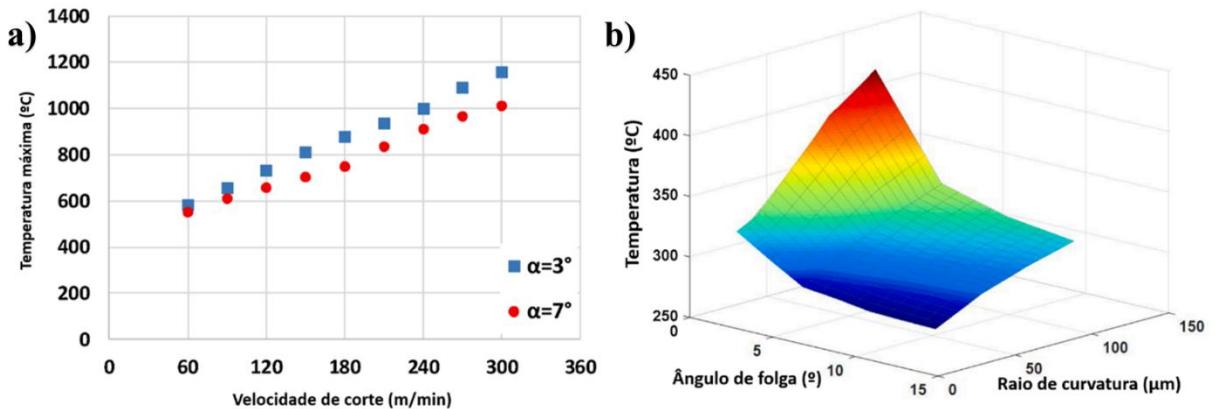


Figura 2.6 – a) Temperatura máxima em função da velocidade de corte na simulação do torneamento de aço 1050, com variação do ângulo de folga (α), b) variação do ângulo de folga e raio de curvatura da aresta, adaptado de (Barzegar e Ozlu 2021)

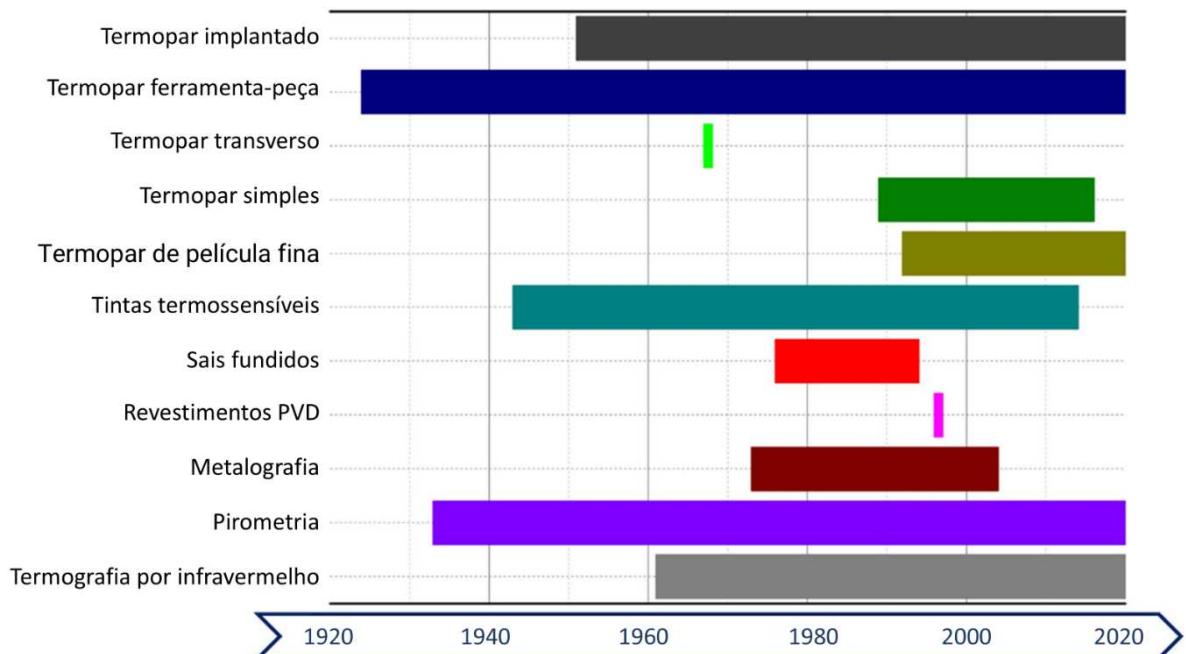


2.1.1. MÉTODOS PARA MEDIÇÃO DE TEMPERATURA

Devido à complexidade do processo, a medição exata da temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça é um grande desafio na usinagem, que é ainda mais agravada pela natureza intermitente do fresamento. Além disso, fatores como velocidade de corte, aresta postiça de corte, avanço e a geração do cavaco dificultam as medições. Contudo, experimentos foram desenvolvidos no passado para lidar com essa questão (Mahesh *et al.*, 2021; Da Silva *et al.*, 2018). De acordo com Guimarães *et al.*, (2022), diversos métodos foram empregados ao

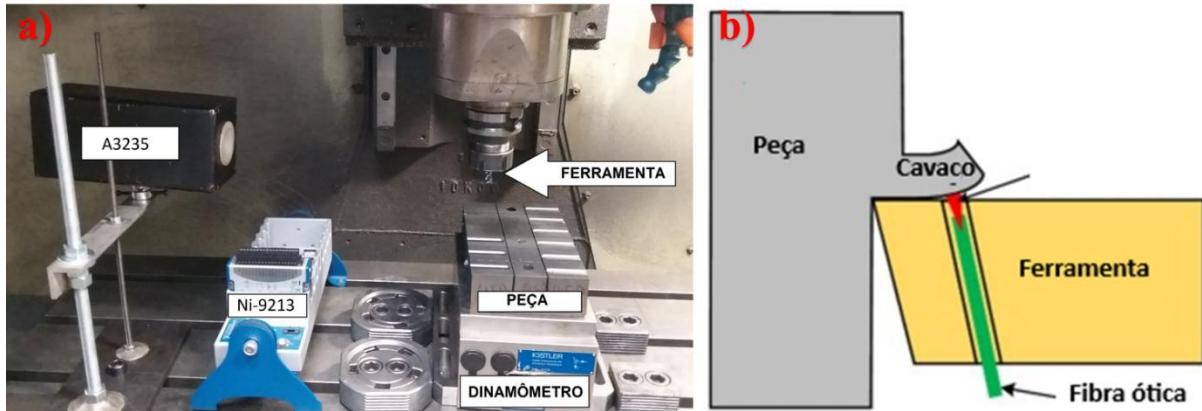
longo dos anos para a medição da temperatura na ferramenta de corte e na peça, sendo os principais reunidos na Figura 2.7.

Figura 2.7 – Linha do tempo dos métodos de medição de temperatura em processos de usinagem, adaptado de Guimarães *et al.*,(2022)



A termografia e pirometria são técnicas utilizadas para a medição de temperatura por meio de detecção e registro da radiação infravermelha emitida por um objeto. São técnicas não invasivas e sem contato, que permitem a análise térmica de componentes ou superfícies em diversas aplicações, entre elas a usinagem, mas tem como desvantagem a dificuldade em obter a temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça na medição e ao aplicar fluido de corte em abundância (De Bartolomeis *et al.*,2021). Diversos trabalhos utilizam a termografia para a medição da temperatura, Silva *et al.*,(2018) utilizaram a termografia para aferir a temperatura na superfície externa do cavaco no fresamento de ferro fundido, no qual foi observado a temperatura máxima nos quadros do vídeo, Figura 2.8a. Li *et al.*,(2022) alojaram um cabo de fibra ótica no interior ferramenta de corte a fim de aferir a temperatura próxima da interface cavaco-ferramenta por pirometria, no torneamento de Ti-6Al-4V, Figura 2.8b.

Figura 2.8 – Medição de temperatura por termografia, a) da máxima temperatura do cavaco, adaptado de (Silva *et al.*, 2018), b) próximo a interface cavaco-ferramenta, adaptado de (Li *et al.*, 2022)



O Efeito Seebeck é um fenômeno termoelétrico no qual uma diferença de temperatura entre dois condutores ou semicondutores distintos gera uma diferença de potencial elétrico. Esse efeito é utilizado na usinagem para medir a temperatura por meio de termopares soldados implantados ou ferramenta-peça (França *et al.*, 2022). Ele é nomeado em homenagem ao físico alemão Thomas Johann Seebeck, que o descobriu em 1821. Quando dois materiais dissimilares unidos são aquecidos, ocorre uma transferência de elétrons entre os materiais, estabelecendo um fluxo de corrente. O coeficiente Seebeck (B) descreve a relação entre a diferença de tensão gerada e a diferença de temperatura entre as duas junções em um termopar, equação 2.5. Já a equação 2.6, mostra a curva de calibração de um termopar, o qual a leitura acontece pela diferença de potencial (U).

$$S = U/\Delta T \quad (2.5)$$

$$\Delta T = S * U + B \quad (2.6)$$

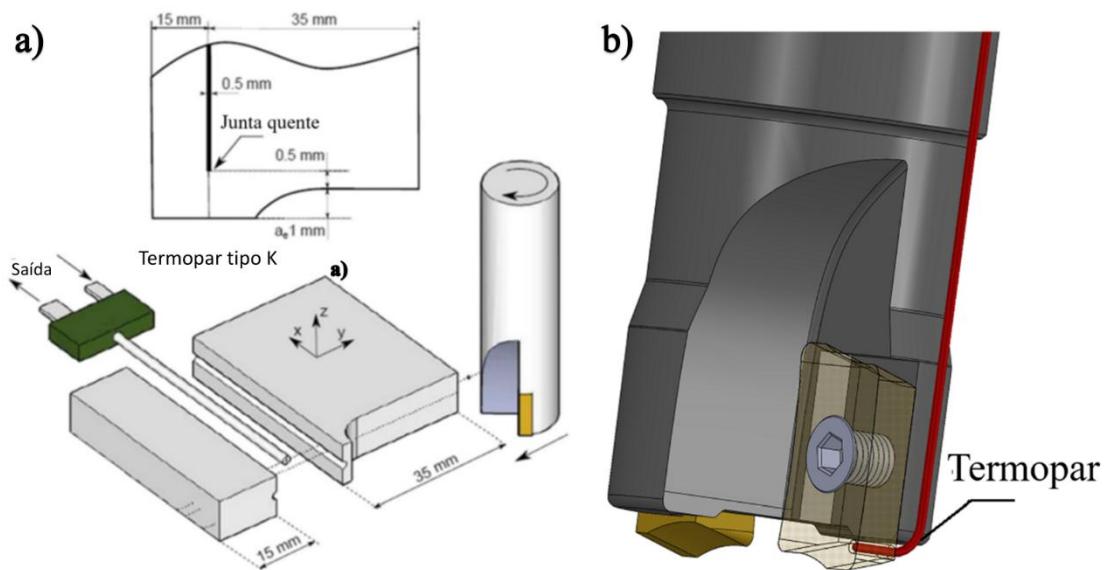
Onde:

- ΔT ($^{\circ}\text{C}$) = diferença de temperatura
- S ($^{\circ}\text{C}/\text{V}$) = coeficiente de Seebeck
- U (V) = tensão.
- B = ajuste linear da curva de calibração

Os termopares implantados e inseridos envolvem a inserção de um termopar dentro da peça de trabalho ou da ferramenta de corte. Este método fornece uma medição direta da temperatura dentro da peça ou da ferramenta, na extremidade do termopar, mostrando a temperatura em pontos específicos. No entanto, este método é invasivo e pode não ser adequado para todas as aplicações, devido à redução da resistência mecânica da ferramenta, no caso de medição em pontos desta. Bagherzadeh *et al.*, (2022) utilizaram termopar inserido na peça a fim de comparar a temperatura próximo a zona de corte em diferentes técnicas de lubri-refrigeração em ligas Inconel® produzidas por diferentes tipos de manufatura aditiva. Entre os resultados, a criogenia apresentou as menores temperaturas. Coz e Dudzinski (2014) utilizaram termopar implantado no interior da peça a fim de medir a temperatura próximo a interface ferramenta-peça, Figura 2.9a, no fresamento de Inconel® 718,

Campidelli *et al.*, (2019) criou um sistema de telemetria no qual mede a temperatura por meio de um termopar inserido na ferramenta de corte no processo de fresamento de aço endurecido ABNT D2, Figura 2.9b, e transmitir os dados para um computador por meio de Bluetooth, a fim de evitar as dificuldades do uso de cabos em um sistema com ferramenta rotativa. Ao alterar a velocidade de corte, foi verificado que a temperatura de corte subiu de forma diretamente proporcional.

Figura 2.9 – a) Termopar implantado na peça, adaptado de (Le Coz e Dudzinski 2014); b) termopar inserido na ferramenta, adaptado de (Campidelli *et al.*, 2019)



O termopar ferramenta-peça é um método no qual o próprio contato entre ferramenta e a peça de trabalho atuam como os dois condutores distintos em um termopar. A diferença de

temperatura entre a junta quente (interface cavaco-ferramenta-peça) e uma junta fria gera uma tensão que pode ser medida e usada para calcular a temperatura da junta quente. Este método é não invasivo e pode ser usado em uma ampla gama de aplicações, mas necessita de calibração própria para cada sistema e do correto isolamento do sistema (Kaminise *et al.*, 2014).

França (2021) utilizou-se de termopar-ferramenta peça para aferir a temperatura no torneamento de ferro fundido cinzento, a Figura 2.10 mostra o aparato experimental e as juntas de compensação, as quais são necessárias para a transmissão da diferença de potencial entre a junta do termopar ferramenta-peça, para o sistema de aquisição de sinal. A Figura 2.11 mostra o método de calibração utilizado, neste caso feita com o sistema montado no torno, com a elevação da temperatura por meio de maçarico do tipo oxiacetileno.

Figura 2.10 – Esquema da medição de temperatura por termopar ferramenta-peça (França, 2021)

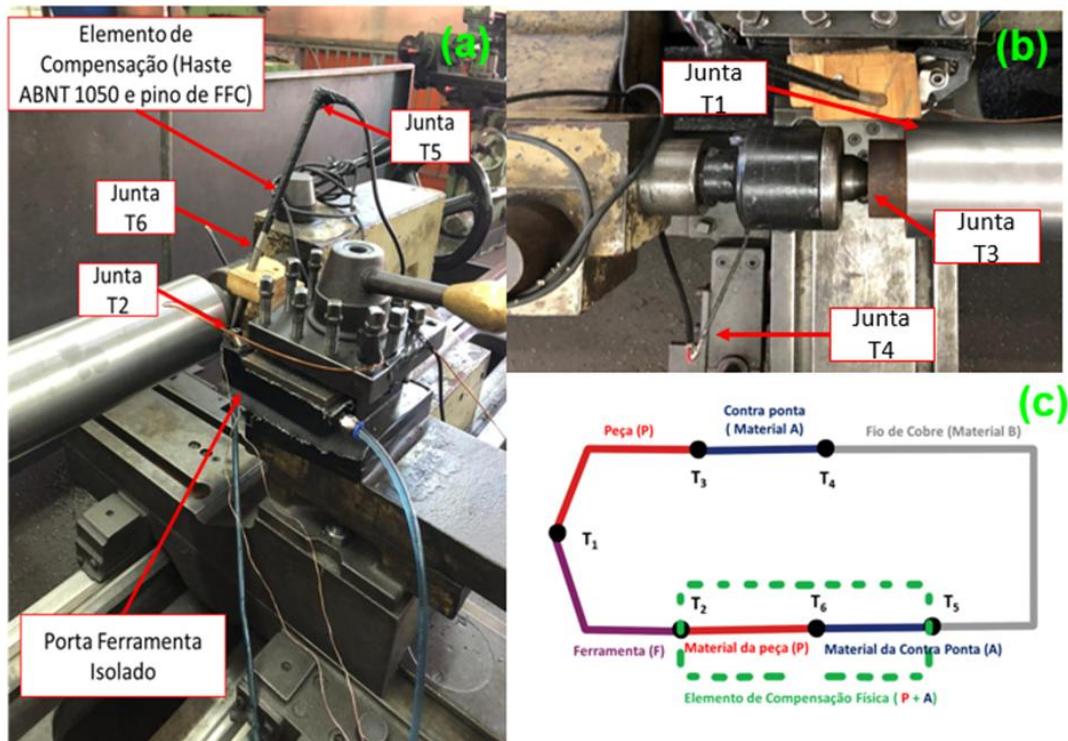
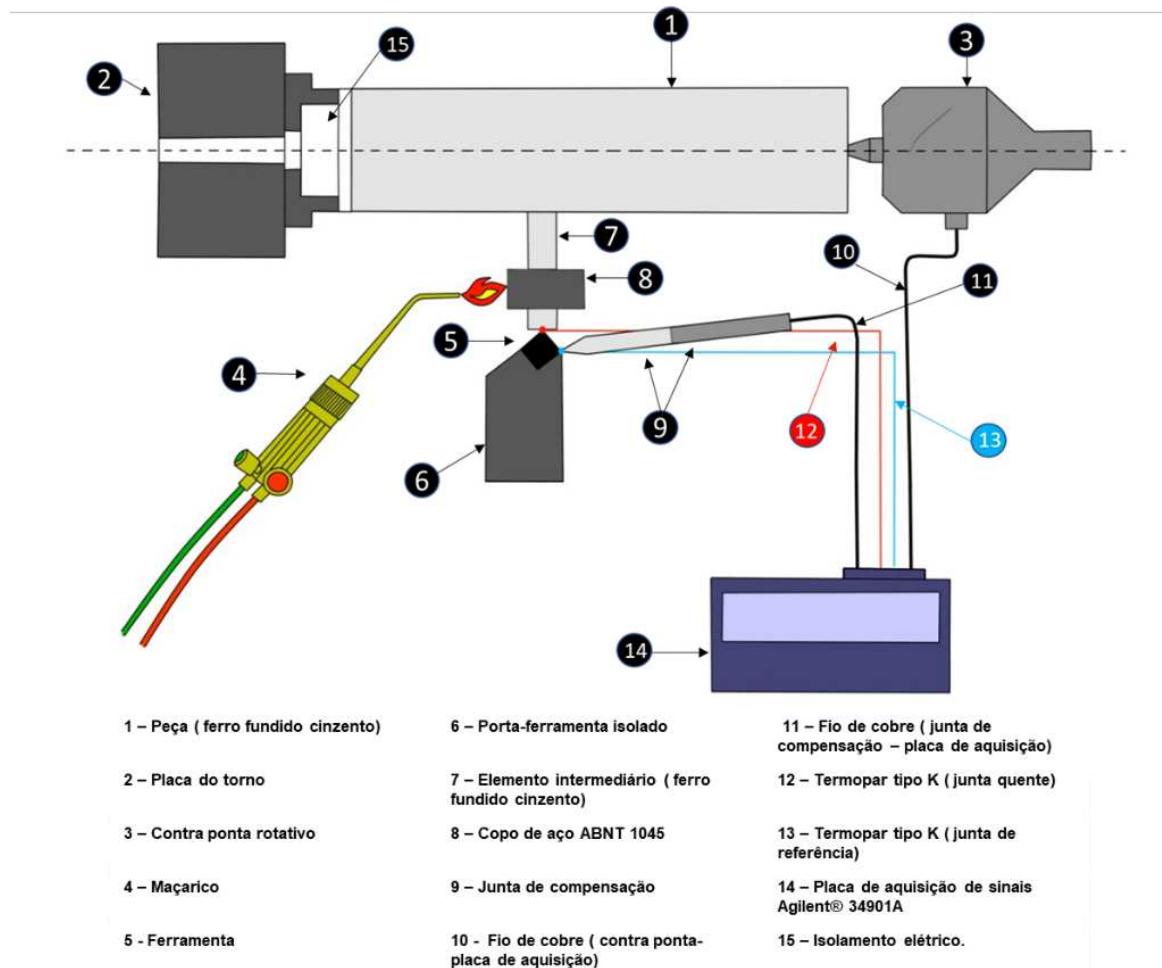
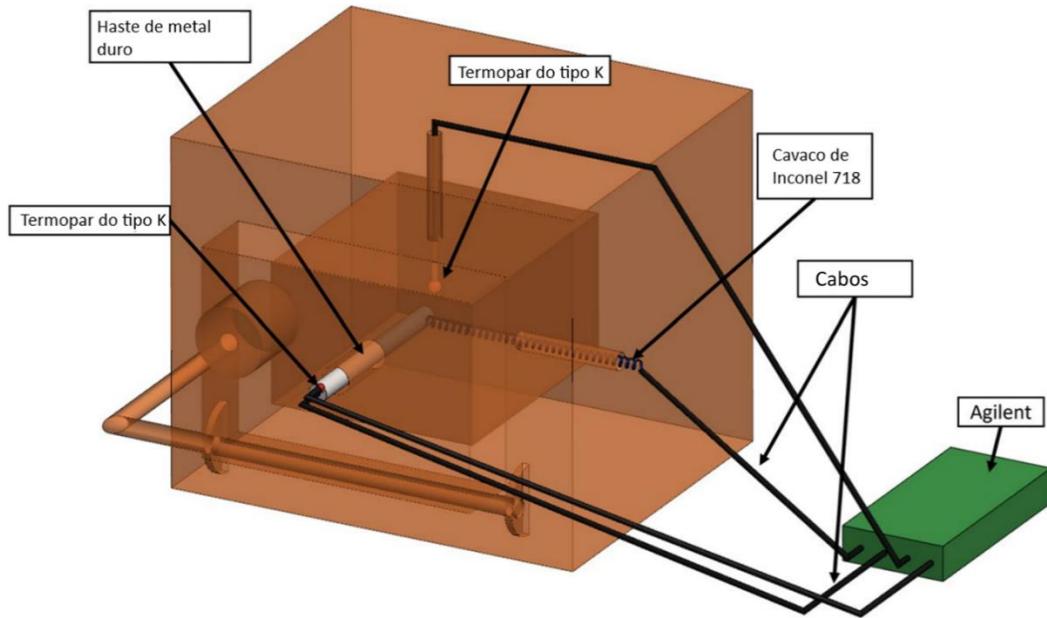


Figura 2.11 – Calibração por chama (França, 2021)



Fernandes *et al.*,(2023) também utilizaram o método do termopar ferramenta-peça no torneamento, com sistema parecido com França (2021) mas em Inconel® 718, com a calibração através de forno, Figura 2.12. Diferente do método por chama, a calibração por forno é feita com montagem externa ao torno, e levantamento da curva de temperatura em função da diferença de potencial feita no interior de um ambiente controlado, evitando a ocorrência de fatores externos, como a influência de outras juntas e a diminuição da oxidação.

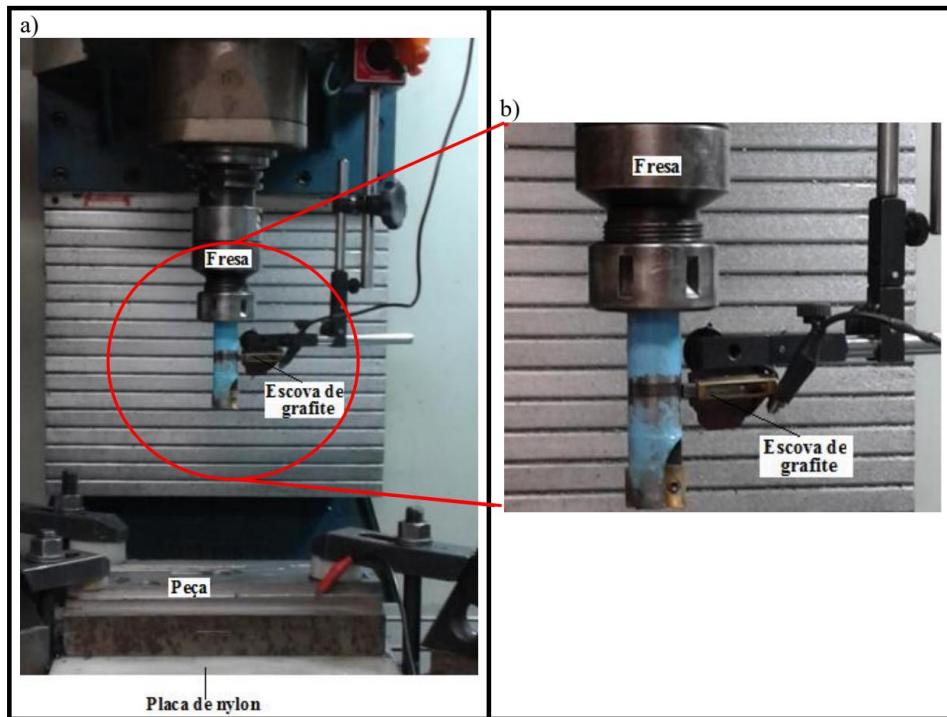
Figura 2.12 – Calibração por forno (adaptado de Fernandes *et al.*, 2023)



Ao analisar diferentes materiais na junta entre a peça e a fiação, Santos *et al.*, (2013) buscaram alternativas ao uso do sistema complexo com mercúrio na aplicação de termopares ferramenta-peça durante o torneamento do alumínio AA-6263. Os autores destacaram que a junta de bronze apresentou o melhor desempenho, evidenciado por uma maior resposta termoelétrica, resultado atribuído à sua elevada condutividade elétrica e à boa conformidade mecânica com a superfície da ferramenta. O alumínio também demonstrou desempenho satisfatório, com resposta adequada. Em contrapartida, a junta de grafite mostrou baixa sensibilidade térmica, o que se deve à sua natureza semicondutora e à menor capacidade de estabelecer um contato elétrico estável com a ferramenta.

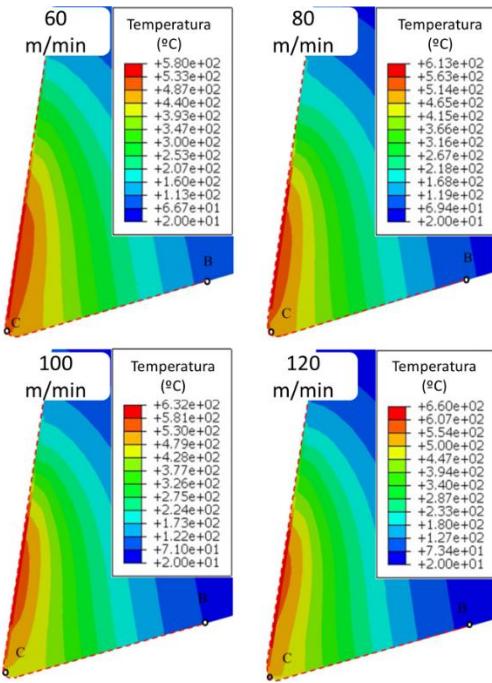
Lima (2017) utilizou o método do termopar ferramenta-peça para o fresamento de aço ABNT D2 recozido. Foi necessário isolar eletricamente os componentes, com a peça colocada sobre uma placa de nylon e a ferramenta coberta por uma película de tinta isolante. Para transferir o sinal da ferramenta, foi utilizado uma escova de grafite conectada à haste, Figura 2.13. Ao comparar os métodos de termopar inserido e de simulação, os resultados demonstraram que a temperatura de fresamento aumenta com a elevação dos valores de velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e penetração de trabalho, sendo a velocidade de corte o parâmetro mais influente para temperatura no termopar ferramenta peça, e a profundidade de corte foi o fator mais significativo para o termopar implantado.

Figura 2.13 – Sistema de medição termopar ferramenta/peça: a) fixação e isolamento da peça e ferramenta b) detalhe da escova de grafite e da fresa, Adaptado de Lima (2017)



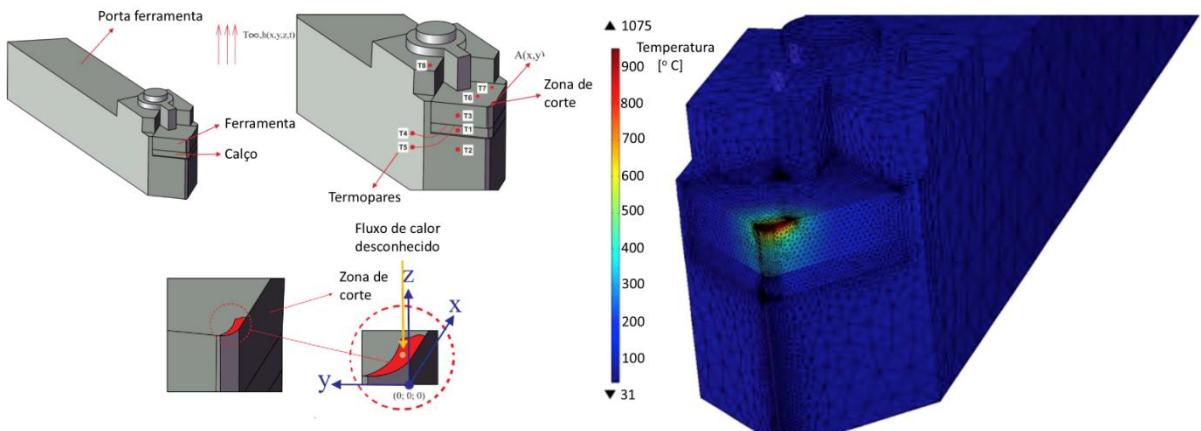
A simulação por meio do método dos elementos finitos tem diversas aplicações na usinagem, sendo amplamente utilizada para analisar a distribuição de temperatura, forças de corte, formação de cavaco e qualidade do acabamento superficial (Maeng, Ahn e Min 2024; Mathivanan *et al.*, 2021). Estudos computacionais permitem prever o comportamento do processo de usinagem, como o de Zhang *et al.*, (2023), o qual modelou a temperatura de corte no cavaco e na ferramenta de corte, cujos resultados da distribuição de temperatura média ao alterar a velocidade de corte no fresamento de Inconel® 718 são mostrados na Figura 2.14. Os resultados indicaram que o aumento da velocidade de corte leva a um acréscimo na temperatura da zona de corte, com as maiores temperaturas concentrando-se na superfície de saída da ferramenta, evidenciando a relação direta entre parâmetros de corte e dissipação térmica no processo.

Figura 2.14 – Distribuição na temperatura na ferramenta de corte, adaptado de Zhang *et al.*,(2023)



Outro método para a medição da temperatura e do fluxo de calor na usinagem é o uso de métodos inversos, nos quais a modelagem da geração de calor é realizada inicialmente, seguida da aplicação de técnicas baseadas no método dos elementos finitos para resolver a equação de condução térmica (Luchesi e Coelho 2012). Diferentemente de uma abordagem totalmente computacional, os métodos inversos requerem a medição da temperatura em pontos acessíveis, que podem ser obtidos por termopares inseridos ou termografia (Figueiredo, Guimaraes e Pereira 2022). Essa abordagem permite uma estimativa mais precisa da distribuição térmica no processo de corte, combinando medições experimentais com modelagem matemática para melhorar a compreensão do comportamento térmico na usinagem. Um exemplo é o trabalho de Brito, Carvalho e Silva (2015), os quais modelaram a distribuição de temperatura e fluxos de calor na ferramenta e porta-ferramentas durante o torneamento de ferro fundido cinzento, utilizando oito termopares implantados, conforme a Figura 2.15.

Figura 2.15 – Medição da temperatura por meio de métodos inversos, adaptado de Brito, Carvalho e Silva (2015)



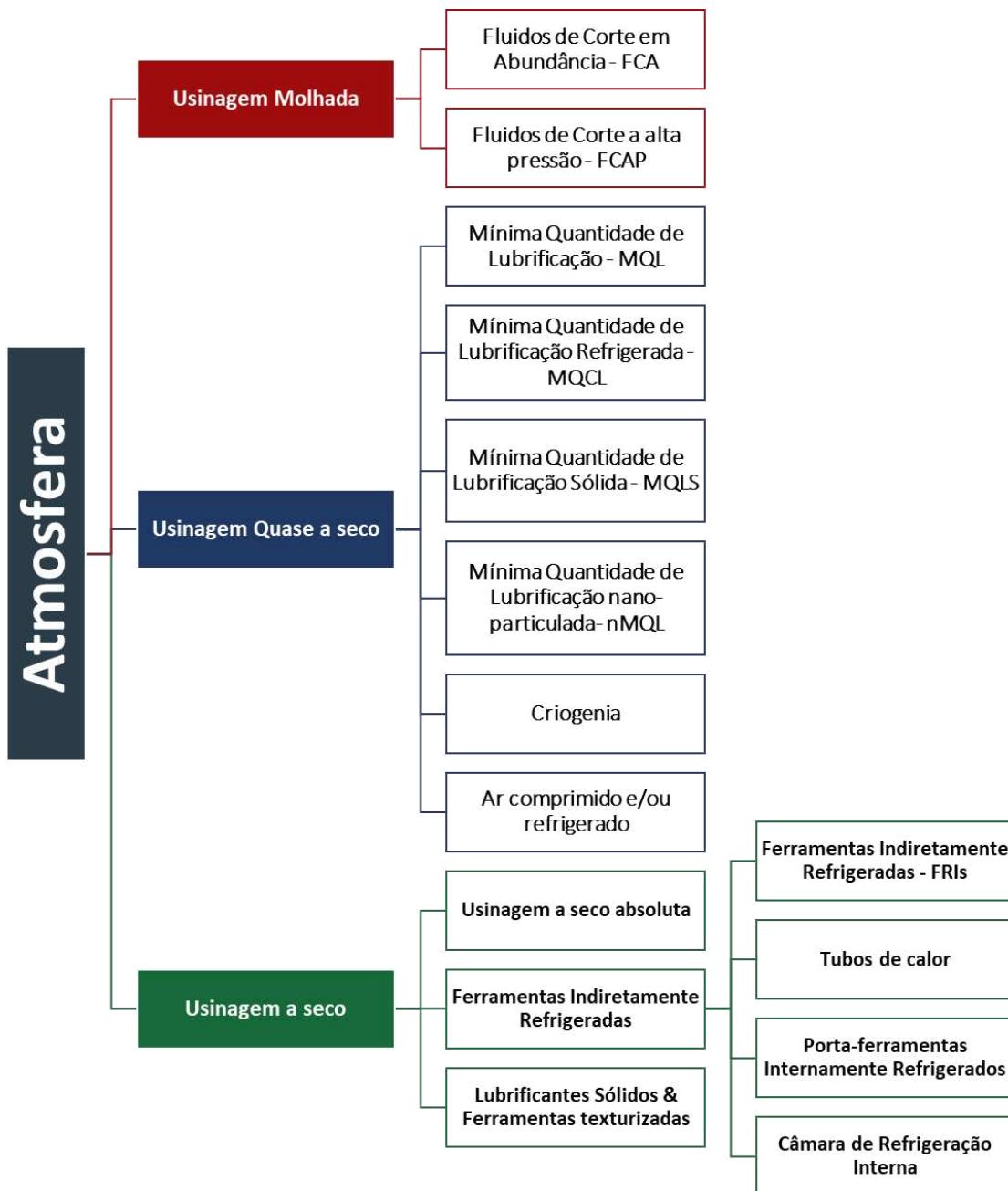
A determinação da temperatura por propriedades metalográficas permite mapear a distribuição térmica em ferramentas de corte através de isotermas. No estudo de Dearnley (1986) foram utilizados ferramentas de metal duro com ligantes ferrosos, cuja transformação de ferrita para austenita ocorre em temperaturas específicas. Durante o corte, o calor gerado na interface cavaco-ferramenta aquece a região sob a face de ataque até atingir essa temperatura crítica. Após a interrupção do processo, o resfriamento rápido promove a formação de uma zona afetada termicamente (ZAT), que pode ser identificada por ataque metalográfico. A localização e extensão da ZAT permitem estimar a temperatura máxima atingida.

A temperatura também pode ser medida por meio da deposição de materiais que alteram suas propriedades térmicas, como sais com diferentes pontos de fusão, filmes PVD ou vernizes termossensíveis (Machado *et al.*, 2015). No caso dos sais, a estimativa da distribuição térmica na face de ataque da ferramenta é feita observando a linha de separação entre as áreas onde o material fundiu e onde permaneceu sólido, formando uma linha isotérmica correspondente ao ponto de fusão do sal utilizado (Goyal *et al.*, 2014). De maneira semelhante, pode ser aplicado revestimentos PVD com materiais de pontos de fusão conhecidos para medição de temperatura na usinagem, permitindo a determinação precisa das isotermas a partir da observação da fronteira entre as zonas fundida e não fundida, sem a necessidade de calibração e sem interferir no campo térmico natural da ferramenta (Kato e Fujii 2004). Já os vernizes termossensíveis, são aplicados na superfície da ferramenta e mudam de cor em temperaturas específicas, permitindo a identificação de isotermas e a estimativa da distribuição térmica durante a usinagem sem interferir no campo térmico natural (Belloufi *et al.*, 2018).

2.3. MÉTODOS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO

Segundo Fernandes e Barbosa (2022), os métodos de lubri-refrigeração podem ser divididos em três categorias: usinagem molhada, que é a usinagem com excesso de fluido refrigerante e lubrificante sobre a peça e ferramenta; usinagem quase a seco, que envolve a utilização de fluidos (líquidos ou gases), mas em baixas quantidades; e usinagem a seco, que pode ser absolutamente a seco, com lubrificantes sólidos ou com métodos de resfriamento indireto da ferramenta; a Figura 2.16 mostra detalhes dessa divisão dos métodos de resfriamento por lubrificação.

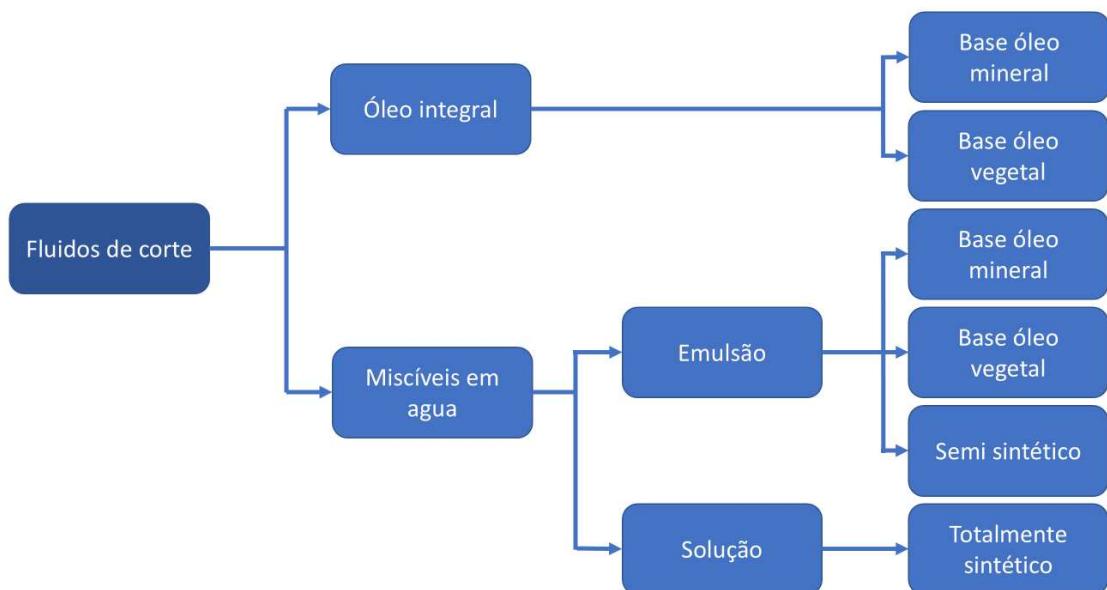
Figura 2.16 – Métodos de lubri-refrigeração, adaptado de (Fernandes e Barbosa 2022)



O uso de fluidos de corte em abundância, jorro e alta pressão, são técnicas de lubri-refrigeração mais utilizadas na usinagem, tendo como objetivo refrigerar a ferramenta de corte e a peça e lubrificar parte da interface cavaco-ferramenta. Dessa forma, podem ser obtidos diversos benefícios em relação à usinagem a seco, como: maior vida da ferramenta, melhor tolerância dimensional, menor rugosidade, controle de cavaco, diminuição das forças de corte e menores distorções, podendo reduzir os custos de fabricação e aumentar a produtividade

Os fluidos de corte podem ser classificados em duas categorias principais: integrais e miscíveis. Os fluidos integrais são formulados exclusivamente à base de óleos puros, sem adição de água, sendo amplamente utilizados em operações que requerem elevada lubrificação e proteção contra o desgaste. Já os fluidos miscíveis contêm água em sua composição, além de aditivos químicos que melhoram suas propriedades de refrigeração e lubrificação. Esses, por sua vez, subdividem-se em emulsões, misturas heterogêneas de óleo e água, estabilizadas por surfactantes, e soluções, nas quais os componentes são totalmente dissolvidos na fase líquida, proporcionando maior eficiência na dissipação de calor (Dandolini 2001; Gonçalves 2019). A estrutura com as classificações é mostrada na Figura 2.17.

Figura 2.17 – Classificação dos fluido de corte, adaptado de (Diniz, Marcondes, e Coppini 2003; Gonçalves 2019)



Apesar dos pontos favoráveis, o jorro e a alta pressão também apresentam grandes desvantagens, sendo prejudiciais aos três pilares da sustentabilidade. Devido à enorme quantidade de fluido produzida mundialmente, com uma estimativa de 38 milhões de toneladas em 2005 (Debnath, Reddy e Yi 2014), o descarte difícil e a necessidade de grandes quantidades de água para a limpeza das peças impactam significativamente o pilar ambiental. Do lado econômico, o custo para aquisição é elevado, sendo que o gasto com fluidos de corte pode chegar a 17 % (King *et al.*, 2001). Por fim no pilar social, a presença de diversos aditivos como biocidas, estabilizantes e inibidores de corrosão são maléficos a saúde humana, sendo estes

responsáveis por problemas respiratórios e câncer (Wu et al.,2021). Assim diversas alternativas ao uso de jorro são estudadas.

Diversos métodos são utilizados para a diminuição dos impactos do fluido de corte, como o uso de bio-óleos em aplicações de usinagem, os quais, sendo de origem vegetal, pretendem substituir óleos sintéticos e minerais devido ao menor impacto ambiental, riscos à saúde e o menor custo de aquisição (Sankaranarayanan *et al.*,2021). Entre as opções estão óleos de soja, coco, noz, girassol, mostarda, algodão, palmeira, colza, azeite, entre outros, os quais podem ser aplicados na forma de jorro ou mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL) (Luo *et al.*,2024; Yan, Rong e Wang 2016).

A mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL) é uma das técnicas mais utilizadas na tentativa de reduzir o uso de fluidos de corte, com a diferença que o fluido de corte é pulverizado em um fluxo de ar comprimido na zona de corte, normalmente com vazão menor do que 250 mililitros por hora (Abrão *et al.*,2021). O MQL tem a vantagem de proporcionar maior lubrificação no sistema, devido a presença de óleo lubrificante, reduzindo o atrito e as forças de corte. Apesar de ocorrer menor refrigeração que na usinagem com jorro e alta pressão, o MQL apresenta maior refrigeração que a usinagem a seco, o que pode ser útil em situação onde o choque térmico é um problema, a exemplo de processos intermitentes como o fresamento (Liao, Lin e Chen 2007).

A fim de potencializar os efeitos da lubri-refrigeração, é possível incorporar nanopartículas com alta condutividade térmica e elevada lubricidade aos sistemas de MQL, destacando-se materiais como nitreto de boro hexagonal (hBN), grafite e MoS₂ (Şirin e Kıvak 2021). No fresamento de Inconel® 718, Eltaggaz *et al.*,(2023) observaram que o aumento da concentração de nanofluidos no MQL resultou na redução das forças de corte e do desgaste da ferramenta, além de proporcionar uma melhoria na rugosidade superficial, em comparação ao uso de MQL puro.

A criogenia é uma técnica na qual são utilizadas temperaturas menores do que 120 K, usando gases liquefeitos, como o nitrogênio líquido (LN₂) (Shokrani *et al.*,2013), que ganhou destaque devido aos excelentes resultados e ser um método verde, por não causar danos ambientais e a saúde dos operadores (Khanna *et al.*,2021). Outro ponto favorável é a possível união de técnicas de refrigeração, como o uso de CrioMQL, que consiste no emprego de MQL a temperaturas criogênicas, a exemplo do trabalho de Pereira *et al.*,(2020), que aumentou a vida

da ferramenta em até 57 % em relação ao MQL tradicional, mas reduziu em 12 % em relação ao jorro, no fresamento de Inconel® 718.

O uso de superfícies texturizadas tem se destacado como uma abordagem passiva promissora para melhorar o desempenho em usinagem. As texturas, geralmente gravadas na superfície de saída ou de folga da ferramenta de corte, atuam como micro reservatórios de fluido de corte, promovendo uma melhor distribuição do lubrificante e facilitando a dissipação térmica (Machado *et al.*, 2021). Ao comparar ferramentas sem texturas com ferramentas contendo texturas paralelas e perpendiculares à aresta de corte, no torneamento de Inconel® 718 com pastilhas cerâmicas, Fernández-Lucio *et al.*, (2024) observaram que as texturas paralelas promoveram o melhor desempenho térmico, com uma redução de até 23 % na temperatura de corte. Essa configuração também foi eficaz na diminuição do desgaste por cratera, contribuindo para o aumento da vida da ferramenta. Adicionalmente, as ferramentas texturizadas apresentaram menor coeficiente de atrito na interface ferramenta-cavaco, o que resultou em forças de corte reduzidas e em um acabamento superficial superior da peça usinada.

O uso de lubrificantes sólidos pode aumentar a eficiência de ferramentas com texturização. Ao preencher a texturas com MoS₂ e nano-TiC no torneamento de Inconel® 825, Nayak e Chetan (2024) demonstraram que durante o torneamento de Inconel® 825, houve uma redução significativa das forças de corte e do atrito na interface ferramenta-peça, em comparação com ferramentas texturizadas sem lubrificantes e ferramentas convencionais. O uso desses lubrificantes sólidos também contribuiu para o aumento da vida da ferramenta e para a diminuição do desgaste por adesão.

O termo Óleo sobre Água (OsA) refere-se a uma tecnologia inovadora de lubrificação e resfriamento utilizada em processos de usinagem, na qual uma mistura de ar comprimido, água desionizada e óleo, o qual pode ser vegetal biodegradável, é pressurizada e pulverizada sobre a superfície de corte. Diferente das emulsões convencionais, em que óleo e água formam uma mistura estável por meio de emulsificantes, no OsA o lubrificante adere às gotículas de água, criando um filme lubrificante entre a peça e a ferramenta. Essa abordagem melhora a lubrificação, reduzindo o desgaste da ferramenta e minimizando a aderência de material (Gao *et al.*, 2023). Estudos indicam que, quando combinado com dióxido de carbono supercrítico (scCO₂), o OsA potencializa a redução da temperatura e da força de corte, resultando em menor desgaste da ferramenta e melhor qualidade da superfície usinada, especialmente em materiais de difícil usinagem, como ligas de titânio e Inconel® 718 (Cai *et al.*, 2021; Zhang *et al.*, 2022).

Outro método de refrigeração é por meio de trocadores de calor sob a ferramenta, com a vantagem de remover o calor sem o uso de uma fluido de corte. O trabalho de Chiou *et al.*, (2007) mostrou que o uso de tubos de calor acoplados a uma ferramenta, Figura 2.18, reduz a temperatura e o desgaste em relação a usinagem sem refrigeração, no torneamento de aço carbono AISI 1020 e AISI 1040. No processo de fresamento Uhlmann *et al.*, (2017), adaptaram um corpo de fresa com tubos de calor, transferindo o calor das ferramentas para um dissipador de calor, o qual troca calor com a ar atmosférico, favorecido pela movimento de rotação da fresa, Figura 2.19. Com este sistema foi possível reduzir a temperatura em 15 % e aumentando a vida da ferramenta em 50 % em relação ao fresamento sem o sistema de refrigeração do aço duplex X2CrNiMoN22-5-3.

Figura 2.18 – Instalação do tubo de calor no porta-ferramentas, adaptado de Chiou *et al.*, (2003)

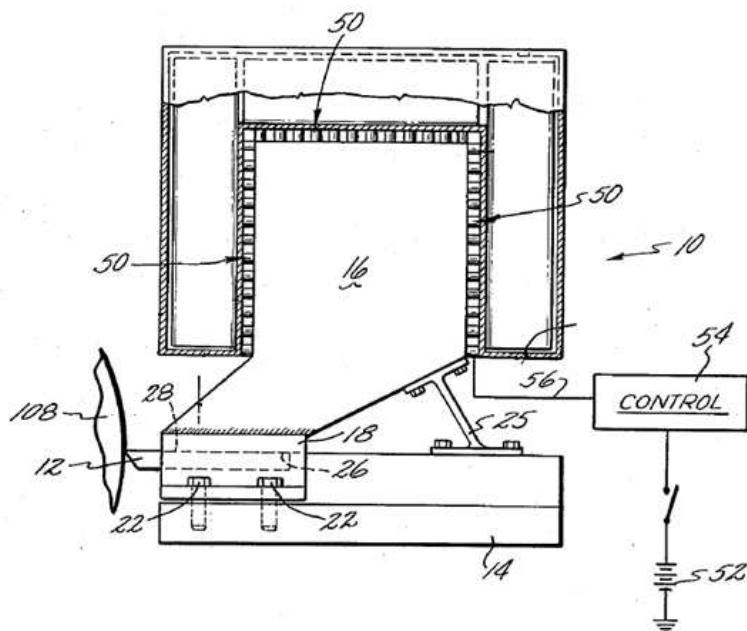


Figura 2.19 – Montagem dos tubos de calor na fresa, (Uhlmann *et al.*, 2017)



De acordo com Fernandes e Barbosa (2022), a primeira aparição de um método de refrigeração direto na ferramenta de corte é a patente de (Meyers 1964), Figura 2.20, na qual a ferramenta de corte seria refrigerada por efeito termoelétrico. Em termos acadêmicos, o primeiro trabalho apresentado com ferramentas refrigeradas internamente foi de Jeffries e Zerkle (1970), no qual modelaram numericamente a ferramenta e seu porta-ferramenta sendo refrigerado por um fluido que troca de fase no interior das galerias internas.

Figura 2.20 – Patente de (Meyers 1964)



Rozzi *et al.*,(2011) desenvolveram micro canais na ferramenta de corte nos quais injetaram nitrogênio líquido em circuito aberto, Figura 2.21, a fim de retirar calor somente na ferramenta de corte, o qual foi utilizado no torneamento de aço inox AISI 416, resultando no aumento a vida da ferramenta em relação a usinagem a seco. Ferri *et al.*,(2014) torneou uma liga de alumínio AA6082-T6, com o propósito de comparar insertos de metais duto com e sem sistema de refrigeração interno, Figura 2.22. Ao circular água em circuito fechado, foi observado menor temperatura de corte, especialmente em condições de corte com maior profundidade.

Figura 2.21 – Ferramenta com micro canais para a passagem de nitrogênio líquido (LN_2), a) micro canais, b) calço modificado, adaptado de (Rozzi *et al.*, 2011)

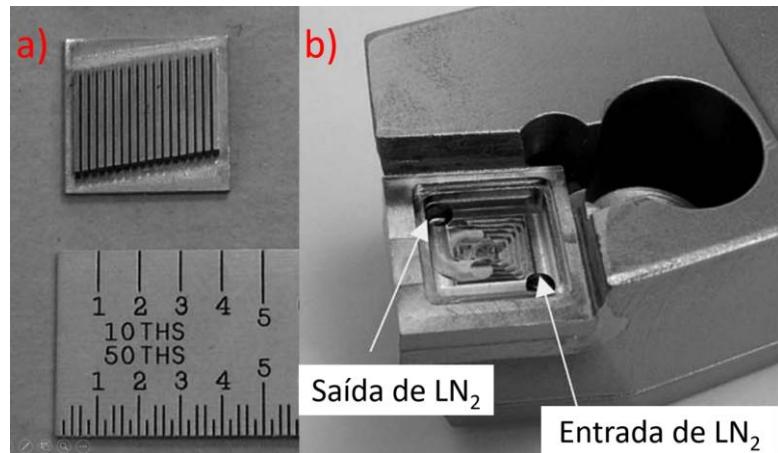
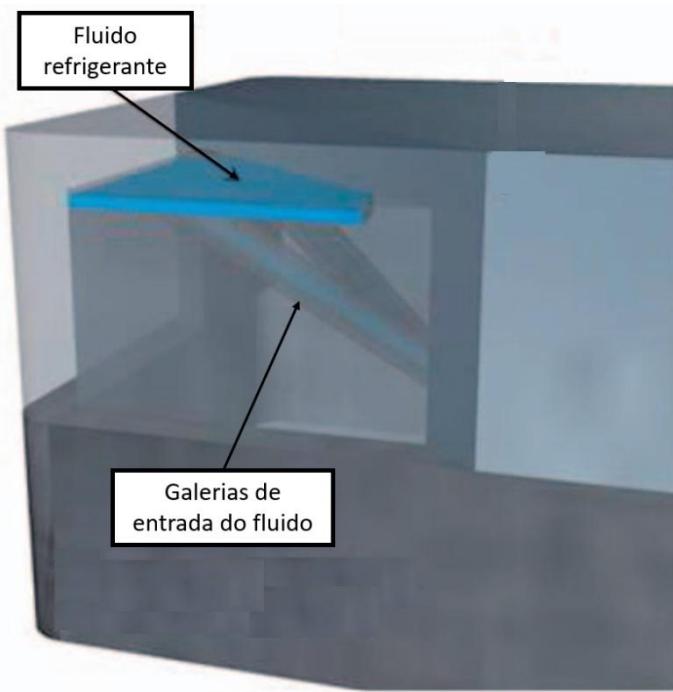


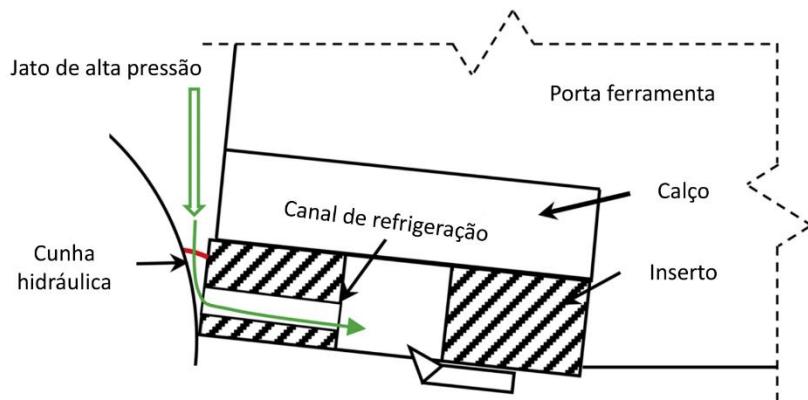
Figura 2.22 – Ferramenta com galeria interna de refrigeração proposta por Ferri *et al.*, (2014), adaptado.



O trabalho de Fang e Obikawa (2020) desenvolveu um sistema de refrigeração interno da ferramenta (FRI) que ao aplicar fluido a alta pressão na superfície de folga da ferramenta, uma parte deste fluido é canalizado entre a peça e a ferramenta e penetra em uma galeria localizada sobre a superfície de saída da ferramenta, formando uma FRI em circuito aberto, a fim de aumentar a eficiência do sistema direcionando o fluxo para a galeria, a ferramenta de corte foi montada de ponta cabeça, conforme mostrado na Figura 2.23. Ao tornear Inconel®

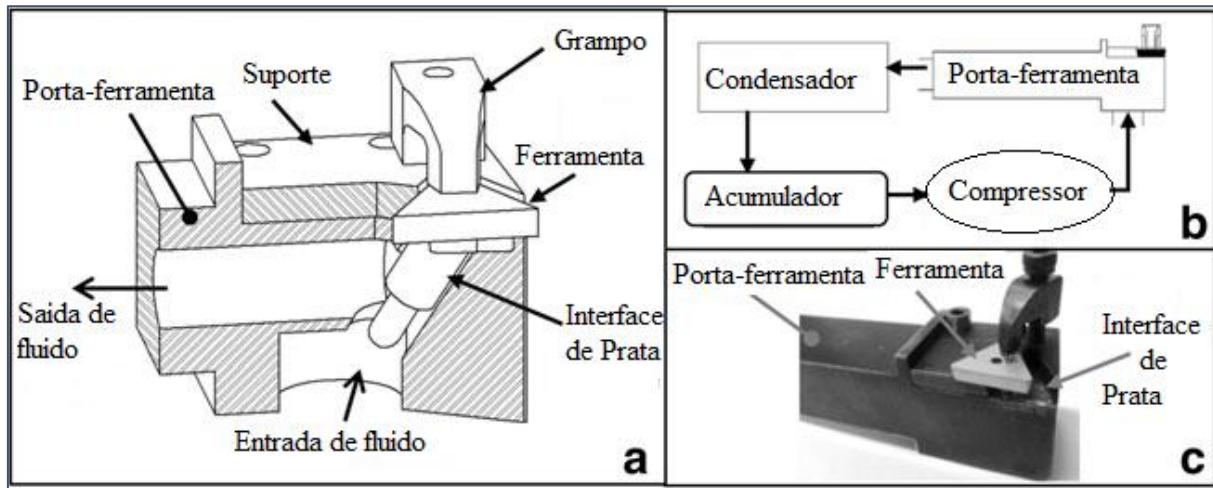
718, foi possível aumentar a vida da ferramenta de corte em até 40 % ao utilizar FRI com fluido em alta pressão, frente a usinagem com fluido a alta pressão com ferramenta convencional.

Figura 2.23 – FRI em circuito aberto (Fang e Obikawa 2020)



Ingraci Neto *et al.*, (2016) utilizaram um sistema de refrigeração para a retirada de calor no porta-ferramentas e por consequência retira calor na ferramenta por condução. O porta-ferramentas foi modificado como uma câmara que possui a função de evaporador de um sistema de refrigeração, Figura 2.24. Ao tornear aço AISI 1045, o sistema reduziu a temperatura na interface cavaco-ferramenta em 10 % em relação à usinagem a seco, conforme mensuração por métodos inversos. Em relação à vida da ferramenta, o sistema de refrigeração promoveu um aumento de 7% durante o torneamento contínuo, com comprimento de corte de 155 mm, e de 58% no torneamento interrompido, composto por 10 segmentos de 20 mm separados por intervalos de 4 mm. Esse desempenho superior em corte interrompido, quando comparado ao sistema com fluido em jorro, é atribuído à redução do choque térmico proporcionada pela refrigeração interna. Em relação a usinagem sem refrigeração, o sistema do porta-ferramentas refrigerado internamente (PFRI) aumentou a vida da ferramenta em 13 % a torneamento com segmentos, e 45 % em no torneamento de uma seção contínua. Além disso, Sanchez *et al.*, (2016) observou-se que o PFRI acelera a estabilização térmica, reduz a temperatura na região de corte e apresenta maior eficácia em usinagens de longa duração, com ganhos econômicos e ambientais, por ser um sistema fechado e isento de fluido refrigerante.

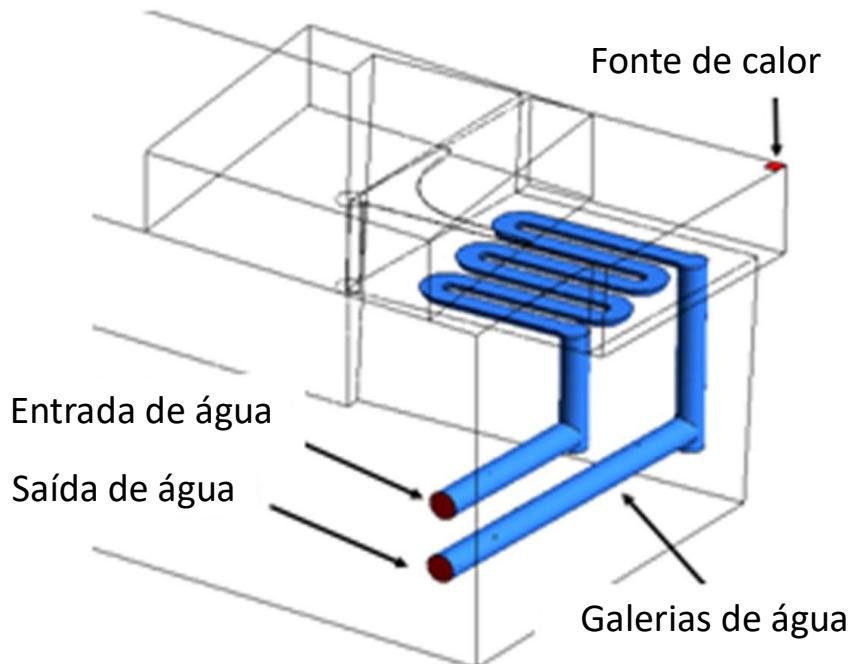
Figura 2.24 – Esquema do porta-ferramenta utilizado por Ingraci Neto *et al.*, (2016) (adaptado).



Isik (2016) utilizou um sistema que o fluido de refrigeração passava entre o calço e a ferramenta,

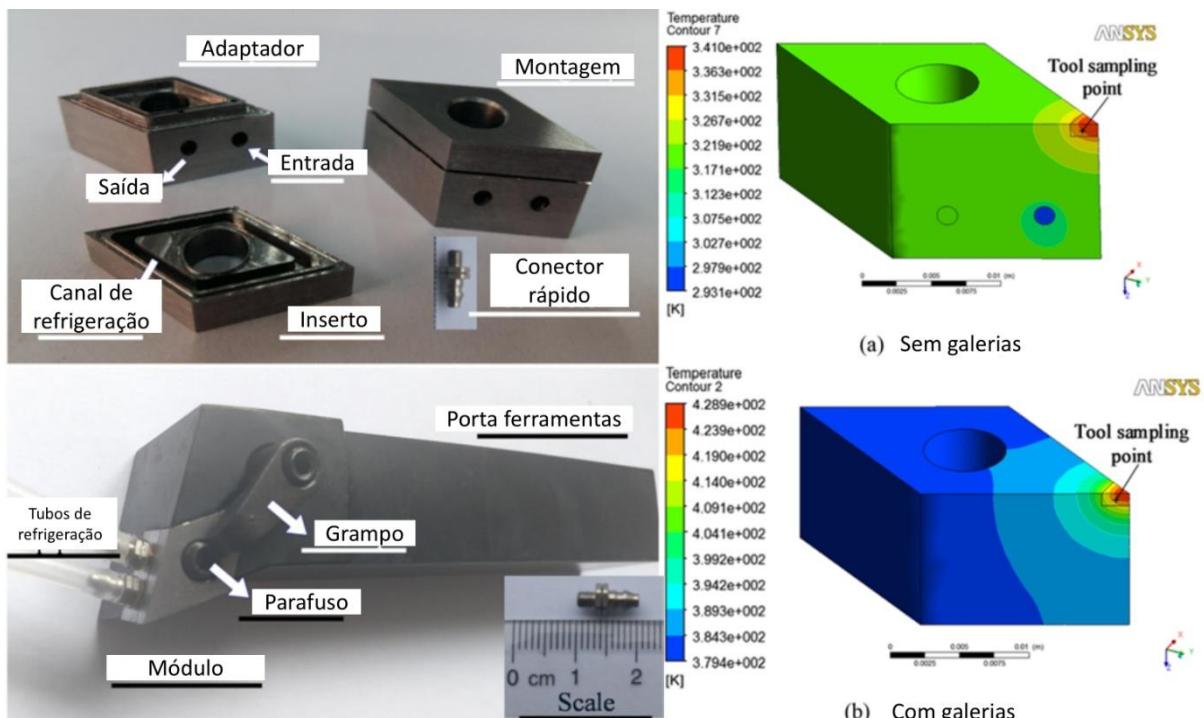
Figura 2.25. Ao tornear a superliga de níquel Waspaloy, a rugosidade foi 13 % menor e a vida aumentou 12 %, em comparação com a usinagem a seco. Ao simular esse sistema por meio de elementos finitos, a temperatura máxima caiu de 607 °C para 545 °C com o uso do sistema de refrigeração, em comparação com a usinagem a seco (Isik *et al.*, 2017).

Figura 2.25 – Porta-ferramenta refrigerado internamente usado por (Isik 2016)



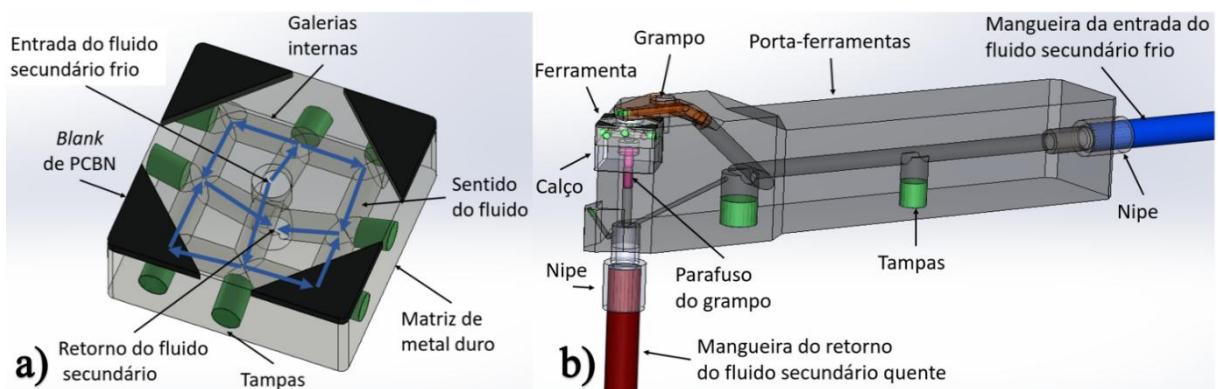
Wu *et al.*,(2018) desenvolveram um sistema onde a água na temperatura ambiente percorre um espaço entre a ferramenta e o calço. A água é bombeada para o calço, depois retorna para um reservatório em ciclo fechado, Figura 2.26. Ao utilizar um ferro de solda encostado na ponta da ferramenta para gerar fluxo térmico, observou-se que as temperaturas foram menores com o uso do fluido de refrigeração interno, diminuindo de 153 °C para 70 °C no ponto analisado. Além disso, verificou-se que, quanto maior a velocidade do fluido, maior a eficiência da refrigeração, até atingir um ponto de estabilização. Li *et al.*,(2018) utilizaram esse sistema no torneamento de aço AISI 1045, comparando usinagem sem refrigeração, com refrigeração na ferramenta com canais simétricos, e com refrigeração na ferramenta com canais otimizados topologicamente. Ao mensurar as temperaturas na superfície das ferramentas, a temperatura na ferramenta com canais otimizados foi de 23 °C, da ferramenta refrigerada com canais simétricos de 39 °C, e a sem refrigeração de 110 °C. Já o desgaste de cratera das ferramentas foi de 19 µm, 47 µm e 35 µm, para a ferramenta refrigerada otimizada e ferramenta refrigerada simétrica, respectivamente, o que demonstra que, para obter resultados satisfatórios, a geometria dos canais da ferramenta deve ser otimizada.

Figura 2.26 – Modelo de refrigeração utilizado por Wu *et al.*,(2018)



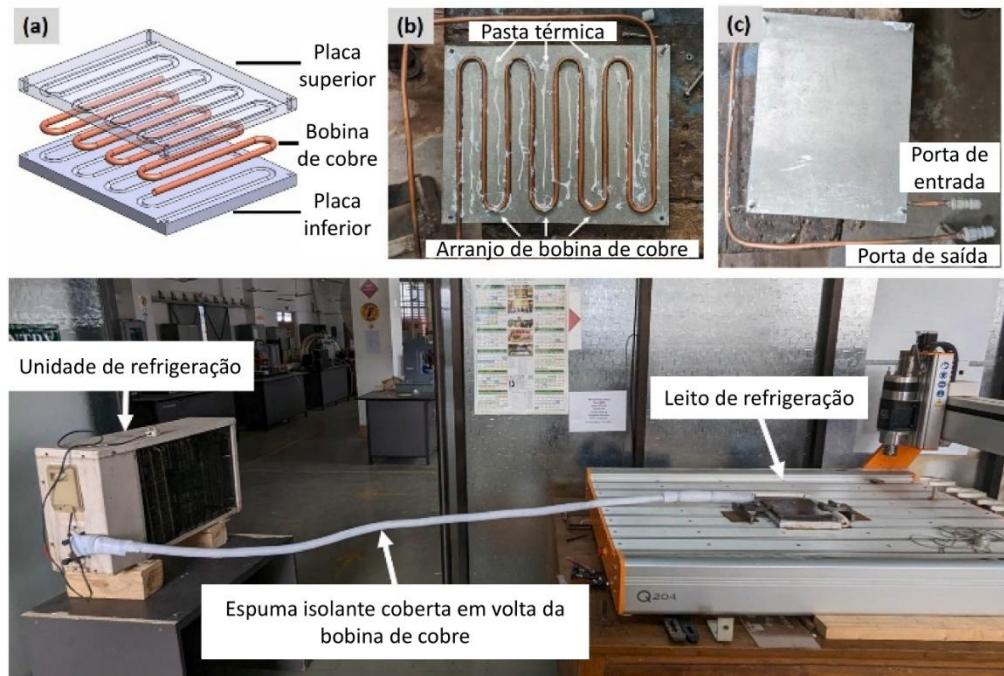
Barbosa *et al.*,(2023) estudaram a refrigeração interna da ferramenta de corte no torneamento de aço endurecido ABNT D6 com ferramentas de Nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN), Figura 2.27. Ao medir a temperatura por pirometria, foi descoberto que a temperatura da superfície do cavaco não sofre alterações, mas a ferramenta apresenta menor temperatura na superfície de saída ao utilizar o sistema FRI em relação a usinagem sem refrigeração e as de usinagem foram maiores ao utilizar o FRI. Em testes de vida, constatou-se que o sistema proposto aumentou a durabilidade da ferramenta em 35 % em relação à usinagem sem refrigeração, e o sistema FRI proporcionou menor desgaste de cratera devido à menor temperatura na superfície de saída.

Figura 2.27 – a) Ferramenta, b) porta-ferramenta utilizado por (Barbosa 2021)



O estudo de Ahmed *et al.*,(2023) desenvolve uma abordagem inovadora para o resfriamento da peça durante a usinagem, utilizando um sistema baseado em ciclo de refrigeração. O método proposto resfria diretamente a peça por meio de um leito refrigerado, reduzindo significativamente a temperatura na zona de corte sem a necessidade de fluidos de corte convencionais, conforme a Figura 2.28. Os resultados experimentais demonstram que essa técnica reduz a temperatura da zona de corte entre 24 % e 60 %, melhora o acabamento superficial e diminui o desgaste da ferramenta em comparação com a usinagem a seco.

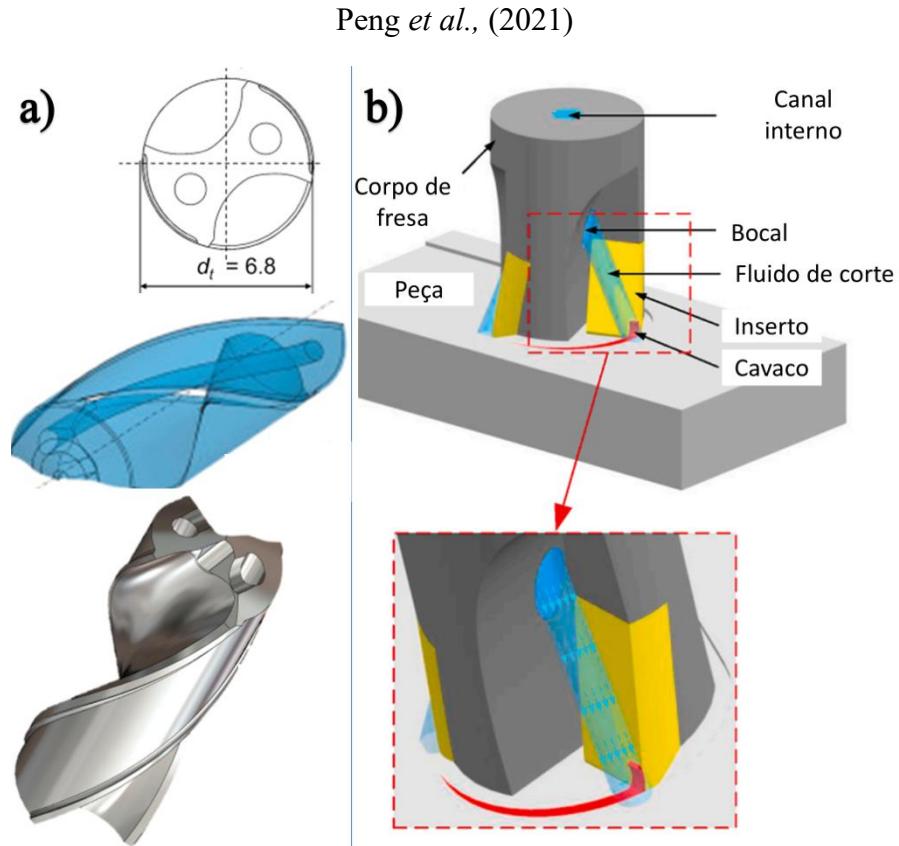
Figura 2.28 – Refrigeração na peça utilizado por Ahmed *et al.*,(2023), adaptado



Já nos processos de furação, é comum o uso de brocas com canais internos para a aplicação de jatos de fluido diretamente na superfície de folga da ferramenta, com o objetivo de lubrificar a ponta e facilitar a remoção do cavaco (Oezkaya, Beer e Biermann 2016). De forma semelhante, no fresamento, existem corpos de fresa com canais internos projetados para lubrificar e refrigerar diretamente a zona de corte. Nesses casos, o fluido entra em contato com a interface cavaco-ferramenta, tanto em ferramentas com insertos intercambiáveis (Peng *et al.*,2021) quanto em fresas inteiriças (Yin *et al.*,2020). A Figura 2.29 mostra exemplos da utilização de galerias para refrigeração em brocas e fresas.

Figura 2.29 – Broca com refrigeração interna, adaptado de Oezkaya, Beer e Biermann (2016),

b) Fresamento com canais internos para fresamento insertos intercambiáveis, adaptado de Peng *et al.*, (2021)



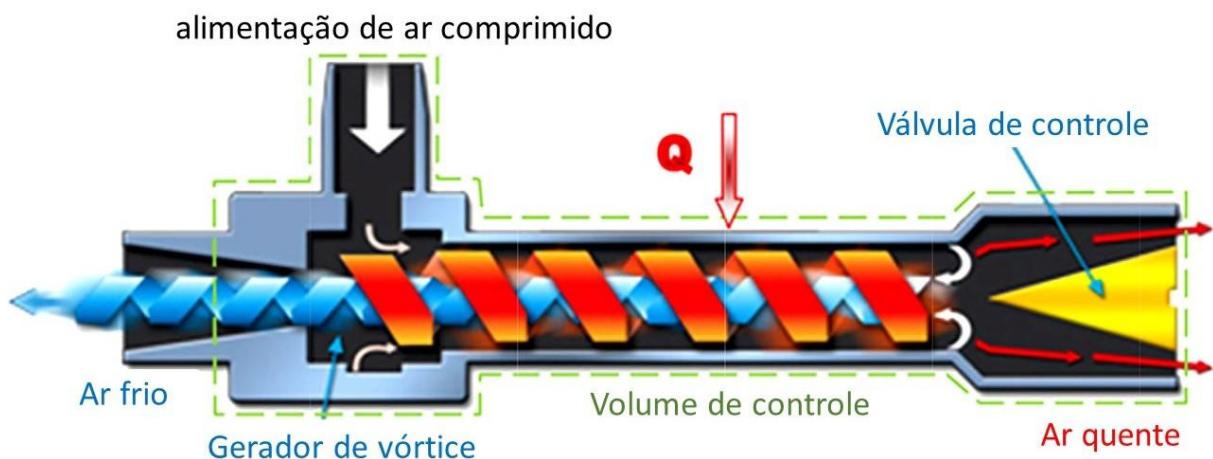
2.1.2. Ar comprimido refrigerado

O tubo de vórtice (VT) ou tubo de vórtice de Ranque-Hilsch (RHVT) é um dispositivo capaz de separar um fluxo de ar em duas correntes com temperaturas distintas por meio de ar comprimido sem o uso de peças móveis. O fluido sob pressão é dividido ao ser admitido tangencialmente em um vaso com formato cilíndrico. Essa divisão gera duas camadas coaxiais que se movem de forma giratória e interagem entre si. Essa interação resulta em uma compressão da camada externa pela camada interna, que se expande. Esse processo é possível graças à força centrífuga gerada. Durante essa interação, a camada compactada absorve uma certa quantidade de trabalho, o que é percebido pelo aumento da temperatura dessa camada em relação à outra camada, que é consequentemente resfriada (Modesto e Cekinski 2021; Sarikaya *et al.*, 2021).

O tubo de vórtice é composto por três partes principais. A primeira é o gerador de vórtice, destacado na Figura 2.30, situado próximo ao centro do dispositivo, onde o ar

comprimido é introduzido tangencialmente, induzindo um movimento de rotação intensa. Essa rotação aumenta significativamente a velocidade do ar, promovendo a separação das frações quente e fria. O tubo quente, geralmente mais longo, está posicionado à direita do gerador e possui uma válvula em sua extremidade que regula a vazão do ar, influenciando diretamente a eficiência da separação térmica. O tubo frio está localizado na extremidade oposta, à esquerda do gerador, e é conectado através de um diafragma com um orifício central, que permite a passagem controlada do ar frio (Swain *et al.*, 2022).

Figura 2.30 – Representação do funcionamento do RHVT, adaptado de (Swain *et al.*, 2022)



Diversos trabalhos utilizam o ar como um refrigerante gasoso na interface cavaco-ferramenta, como o ar comprimido, que possui coeficiente de convecção maior que o ar atmosférico, podendo ser refrigerado até em temperaturas criogênicas. A refrigeração do ar com o uso de tubo de vórtice pode ser utilizada na usinagem em diferentes processos, como fresamento, torneamento e furação, em diversos materiais, como aços, ferro fundidos, alumínio, latão e ligas de níquel. Este método de refrigeração é sustentável, pois não utiliza fluidos tóxicos, apenas ar comprimido, não causa problemas à saúde dos operadores e possui baixo custo de operação. Além disso, tende a proporcionar maior vida da ferramenta em relação à usinagem a seco, pois reduz a temperatura da ferramenta tanto devido à menor temperatura do jato quanto pela maior eficiência na convecção (Swain *et al.*, 2022).

Su *et al.*, (2007) compararam três métodos diferentes de refrigeração: a seco, ar comprimido refrigerado (ACR) e uma solução híbrida de ar comprimido refrigerado com mínima quantidade de lubrificante (ACR+MQL) em processos e materiais diferentes, sendo

eles o torneamento de Inconel® 718 e fresamento de aço endurecido AISI D2. No torneamento de acabamento de Inconel® 718, o uso de ACR+MQL resultou na redução do desgaste da ferramenta e na rugosidade da superfície da peça e melhora significativa na forma do cavaco. No fresamento de alta velocidade do AISI D2, o ACR apresentou maior vida, apesar de a rugosidade superficial ser ligeiramente maior do que no corte a seco e com MQL.

Khalil *et al.*,(2019) tornaram uma liga com memória de forma de níquel-titânio, comparando nanoMQL (utilizando óxido de alumínio disperso no MQL), refrigeração híbrida nanoMQL com resfriamento por tubo de vórtice e usinagem a seco. O método híbrido apresentou menor desgaste da ferramenta, devido a redução do calor por meio da menor temperatura e a melhor refrigeração, seguido pelo nanoMQL com resultados intermediários, e seco com maior desgaste.

Jozić, Bajić e Celent (2015) otimizaram e compararam o uso de ar comprimido refrigerado por gerador de vórtice no fresamento de aço 42CrMo4 comparando com jorro e sem refrigeração. Com base na análise relacional cinza (Julong 1989), a configuração ideal dos parâmetros do processo foi identificada e a análise de variância indicou que o tempo de corte, o avanço por dente e o ambiente de corte são os parâmetros mais influentes no desempenho da usinagem.

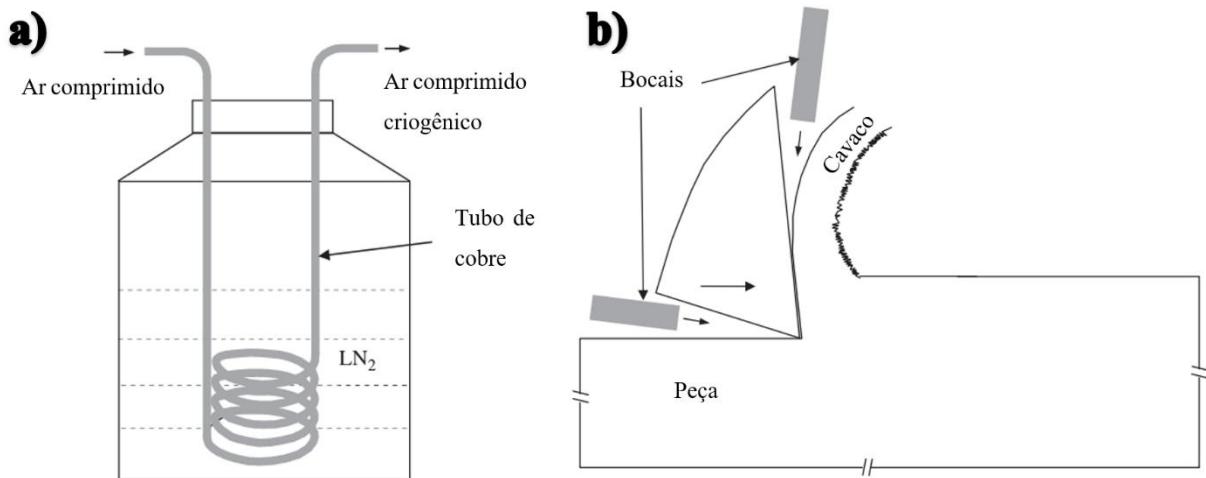
Achar *et al.*,(2019) estudaram o uso de gerador de vórtice durante o torneamento de Inconel® 718 com ferramentas de metal duro não revestidas, variando velocidade de corte, avanço e ambiente (tubo de vórtice e seco). As variáveis de resposta foram temperatura e desgaste da ferramenta, rugosidade, vibração. Os resultados mostraram que o tubo de vórtice reduziu consideravelmente a temperatura para velocidades de corte altas (80 m/min) e baixas (40 m/min).

Ali, Azmi e Khalil (2018) compararam o consumo específico de energia no torneamento do Inconel® 718 com diferentes abordagens de refrigeração, a saber: seco, refrigerado por tubo de vórtice e nano lubrificantes com quantidade mínima de lubrificante (MQL). A utilização de nano lubrificantes à base de óxido de alumínio com MQL, resultou em uma ligeira diminuição da energia específica de corte quando comparada ao processo de corte em condições de ar seco e resfriamento por vórtice. A energia específica de corte mais elevada foi observada no caso do resfriamento por vórtice, embora se esperasse que o corte a seco tivesse um desempenho inferior em termos de consumo de energia nessa operação de curta duração.

Brandão, Coelho e Rodrigues (2008) investigaram o fresamento de aços temperados AISI H13 e AISI D2 com ferramentas de topo esférico revestidas com TiAlN e com pastilhas de Nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN), utilizando ar comprimido e ar refrigerado por tubo de vórtice como métodos de refrigeração, comparando-os com a usinagem a seco. Os resultados experimentais indicaram que o uso do tubo de vórtice reduziu significativamente a temperatura da peça, demonstrando maior eficiência térmica em relação ao ar comprimido. A simulação numérica por elementos finitos evidenciou que, com a refrigeração por tubo de vórtice, a energia transferida à peça foi reduzida e o coeficiente médio de convecção aumentou, confirmando a maior capacidade de remoção de calor. Esses resultados reforçam o potencial do tubo de vórtice como alternativa viável e eficaz ao uso de fluidos de corte convencionais, especialmente em usinagem de aços endurecidos.

Sun, Brandt e Dargusch (2010) tornearam a liga de titânio Ti–6Al–4V com foco na comparação do ar comprimido criogênico, contra usinagem a seco sem refrigeração e usinagem com ar comprimido. A Figura 2.31a apresenta o método para a obtenção do ar comprimido criogênico, por meio da circulação deste em um tubo de cobre imerso em nitrogênio líquido, e a Figura 2.31b mostra o posicionamento dos bocais. Foi demonstrado que tanto o ar comprimido à temperatura ambiente quanto o ar comprimido criogênico reduziram a temperatura de corte, sendo que este último apresentou reduções ainda maiores em comparação à usinagem a seco. Esta diferença se deve a maior capacidade de retirada de calor, mediante ao maior coeficiente de convecção tanto pela menor área de contato, uma vez que o ar comprido facilita a quebra do cavaco. O cavaco tende a ser mais segmentado com ar comprimido criogênico, devido à maior refrigeração e sua quebra. Tanto o uso de ar comprimido quanto o ar comprimido criogênico apresentaram menor desgaste de flanco e a ocorrência de arestas postiças de corte (APC).

Figura 2.31 – a) Refrigeração do ar comprimido criogênico, b) bocais para a dispersão do ar comprimido, adaptado de (Sun *et al.*, 2010)



Nesta tese, busca-se estudar diferentes métodos de lubri-refrigeração no fresamento de topo do Inconel® 718, material escolhido devido à sua baixa usinabilidade, uma vez que apresenta altas temperaturas na interface cavaco-ferramenta, baixa condutividade térmica e elevada resistência em altas temperaturas. Portanto, é essencial empregar um método eficiente de lubri-refrigeração para melhorar a vida da ferramenta, o acabamento superficial, a eficiência energética e a sustentabilidade do processo.

Um dos focos será utilizar o ar comprimido refrigerado por tubo de vórtice (TV), que será comparado aos métodos tradicionais de usinagem a seco, jorro e mínima quantidade de lubrificante (MQL), além do ar comprimido sem refrigeração (AC). Além disso, será utilizada uma refrigeração híbrida de MQL com ACR. Espera-se que a refrigeração promovida pelo TV seja mais eficiente do que a usinagem a seco, mas sem causar trincas térmicas decorrentes principalmente do uso abundante de fluido de corte.

2.4. LIGAS DE NÍQUEL

O níquel é um metal com número atômico 28, sendo o 24º elemento mais abundante na crosta terrestre (Meshram, Abhilash e Pandey 2019). De acordo com ASM International (1990), os primeiros registros de ligas de níquel ocorreram na China a partir do século XV, mas há indícios que o seu uso pode ter se iniciado no século IV a.C. ao ser confundido com a prata.

Porém o uso de superligas de níquel foi alavancado em 1905 com a invenção do MONEL, que é uma liga de níquel-cobre com elevada resistência à tração e à corrosão, tanto atmosférica quanto em água salgada. Desde então diversas outras ligas foram estudadas como Nimonic, Waspaloy e Inconel.

Segundo Ezugwu, Wang e Machado (1999), o uso de superligas de níquel se destaca em aplicações que necessitam de elevada resistência mecânica em altas temperaturas e alta tenacidade, se destacando no uso em motores aeronáuticos, reatores nucleares, motores de foguetes, petroquímicas, usinas a vapor e outras aplicações críticas. Estas ligas possuem alta resistência a temperaturas elevadas, corrosão e oxidação, mantendo sua estabilidade estrutural em condições extremas. Além disso, possui excelente resistência mecânica, incluindo resistência à tração, fadiga e fluência, tornando-o ideal para aplicações críticas. Mas estas qualidades acabam dificultando o processo de fabricação dos componentes, uma vez que usinabilidade é comprometida pela alta resistência mecânica em altas temperaturas, o que desgasta rapidamente a ferramenta de corte, problema que se agrava principalmente por fatores como o encruamento, presença de carbonetos duros e reação química entre a ferramenta e a peça, gerando desgaste acelerado; embora a dureza não seja demasiadamente elevada, variando de 250 a 350 HV.

2.4.1. INCONEL

Em 1940 foi patenteado a primeira liga de Níquel-Ferro-Cromo, denominada Inconel® X, posteriormente chamada de Inconel® X-750, em sequência diversas outras ligas à base de níquel foram desenvolvidas, Tabela 2.1.A liga Inconel® 718 começou a ser usada no final da década de 50, sendo a liga de a base níquel mais popular, com mais de 54 % da participação deste mercado (De Bartolomeis *et al.*, 2021; Marques 2015; Suarez *et al.*, 2019).

Tabela 2.1 – Composição química e densidade das ligas de Inconel, (Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.; Machado 1999).

Inconel	Ni (%)	Cr (%)	Co (%)	Mo (%)	Nb (%)	Al (%)	Ti (%)	Fe (%)	Mn (%)	Si (%)	C (%)	Densidade (g/cm³)
600	76,6	15,8	—	—	—	—	—	7,2	0,20	0,20	0,04	8,33

601	60,7	23,0	—	—	—	1,35	—	14,1	0,50	0,25	0,05	8,04
625	61,6	22,0	—	9,0	4,0	0,2	0,2	3,0	0,15	0,30	0,05	8,44
706	41,5	16,0	0,5	0,5	2,9	0,2	1,75	40,0	0,18	0,18	0,03	8,08
718	53,0	18,6	—	3,1	5,0	0,4	0,9	18,5	0,20	0,30	0,04	8,19
X-750	73,0	15,0	—	—	0,9	0,8	2,5	6,8	0,70	0,30	0,04	8,30

De acordo com (Oliveira 2021), cada elemento presente em ligas de Inconel® desempenha uma função, a saber:

- Níquel (Ni): Possui um papel fundamental ao formar a matriz austenítica, permitindo a presença dos demais elementos químicos;
- Ferro (Fe): Além de participar na formação da matriz, o ferro contribui significativamente no processo de endurecimento por solução sólida, sendo essencial para a precipitação de compostos endurecedores na matriz;
- Cromo (Cr): Em conjunto com o níquel e o ferro, o cromo desempenha um papel crucial na formação da matriz, simultaneamente auxiliando no processo de endurecimento por solução sólida e assegurando resistência à oxidação em altas temperaturas;
- Molibdênio (Mo): Tem como função principal auxiliar no processo de endurecimento por solução sólida na matriz;
- Nióbio (Nb) e Titânio (Ti): Atuam na formação de intermetálicos, conferindo resistência em temperaturas elevadas, e contribuem para o endurecimento da liga por solução sólida;
- Alumínio (Al): Juntamente com o cromo, o alumínio desempenha um papel crucial na resistência à oxidação, além de participar na formação de compostos endurecedores de intermetálicos.

De acordo com Ezugwu, Wang e Machado (1999), o estudo e aperfeiçoamento da microestrutura nas ligas de níquel são caracterizadas e reforçadas pelos seus elementos de liga, que tendem a melhorar as propriedades com as fases:

- Matriz (γ): é uma matriz contínua austenítica de estrutura cúbica de face centrada (CFC) com alta porcentagem de sólidos como cobalto, cromo, molibdênio e tungstênio, mas são encontradas outras diversas fases.
- Fase γ' : a adição de Al e Ti em proporções mútuas geram precipitação $\text{Ni}_3(\text{AlTi})$ de frações volumétrica de alto volume uma estrutura CFC na forma de austenita.
- Carbonetos: a adição de carbono entre 0,05 % e 0,2 % reagem com outros elementos formando precipitados primários, os quais após serem submetidos a tratamentos térmicos, são decompostos formando outros carbonetos, como M_{23}C_6 e M_6C no contorno dos grãos.
- Fase γ'' : é uma fase intermetálica endurecedora com composição aproximada $\text{Ni}_3(\text{Nb}, \text{Ta})$. Essa fase possui estrutura cristalina tetragonal e se apresenta com morfologia de discos alongados, sendo coerente com a matriz gama (γ) que é cúbica de face centrada (CFC). A fase γ'' é a principal responsável pelo endurecimento em superligas como a Inconel® 718, que é rica em nióbio.
- Limite de grão γ' : tratamento térmico que geram um filme de γ' ao longo dos contornos de grão, a fim de melhorar as propriedades de ruptura, para certas ligas
- Fases topologicamente compactada: em certas condições, fases semelhantes a placas, que reduzem a resistência à ruptura e a ductilidade.

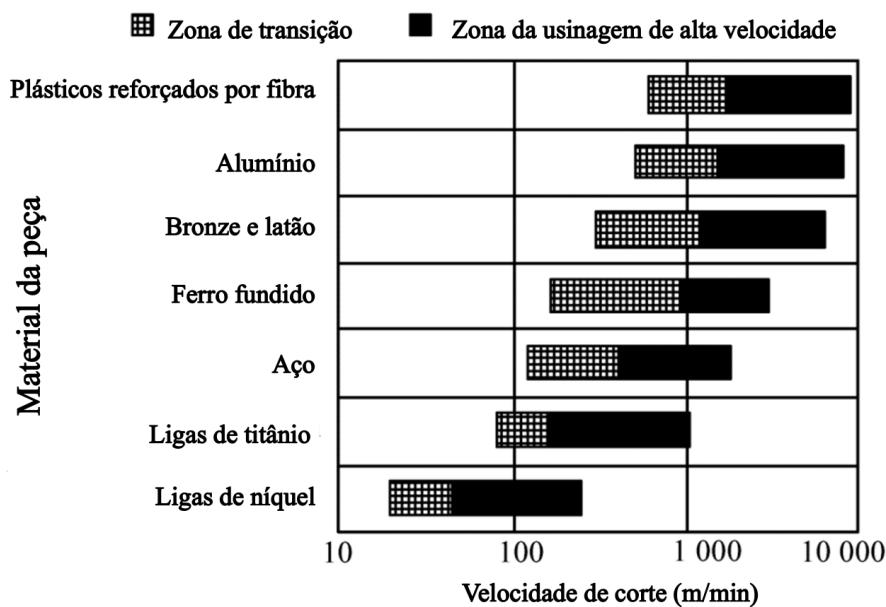
2.4.2. USINAGEM DE INCONEL

A usinagem de superligas de níquel possui inúmeros fatores que a tornam de difícil usinagem quando comparado a outros metais, como a retenção de resistência em altas temperaturas, alta resistência ao cisalhamento dinâmico, presença de carbonetos duros em sua microestrutura que causam desgaste abrasivo, baixa difusividade térmica e efeitos de encruamento durante a usinagem. Dessa forma ocorre elevado desgaste da ferramenta de corte,

baixa integridade superficial e formação de cavacos longos e resistentes, resultando em elevadas tensões na ponta da ferramenta (Pawade, Sonawane e Joshi 2009). Apesar disso, esse material pode ser usinado por diversas técnicas, como torneamento, fresamento e furação, e retificação (Roy *et al.*, 2018).

A Figura 2.32 ilustra que a velocidade de corte elevada está diretamente relacionada à resistência e à usinabilidade do material. Materiais com maior resistência e mais difíceis de usinar apresentam velocidades de corte mais baixas. Dessa forma, os materiais com menores resistências como alumínio permitem velocidades de corte mais altas em comparação com as ligas de níquel (Okafor e Jasra 2019).

Figura 2.32 Velocidade de fresamento para diferentes tipos de materiais, adaptado de (Fallböhmer *et al.*, 2000)



Segundo De Bartomeis *et al.*, (2021), são diversos os tipos de desgastes predominantes os quais dependem do tipo de ferramenta. Sendo que ferramentas de metal duro sem revestimento apresentam principalmente desgaste abrasivo, ferramentas de metal duro com revestimento e ferramentas de Nitreto cúbico de boro (CBN) apresentam principalmente desgaste adesivo e abrasivo, e ferramentas de cerâmica apresentam principalmente desgaste difusivo, abrasão e deformação plástica. Além disso, o estudo de técnicas de lubri-refrigeração são de alta relevância na usinagem de Inconel® 718, devido a registros de temperaturas que

podem exceder os 1200 °C (Bartolomeis, Stephen T. Newman, *et al.*, 2021). Um exemplo é o trabalho de Marques *et al.*, (2016) no qual estudaram a influência de lubrificantes sólidos dispersos em MQL com grafite, aumentando a vida da ferramenta. Oliveira *et al.*, (2021) comparou diferentes condições de corte no fresamento de Inconel® 718, quando o uso de jorro reduziu a temperatura de usinagem e a microdureza da superfície usinada, mas aumentou a força de usinagem em relação a usinagem a seco.

O trabalho de Xavior *et al.*, (2017) teve como foco o estudo do desgastes em diferentes condições de corte no torneamento de Inconel® 718. Pastilhas de metal duro revestidas com TiNAl sofreram maior desgaste de flanco na maior velocidade (120 m/min), com o jorro apresentando maior desgaste na menor velocidade (60 m/min) do que o seco, enquanto na velocidade mais alta ocorreu o oposto, o MQL apresentou desgaste intermediário em todas as condições. Para ferramenta de cerâmica, o jorro apresentou maior desgaste em todas as condições, com o MQL ficando com valores intermediários, importante frisar que o desgaste diminuiu com o aumento de velocidade entre os níveis. Já em ferramentas de nitreto cúbico de boro (CBN), o jorro apresentou menor desgaste na velocidade mais baixa, enquanto jorro e MQL obtiveram resultados parecidos e superiores ao jorro nas demais. Em todas as condições, as ferramentas de CBN apresentaram maiores desgastes. Nas ferramentas de metal duro, foi encontrado muito material aderido nas velocidades de 60 m/min e 90 m/min, também devido a ocorrência de aresta postiça de corte (APC), ocorrendo também lascamento em alguns pontos, também devido a presença de desgaste de cratera. Para a velocidade de 120 m/min, com menor avanço e profundidade de corte que as demais, o desgaste foi uniforme, com intenso desgaste de flanco devido a lixiviação do cobalto, desgaste este que também ocorreu nas outras condições.

Fernandes *et al.*, (2023a) compararam três métodos de lubri-refrigeração no processo de torneamento do Inconel® 718: usinagem a seco, usinagem com líquido refrigerante e ferramenta com refrigeração interna (FRI), além de dois níveis de revestimento da ferramenta e de velocidade de corte. Ao comparar a temperatura na interface por meio de termopar ferramenta peça foi constado que a ao utilizar revestimento de TiNAl, as menores temperaturas foram para a FRI, seguido por jorro; enquanto ao utilizar o revestimento de AlCrN as menores temperaturas foram jorro seguido por FRI, com usinagem a seco sem refrigeração apresentando as maiores temperaturas. Em outro artigo de Fernandes *et al.*, (2023b) o qual utilizou os mesmos parâmetros do trabalho anterior, ao utilizar o revestimento AlCrN, a usinagem com fluido de corte apresentou uma vida da ferramenta mais longa que as FRI, enquanto ao utilizar TiNAl, a

FRI demonstrou um desempenho superior, e a usinagem a seco teve um desempenho inferior em todas as condições de corte.

Ainda nos mesmos parâmetros, estudo de Fernandes *et al.*,(2023c) avaliou outras métricas-chave de desempenho. FRI apresentou menores rugosidade superficial nas ferramentas com revestimento de TiNAl enquanto com revestimento de AlCrN, o jorro apresentou melhores resultados. Entretanto, com a usinagem a seco foram encontrados menores rugosidades em todos os casos, com AlCrN sendo melhor em relação ao TiNAl. Com relação a força de corte utilizando TiNAl, FRI apresentou os menores resultados, enquanto com AlCrN o jorro proporcionou menores força, com as maiores forças em todos os casos sendo a usinagem a seco. Dessa forma é possível concluir que o melhor método de lubri-refrigeração para revestimento de AlCrN foi jorro e o melhor para TiNAl a técnica FRI.

Braig *et al.*,(2022) estudaram o microfresamento de Inconel® 700 com o foco na comparação de três métodos de lubri-refrigeração, usinagem a seco, jorro e criogênica. Entre os fatores analisado a velocidade de corte foi o mais influente, com o aumento do desgaste conforme o aumento da velocidade, já entre os métodos de lubri-refrigeração, a criogenia apresentou menor desgaste da ferramenta, seguido por seco e jorro com pouca diferença entre os dois últimos. Em relação ao acabamento superficial, a criogenia apresentou os menores valores de rugosidade, porém gerou uma maior quantidade de rebarbas.

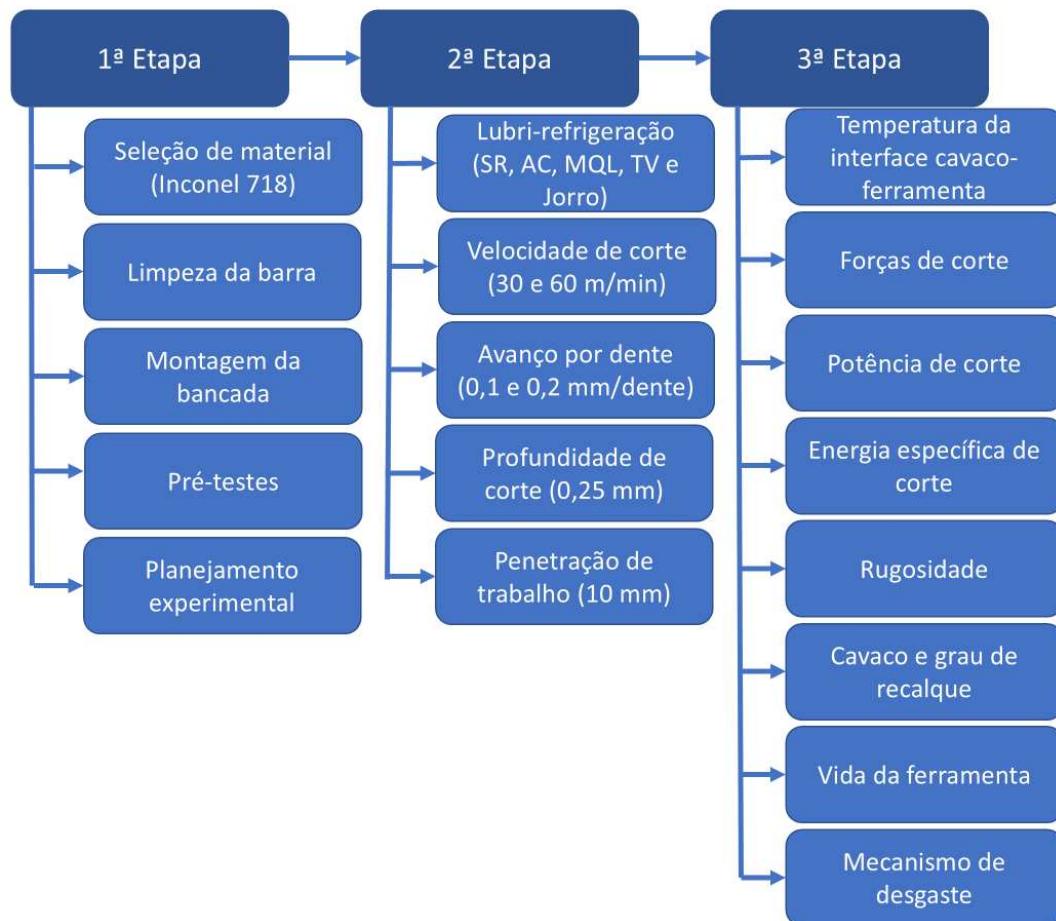
No artigo de Gao *et al.*,(2023), foi estudado a lubrificação por resfriamento à base de dióxido de carbono supercrítico (scCO₂) no fresamento de liga Inconel® 718, comparando com MQL e a tecnologia óleo sobre água (OsA) para quantificar o efeito de diferentes lubrificações por resfriamento, analisando a força de fresamento, a temperatura de fresamento, a rugosidade da superfície e o desgaste da ferramenta. Os resultados experimentais mostraram que o uso de resfriamento e lubrificação à base de scCO₂ reduziu significativamente as forças e temperaturas de fresamento, além de melhorar a qualidade da superfície usinada. Valores mais baixos de rugosidade superficial foram obtidos com resfriamento scCO₂ + OsA em comparação com o fresamento a seco, resfriamento scCO₂ e resfriamento scCO₂ + MQL.

CAPÍTULO III

3. METODOLOGIA

Neste capítulo são apresentados os materiais, ferramentas, equipamentos e metodologias utilizados na realização dos experimentos. Todos os testes foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) e Laboratório de Usinagem Convencional (LUC) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU). A Figura 3.1 mostra o fluxograma com as variáveis utilizadas e os testes desenvolvidos, que são detalhados ao longo deste capítulo, no qual a 1^a etapa corresponde a definição dos parâmetros iniciais, em escolhas como o material utilizado, a 2^a etapa corresponde os ensaios experimentais, e a 3^a etapa a análise dos resultados.

Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento experimental



3.1. MATERIAL UTILIZADO

O material usinado é uma liga de Inconel® 718 envelhecida, com dimensões de 300 mm de comprimento, 217 mm de largura e 102 mm de altura, produzida pela Villares Metals S.A. sob o nome de VAT718A, no qual a composição química é mostrada na Tabela 3.1, sendo níquel, cromo e ferro os elementos com maior representação e as propriedades mecânicas na Tabela 3.2. A dureza superficial aferida após a usinagem foi de $41,5 \pm 0,5$ HRC, utilizando um durômetro Digimess modelo 400.005-NEW.

Este material foi escolhido devido a sua importância técnica, às altas temperaturas durante a usinagem, baixa condutividade térmica e permanência de resistência em altas temperaturas. Devido a essas propriedades, o estudo de diferentes técnicas de lubri-refrigeração é fundamental para o aprimoramento da usinagem dessa liga, reduzindo custos e melhorando a qualidade final da peça.

Tabela 3.1 – Composição química da liga Inconel® VAT718A (% em massa) (Oliveira *et al.*, 2021)

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 envelhecida (Oliveira 2021)

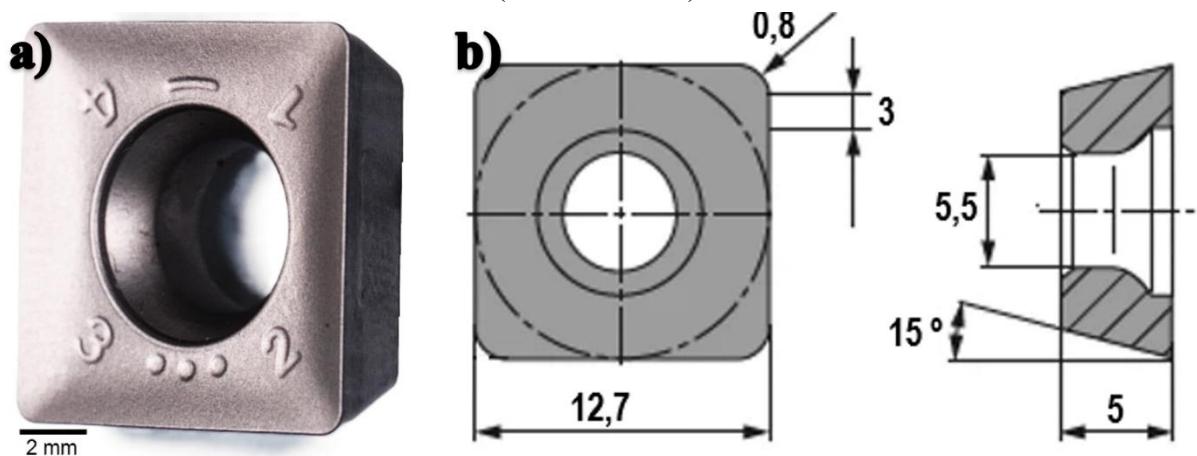
Resistência ao escoamento	Resistência à tração	Dureza média	Densidade	Ponto de Fusão	Condutividade Térmica
1034 MPa	1275 MPa	40 HRC	8,22 g/cm ³	1336 °C	11,4 W/m°K

3.2. FERRAMENTA E PORTA-FERRAMENTAS

Para realizar a usinagem, serão utilizadas as ferramentas de corte SDMT 120508ER-F50 CTCS245, fabricada pela Ceratizit, Figura 3.2a, com letra de identificação da classe “S”, de acordo com a norma ISO 513 (2012), indicando sua aplicação recomendada para a usinagem

de superligas resistentes ao calor, como ligas à base de níquel. Estas ferramentas possuem 12 % de cobalto e revestimento de CVD TiN-TiB₂ com dureza HV30 de 1260 (Ceratizit 2018). Suas dimensões são mostradas na Figura 3.2b.

Figura 3.2 – a) Ferramenta SDMT 120508ER-F50 CTCS245, b) dimensões da ferramenta (Ceratizit 2023)



O corpo de fresa selecionado para este estudo é o G490.32.R.03-12, fabricado pela Ceratizit. Este corpo de fresa possui a capacidade de acomodar até três ferramentas de corte simultaneamente. Para reduzir o número de ferramentas utilizadas e o volume de material a usinar, optou-se por usar apenas uma aresta em cada teste, ou condição de corte, o que é viável conforme demonstrado por Richetti et al.,(2004), que validaram o uso de número reduzido de arestas em ensaios de usinagem com finalidade comparativa entre condições. No entanto, para evitar desequilíbrios durante a operação de corte, foram instaladas duas ferramentas previamente desgastadas em um esmeril, que permaneceram sem contato com a peça durante todo o processo de usinagem. Com o objetivo de acoplar o corpo de fresa ao suporte BT-40 da fresadora equipado com pinça de 32 mm, foi confeccionado um prolongador pela empresa Nipo-Tec, com diâmetro de 32 mm e comprimento de 85 mm, conforme mostrado na Figura 3.3.

A partir da montagem da ferramenta de corte na fresa se obteve os seguintes ângulos principais: um ângulo de posição (κ_r) de 90°, um ângulo de ponta da ferramenta (ε_r) de 90° e um ângulo de posição secundário (κ_r') de 0°, dessa forma a aresta secundária de corte se

comporta como uma aresta alisadora, sendo que esta aresta alisadora possui comprimento de 3 mm.

Figura 3.3 – Corpo de fresa G490.32.R.03-12 e ferramentas montadas



3.3. SISTEMAS DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO

O foco deste trabalho foi comparar cinco diferentes tipos de lubri-refrigeração. Na condição denominada sem refrigeração (SR), não há qualquer meio que facilite a lubrificação ou troca térmica no sistema, diferentemente dos outros métodos de lubri-refrigeração.

Para gerar o ar comprimido foi utilizado um compressor Schulz MSW 40 com potência de 10 cv e pressão de trabalho de 1 MPa, com reservatório de 425 L e um separador de condensado Chiaperini CH SCV 525L, com capacidade de 525 L. Além disso, foram utilizados purgadores ao longo da linha. O sistema de refrigeração por ar comprimido (AC) possui a posição dos dois bicos com diâmetro de 1,75 mm com a saída direcionado para a ferramenta de corte, conforme a Figura 3.5a. A pressão nos bicos foi reduzida para 0,4 MPa para equiparar à pressão do MQL.

A aplicação da mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL) foi realizada pelo sistema Bielomatik B1-210, Figura 3.4a. O fluido utilizado é o óleo mineral Vascomill MMS

FA 2 da Blaser Swisslube, com a vazão de 150 ml/h. Os bicos utilizados são os mesmos do AC, Figura 3.5, compartilhando também a mesma pressão e vazão de ar, 4 MPa, respectivamente.

Para a refrigeração com tubo de vórtice, será utilizado o Emuge Franken Cold Air Nozzle, Figura 3.4b. A pressão na entrada do sistema é de 1 MPa. Diferentemente dos outros métodos, a saída ocorre por um único bico, Figura 3.5, e temperatura entre de -15 °C e -10 °C.

O fluido de corte utilizado na forma de jorro foi a emulsão Vasco 3000 CI da Blaser Swisslube, com concentração do fluido de 10 % e os 90 % restante de água, aferida com um refratômetro analógico RHB32. A aplicação foi feita a baixa pressão por dois bicos com diâmetro de 9 mm em posição semelhante à aplicação de MQL, Figura 3.5, através do próprio sistema do centro de usinagem ROMI Bridgeport Discovery® 760 com a vazão de 24 l/min.

Figura 3.4 – a) Aplicador de MQL Bielomatik B1-210, b) Emuge Franken Cold Air Nozzle
(EMUGE-FRANKEN 2023)

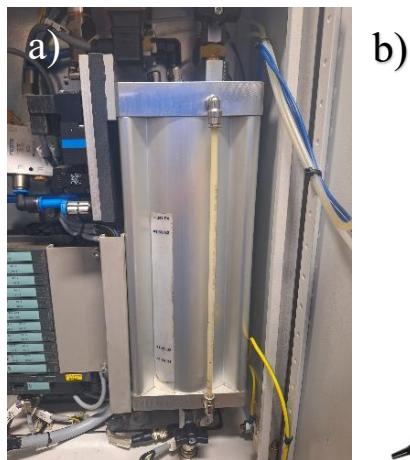
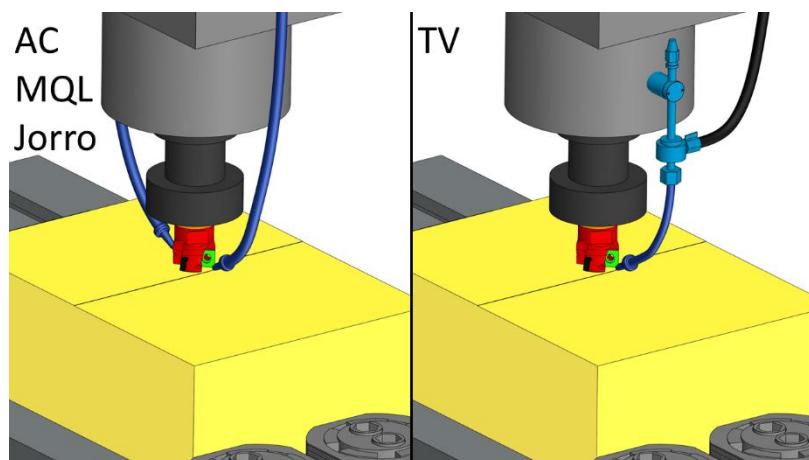


Figura 3.5 – Posicionamento dos bicos de AC, MQL, TV e jorro



3.4. PARÂMETROS DE CORTE E ANÁLISE ESTATÍSTICA

Para auxiliar na definição das condições de corte, foi realizado um levantamento dos parâmetros utilizados por outros autores no fresamento de Inconel® 718 com ferramentas de metal duro, utilizando a mesma máquina, Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Condições de corte de outros autores

Trabalho	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	a_p (mm)	a_e (mm)
Favero Filho (2018)	15 a 75	0,004 a 0,008	0,5	6
Oliveira (2021)	20 a 70	0,05 a 0,30	0,25 a 1,50	20 e 30

Um dos focos deste estudo é a comparação de diferentes métodos de lubri-refrigeração no fresamento de Inconel® 718, comparando: sem refrigeração (SR), ar comprimido (AC), mínima quantidade de lubrificante (MQL), ar comprimido refrigerado por tubo de vórtice (TV), e jorro. A fim de ampliar o alcance do estudo, foram utilizadas cinco condições distintas para cada método de lubri-refrigeração, variando a velocidade de corte e o avanço por dente, sendo o nível superior o dobro do inferior. Com base em dados da literatura e pré-testes, foram definidas as seguintes condições: velocidade de corte (V_c) de 30 m/min e 60 m/min, avanço por dente (f_z) de 0,1 mm e 0,2 mm, com fixação da profundidade de corte (a_p) em 0,25 mm e penetração de trabalho (a_e) em 10 mm, conforme a Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Parâmetros dos ensaios

Condição	Meio	f_z (mm/dente)	v_c (m/min)	A _p (mm)	A _e (mm)
1	<i>SR</i>				
2	<i>AC</i>				
3	<i>MQL</i>	0,1			
4	<i>TV</i>				
5	<i>Jorro</i>				
6	<i>SR</i>		30		
7	<i>AC</i>				
8	<i>MQL</i>	0,2			
9	<i>TV</i>				
10	<i>Jorro</i>			0,25	10
11	<i>SR</i>				
12	<i>AC</i>				
13	<i>MQL</i>	0,1			
14	<i>TV</i>				
15	<i>Jorro</i>		60		
16	<i>SR</i>				
17	<i>AC</i>				
18	<i>MQL</i>	0,2			
19	<i>TV</i>				
20	<i>Jorro</i>				

Para validar estatisticamente os resultados obtidos nos ensaios, será utilizado o software Statistica® versão 7, com índice de confiabilidade de 95 % para todos os experimentos. Inicialmente, foi realizada uma análise de variância (ANOVA) de primeira ordem com variáveis independentes.

Para uma análise mais aprofundada das diferenças entre as médias dos grupos, foi aplicado posteriormente o teste de Tukey. Esse procedimento de comparação múltipla permite identificar quais grupos apresentam diferenças estatisticamente significativas entre si, contribuindo para uma interpretação mais robusta dos resultados obtidos nos experimentos. O teste de Tukey também foi executado considerando um índice de confiabilidade de 95 %, fornecendo uma abordagem confiável na avaliação das disparidades entre as médias dos grupos investigados.

A Tabela 3.5 foi criada a fim de enumerar as variáveis dependentes, de saída no estudo e o número de repetições em todos os testes estatísticos. A Tabela 3.6 apresenta a quantidade de fatores para cada condição. Todos os testes possuíam cinco níveis de lubri-refrigeração (SR, AC, MQL, TV e Jorro), duas velocidades de corte (30 m/min e 60 m/min) e dois avanços (0,1 mm/dente e 0,2 mm/dente). Além disso, nos testes de potência e rugosidade, foi considerado um quarto nível, relacionado à condição de desgaste da ferramenta (DF), sendo ela nova (baixo desgaste de flanco, até 0,2 mm) ou gasta (alto desgaste de flanco, acima de 0,5 mm).

Tabela 3.5 – Parâmetros estatísticos nos testes

Teste	Variáveis	Repetições
Termopar ferramenta-peça	Temperaturas: média e máxima	5
Força	Forças: F_x , F_y , F_z e resultante	5
Potência	Potência no corte	5
Energia específica de corte	Energia específica de corte	5
Rugosidade	Rugosidades: R_a , RS_m e R_q	5
Cavaco	Grau de recalque	5
Vida	Volume de material removido	3

Tabela 3.6 – Número de níveis por fatores

Teste	Lubri-refrigeração	v_c	f_z	DF
Termopar ferramenta-peça	5	2	2	-
Termografia	5	2	2	-
Força	5	2	2	-
Potência	5	2	2	2
Energia específica de corte	5	2	2	2
Rugosidade	5	2	2	2
Cavaco	5	2	2	-
Vida	5	2	2	-

3.5. EQUIPAMENTOS E TÉCNICAS UTILIZADOS

Todos os testes de usinagem foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), da Universidade Federal de Uberlândia (UFU), em um centro de usinagem

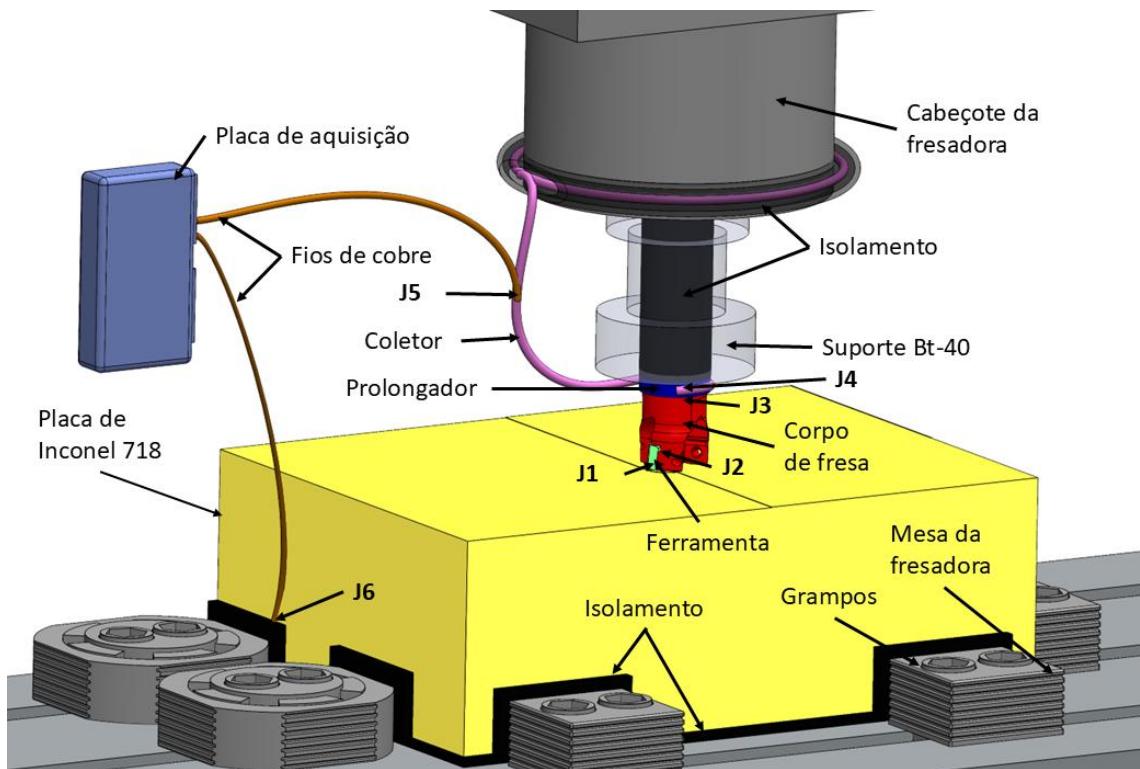
CNC de três eixos ROMI Bridgeport Discovery® 760, com potência no eixo de 9 kw e faixa de rotação contínua de 10 rpm a 10 000 rpm.

3.5.1. TEMPERATURA PELO MÉTODO TERMOPAR FERRAMENTA-PEÇA

Para a medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta-peça foi utilizada uma placa de aquisição National Instruments USB-6211 de 16 bits e taxa de aquisição de 1000 hz, a qual foi conectada há um notebook ligado na bateria, a fim de diminuir interferência elétrica. Os dados de tensão foram convertidos para o formato de texto (.txt) no software LabVIEW e posteriormente analisados no MATLAB.

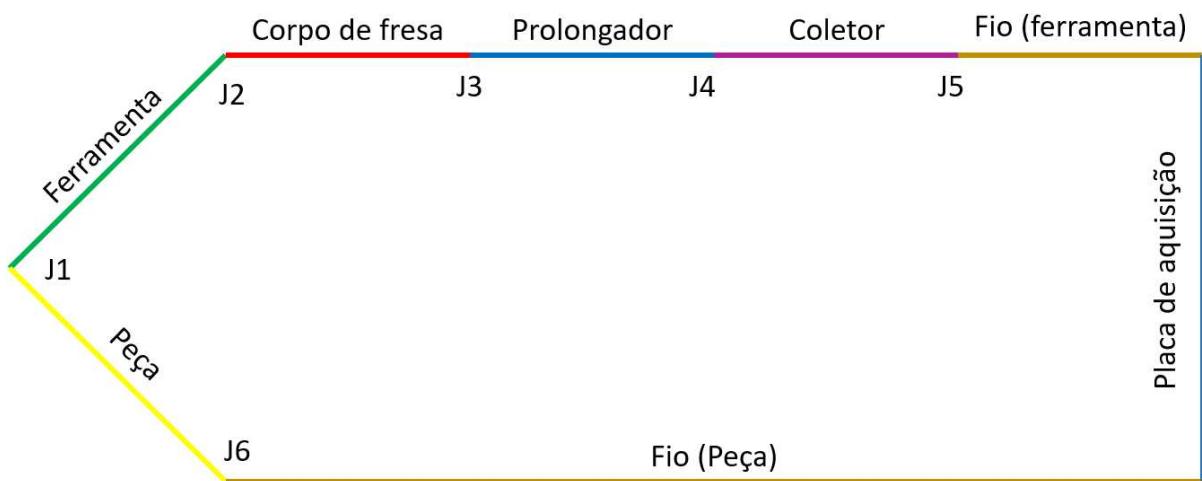
Para garantir o isolamento adequado do sistema termopar ferramenta-peça, a peça foi isolada da mesa do centro de usinagem com borracha butílica. O isolamento da ferramenta foi realizado por meio da aplicação de tinta spray na haste do corpo da fresa. A condutividade foi testada com um multímetro digital DT-830B. Para completar o circuito elétrico foi conectado um fio de cobre entre a peça de Inconel® 718 e a placa de aquisição; além de outro fio de cobre com 1 mm de espessura, conectado entre a placa de aquisição e um sistema de coletor elétrico feito de arame de aço carbono em contato com o prolongador do corpo de fresa, semelhante ao sistema de anel coletor elétrico, conforme mostrado no esquema na Figura 3.6.

Figura 3.6 – Esquemas dos componentes e juntas do termopar ferramenta-peça



A Figura 3.7 mostra o diagrama das juntas e materiais presentes no sistema termopar ferramenta peça. A Junta 1 (J1) representa o ponto de contato do termopar ferramenta peça, e as juntas 2 a 6 são necessárias para a transferir a diferença de potencial para a placa de aquisição.

Figura 3.7 – Diagrama de juntas e materiais do termopar ferramenta-peça



A equação 3.1 descreve a relação fundamental entre a diferença de potencial na junta de um termopar (U_J) e a temperatura na junta (T_J), utilizando os coeficientes de ajuste angular (A) e linear (B). Por sua vez, a equação 3.2 delineia a diferença de potencial total em relação à diferença de potencial em cada uma das juntas, considerando que a temperatura permanece constante em todas, exceto em $J1$. Dessa forma a equação 3.2 pode ser reformulada na forma mais conveniente expressa pela equação 3.3. Finalmente, a temperatura durante a usinagem (T_U) é determinada pela equação 3.4, onde a constante B_3 é a soma das constantes que requerem calibração, além da calibração da constante A_1 .

Para a calibração, o sistema de termopar ferramenta-peça foi montado no forno do tipo mufla, usando como ferramenta, uma haste de metal duro de mesmo material da pastilha (inserto), e como peça, um cavaco contínuo de Inconel® 718, produzido por torneamento de uma barra cilíndrica do material, cujas composição e propriedades são similares à da barra fresada neste estudo. As demais juntas foram montadas próximas ao forno, conforme a Figura 3.8.

Para a calibração, a temperatura no interior do forno foi ajustada e a diferença de potencial total do sistema foi aferida por meio da placa de aquisição, sendo posteriormente comparada com um termopar tipo K, conforme a Figura 3.9. A temperatura foi estabilizada por cinco minutos, e depois feitas cinco medições de tensão para cada temperatura. Com os dados obtidos foi realizado a interpolação linear, sendo que a equação da temperatura de usinagem na interface ferramenta-peça (T_U) é expressa na equação 3.5.

$$U_J = A \cdot T_J + B \quad (3.1)$$

$$U_T = U_{J1} + U_{J2} + U_{J3} + U_{J4} + U_{J5} + U_{J6} \quad (3.2)$$

$$T_U = A_1 \cdot U_{J1} + Cte_2 + Cte_3 + Cte_4 + Cte_5 + Cte_6 + B_2 \quad (3.3)$$

$$T_U = A_1 \cdot U_{J1} + B_3 \quad (3.4)$$

$$T_U = 57202 \cdot U + 36.614 \quad (3.5)$$

Onde:

- U_T (V) = diferença de potencial total
- U_J (V) = diferença de potencial na junta
- T_J (°C) = temperatura na junta

- A ($V/{}^{\circ}\text{C}$) = coeficiente de ajuste angular
- B (V) = coeficiente de ajuste linear
- T_U (${}^{\circ}\text{C}$) = temperatura de usinagem na interface ferramenta peça

Figura 3.8 – Posicionamento das juntas para a calibração do forno

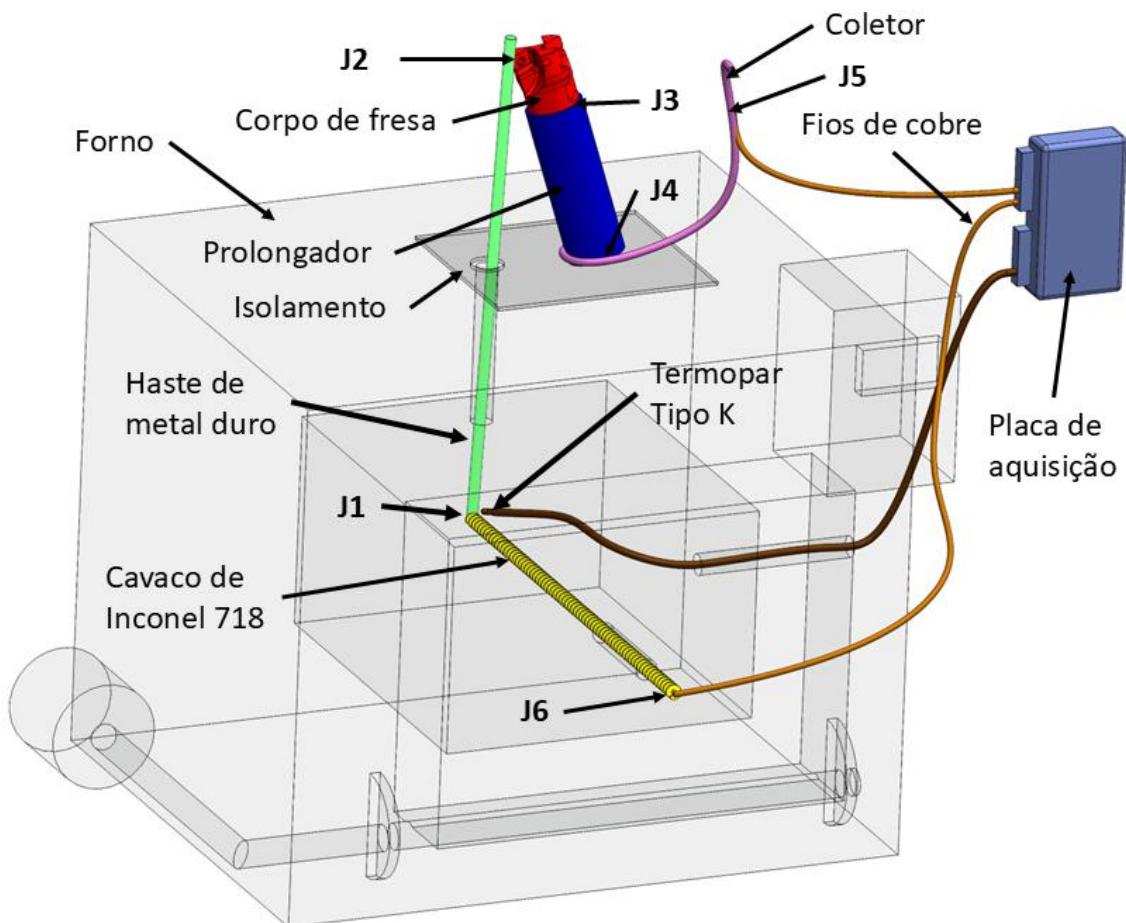
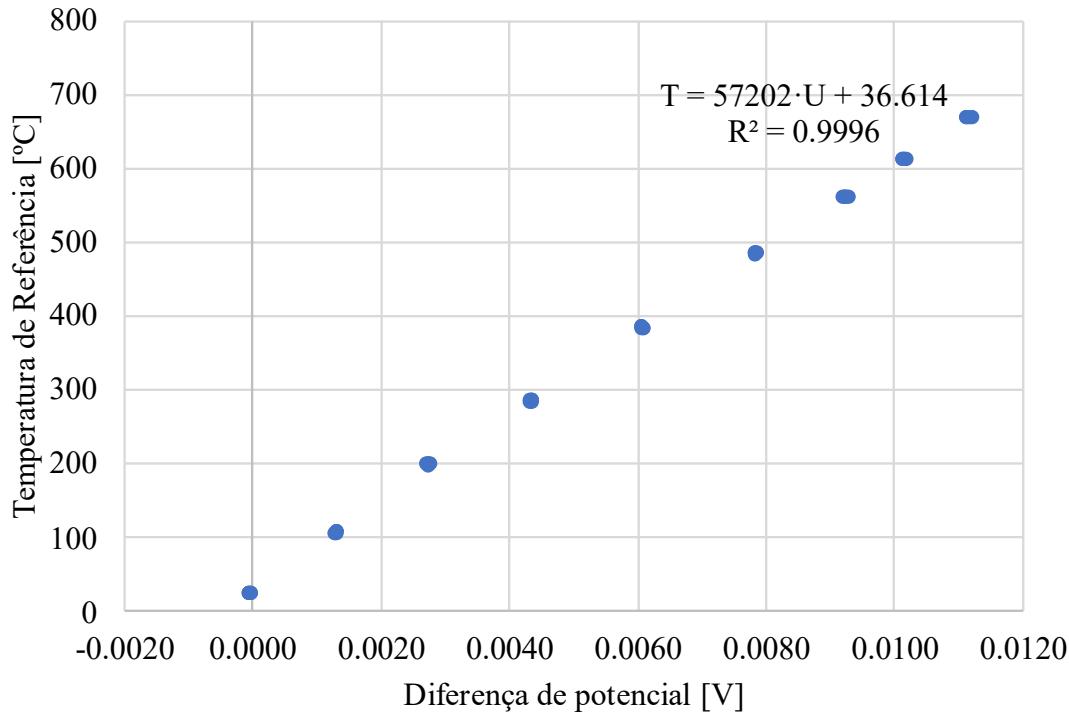


Figura 3.9 – Calibração do termopar ferramenta peça



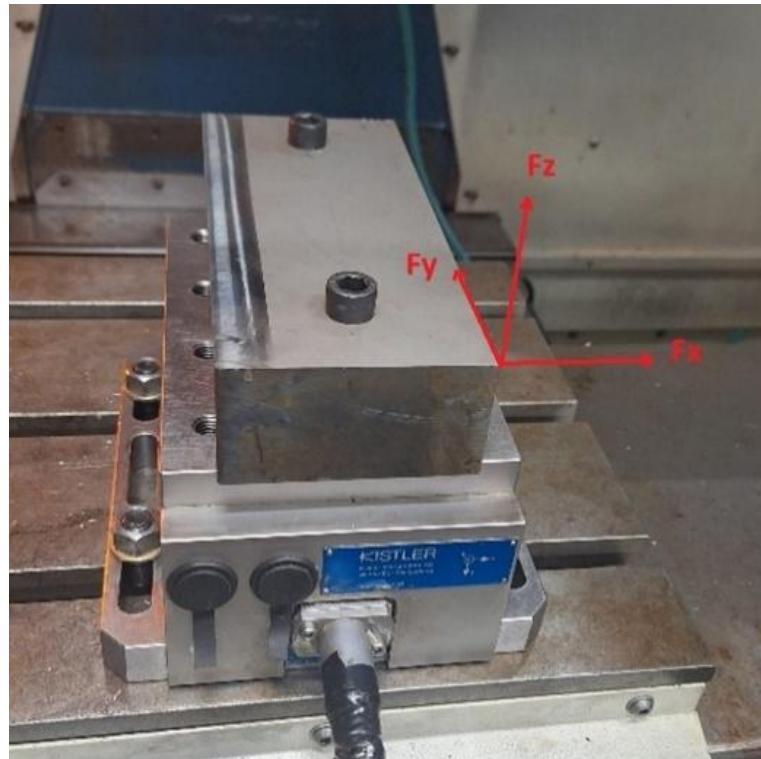
Para evitar interferências, foi aplicado um filtro passa-baixa com frequência de corte de 20 Hz, valor que corresponde aproximadamente ao dobro da frequência do corpo da fresa na velocidade máxima e ao quádruplo na velocidade mínima. Para as análises estáticas por meio de Teste de Tukey, foram utilizados a média da temperatura em cada ensaio, e a médias das 20 % maiores temperaturas. Esta última análise foi realizada a fim de enfatizar as temperaturas mais elevadas, que se concentram durante o período ativo do processo de fresamento.

3.5.2. FORÇAS NA USINAGEM

Nos testes de força, foi empregado um dinamômetro modelo 9265B, que opera com base em cristais piezoelétricos, juntamente com um amplificador de sinal 5019A, ambos da Kistler Instrument. Além disso, foi utilizada uma placa de aquisição de sinais NI PCO-6036E da National Instrument e um computador rodando o software Labview® 7.6. A fim de melhor fixação foi retirado uma seção da barra original de Inconel® 718 por eletroerosão a fio com dimensões de 217 mm de comprimento, 97 mm de largura e 50 mm de altura a qual foi parafusada no dinamômetro. A peça foi posicionada no dinamômetro por meio de parafusos allen, com torque de aperto controlado, seguindo as recomendações da Kistler.

Nos ensaios de forças foram utilizadas ferramentas com desgaste de flanco máximo de 0,1 mm, para eliminar influência do desgaste de flanco nos resultados na usinagem de Inconel® 718 (Oliveira 2021). Foram medidas as forças nas direções F_x , F_y e F_z , conforme a Figura 3.10, com uma taxa de aquisição de 1000 Hz e um tempo de amostragem de dez segundos, além disso foram realizadas cinco repetições para cada condição.

Figura 3.10 – Fixação da peça no Dinamômetro Kistler 9265B



Adicionalmente os dados foram tratados no Matlab® 2018, com a força de usinagem (F_r) sendo calculada em cada ponto registrado pelo dinamômetro, utilizando a equação 3.6. As análises estatísticas foram feitas com base nas médias das três componentes e da resultante.

$$F_r = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (3.6)$$

3.5.3. POTÊNCIA E ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

Para a medição da potência de corte foi utilizado um sensor Hall HAS 50-S, acoplado a uma das fases que chegam ao motor principal do centro de usinagem, a fim de medir a corrente, além disso foi utilizado um amplificador de sinais e uma placa de aquisição National Instruments USB-6211, para gerenciar os resultados. Para calcular a potência no processo de corte, empregou-se a equação 3.7, considerando valores de tensão trifásica de 220 V e corrente obtidos com uma taxa de aquisição de 1000 Hz e um tempo de amostragem de 10 segundos. A potência em vazio foi retirada pois a pesquisa se concentrou na potência de corte do material. Os resultados dessa retirada estão refletidos na Tabela 3.7, evidenciando a influência tanto do uso da bomba de fluido de corte quanto da velocidade de rotação em vazio da ferramenta.

$$P_c = \sqrt{3} \cdot I \cdot U \cdot \eta \cdot \cos(\theta) - P_v \quad (3.7)$$

Onde:

- P_c (W) = potência de corte
- I (A) = corrente por fase
- U (V) = tensão
- η (adimensional) = 0,8 = eficiência
- $\cos(\theta)$ (adimensional) = 0,8 = fator de potência.
- P_v (W) = potência em vazio.

Tabela 3.7 – Valor da potência em vazio

v_c (m/min)	Fluido de corte	Potência (W)
Parado	Não	419,87
30	Não	530,34
60	Não	554,57
Parado	Sim	1108,73
30	Sim	1128,81

60	Sim	1159,13
----	-----	---------

Após obter a potência de corte do material, foi calculado a energia específica de corte, através da equação 3.8.

$$u_c = \frac{P_c}{a_p * a_e * f_z * z * \frac{N}{60}} \quad (3.8)$$

Onde:

- u_c (J/mm^3) = energia específica de corte
- P_c (W) = potência de corte
- a_p (mm) = profundidade de corte
- a_e (mm) = penetração de trabalho
- f_z (mm/dente) = avanço por dente
- z (dente) = dentes na fresa
- N (rpm) = rotação da fresa

3.5.4. RUGOSIDADE SUPERFICIAL

A medição de rugosidade foi realizada utilizando um rugosímetro Taylor Hobson®, modelo Surtronic-S128, com resolução de $0,05 \mu\text{m}$, com a agulha do apalpador de diamante com raio de ponta de $0,2 \mu\text{m}$. Este equipamento foi montado em um suporte que permitia a realização das medições sem a necessidade de remover a peça. As medições foram realizadas de forma paralela ao avanço de usinagem, com o apalpador seguindo o trajeto indicado pelo eixo central da fresa, perpendicular às marcas de avanço, na superfície secundária em usinagem ou inferior, conforme ilustrado na Figura 3.11.

As medições da rugosidade foram realizadas durante os testes de vida da ferramenta, com cinco medições no começo e cinco no fim da vida, com a ferramenta já desgastada, sendo esta outra variável incluída no teste estatístico além dos métodos de lubri-refrigeração, velocidade e avanço de corte. Foram mensurados os parâmetros de amplitude: desvio aritmético

médio do perfil em avaliação (R_a) e desvio médio quadrático do perfil em avaliação (R_q) além do parâmetro de espaçamento: largura média de um elemento do perfil (RS_m). Utilizou-se um comprimento de amostragem de rugosidade de 0,8 mm e um comprimento de avaliação de 4 mm, conforme as normas NBR ISO 4287 (2002) e NBR ISO 4288 (2008).

Figura 3.11 – Medição de rugosidade



3.5.5. GRAU DE RECALQUE E MORFOLOGIA DO CAVACO

A medição da espessura do cavaco (h') foi realizada com um micrômetro Mitutoyo M120-25, com resolução de 0,001 mm, aferindo-se cinco cavacos distintos para cada condição, sempre na região de maior espessura. Nos processos de fresamento, especialmente no método concordante, a espessura do cavaco varia ao longo do tempo ativo de corte, começando com seu maior valor e diminuindo à medida que a ferramenta avança na rotação. Por essa razão, a medição foi conduzida na primeira porção removida do material, correspondente à região de maior espessura.

Após as medições, foi calculado o grau de recalque (R_c) para cada valor obtido mediante a equação 3.9, na qual a espessura de corte (h) corresponde ao avanço por dente (f_z), uma vez que o ângulo de posição da fresa é de 90º, ou seja, 0,1 mm/dente ou 0,2 mm/dente, dependendo da condição. Além disso, foram obtidas fotos dos cavacos em todas as condições analisadas, através de um microscópio ótico ferramenteiro Olympus SZ61, nas quais foi realizada uma análise morfológica para avaliar as características do cavaco.

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (3.9)$$

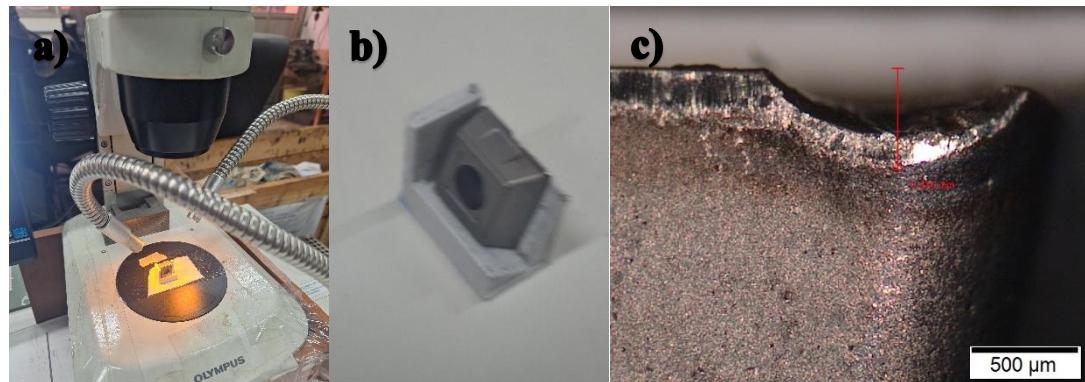
Onde:

- R_c = Grau de recalque
- h' (mm) = espessura do cavaco.
- h (mm) = espessura de corte.

3.5.6. VIDA DA FERRAMENTA.

Para a aferição do desgaste da ferramenta, foi utilizado um microscópio óptico ferramenteiro Olympus SZ61, Figura 3.12a, sendo que para padronizar o posicionamento da ferramenta e agilizar as medições, foi fabricado um suporte de PLA, por manufatura aditiva, Figura 3.12b. O critério de desgaste adotado foi o desgaste de flanco máximo (VB_{BMax}) de 0,6 mm, Figura 3.12c, valor de 0,1 mm superior ao recomendado pela Norma ISO 8688-2 (1989). No mínimo três paradas em cada teste foram efetivadas, para medição do desgaste, com o propósito de determinar a curva de vida com o intervalo variando em cada condição, dependendo do nível de desgaste.

Figura 3.12 – a) Microscópio ferramenteiro Olympus SZ6, b) suporte para a medição do desgaste, c) medição do desgaste



Ao ultrapassar o desgaste de flanco máximo de 0,6 mm, realizou-se uma interpolação linear para determinar o comprimento usinado no fim de vida da aresta (L_{fv}), conforme a equação 3.10. Utilizou-se o comprimento usinado no ponto que ultrapassou o fim de vida ($L_{m,i}$) e o desgaste de flanco nesse ponto ($VB_{bmax,i}$), além do ponto anterior a este ($L_{m,i-1}$) e o seu respectivo desgaste de flanco ($VB_{bmax,i-1}$), através do programa Microsoft Excel. Obedecendo a norma ISO 8688 (1989). Posteriormente, o valor final da vida de todas as arestas foi convertido em volume de material removido (VMR_{fv}), equação 3.11.

$$L_{fv} = L_{i-1} + (L_i - L_{i-1}) \cdot \left(\frac{0,6 - VB_{bmax,i-1}}{VB_{bmax,i} - VB_{bmax,i-1}} \right) \quad (3.10)$$

$$VMR_{fv} = L_{fv} \cdot a_p \cdot a_e \quad (3.11)$$

Onde:

- L_{fv} (mm) = percurso de avanço de fim de vida
- L_i (mm) = percurso de avanço aferido após exceder desgaste de flanco de 0,6 mm.
- L_{i-1} (mm) = percurso de avanço aferido antes de exceder desgaste de flanco de 0,6 mm.
- $VB_{bmax,i}$ (mm) = desgaste de flanco após exceder 0,6 mm
- $VB_{bmax,i-1}$ (mm) = desgaste de flanco antes de exceder 0,6 mm
- VMR_{fv} (cm^3) = volume de material removido no fim de vida.

3.5.7. MECANISMO DE DESGASTE

Ao fim de vida da ferramenta, foi selecionado uma aresta de um dos testes de cada condição, totalizando 20 arestas, para análise dos mecanismos de desgaste. As ferramentas foram imersas em acetona e submetidas à limpeza ultrassônica por cinco minutos e para remover o material aderido e expor a superfície da ferramenta, utilizou-se água régia ($\text{HCl} + \text{HNO}_3$ a 10 %) por 1 minuto.

Com o uso do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) VEGA 3 LMU da marca Tescan, foram registradas fotos da superfície de saída e da superfície de folga secundária, onde ocorreu o maior desgaste de flanco. Além disso foi feito Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raios-X (EDS) para analisar a composição química e verificar a presença de material aderido.

CAPÍTULO IV

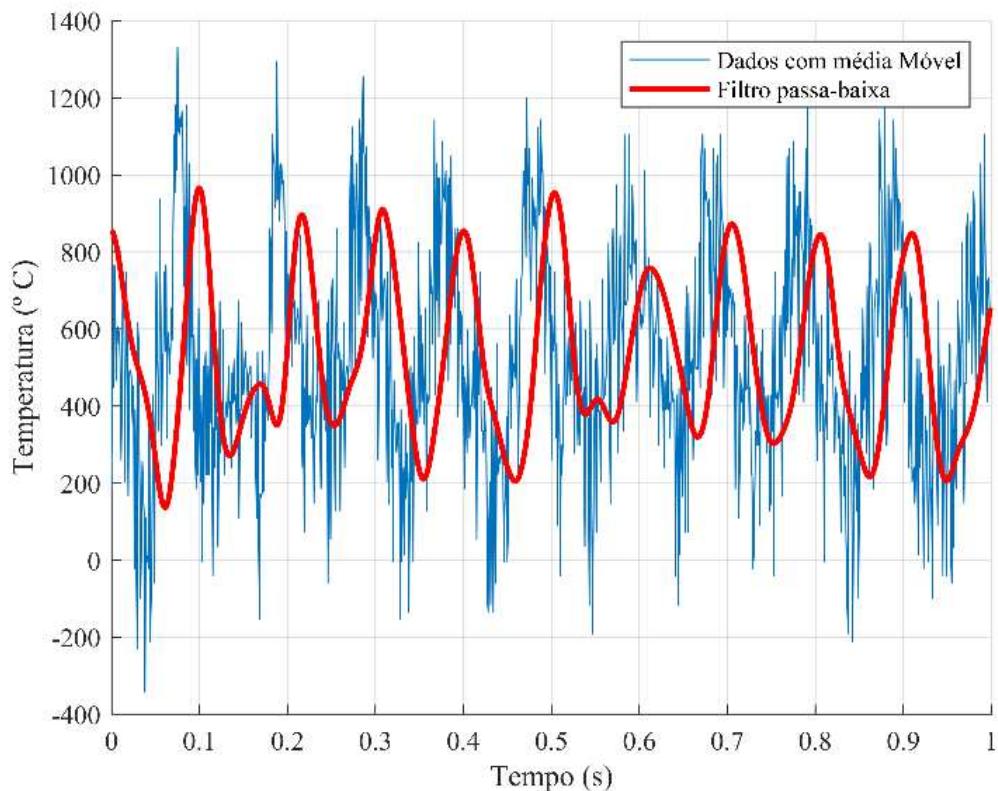
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados experimentais encontrados nesse trabalho, de modo a verificar a influência das variáveis sistema de refrigeração, avanço e velocidade de corte, uma vez que a profundidade de corte e a penetração de trabalho foram mantidas constantes em 0,25 mm e 10 mm, respectivamente. São apresentados os resultados da temperatura medida pelo método do termopar ferramenta-peça, forças de corte e de usinagem, potência de corte, energia específica de corte, rugosidade (R_a , RS_m e R_q), grau de recalque do cavaco, vida da ferramenta, além de mecanismos de desgaste. As tabelas com todos os dados brutos estão disponíveis no item 7. APÊNDICE I – RESULTADOS. Com essas análises pretende-se atingir os objetivos preconizados, ou seja, estudar e analisar cinco diferentes métodos de lubri-refrigeração: sem refrigeração (SR); ar comprimido (AC); mínima quantidade de lubrificante (MQL); tubo de vórtice (TV) e fluido de corte em abundância (jorro), no fresamento de Inconel® 718 em quatro diferentes condições de corte.

4.1. TEMPERATURA PELO MÉTODO DO TERMOPAR FERRAMENTA-PEÇA

A Figura 4.1 ilustra o procedimento adotado para a obtenção das temperaturas na interface cavaco-ferramenta-peça, a partir de um ensaio realizado sob a condição de ar comprimido (AC), com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,2 mm/dente. Os dados brutos foram tratados por meio de um filtro passa-baixa com frequência de corte de 20 Hz, o dobro da frequência do eixo-árvore, que opera a 10 Hz na maior velocidade de corte. Observa-se que, nesse intervalo de um segundo, há dez picos de temperatura, cada um correspondendo a uma rotação da fresa. A fase de aquecimento e os picos de temperatura representam o período ativo de usinagem, no qual a ferramenta efetivamente remove material. Em contrapartida, durante o período passivo, a ferramenta retorna à posição de corte, mantendo contato tangencial com a peça (sem remoção de material) e resfriando-se em decorrência do contato com o ar externo ou do método de lubri-refrigeração.

Figura 4.1 – Exemplo de curva de temperatura em função do tempo para AC com velocidade de corte 60 m/min e avanço de 0,2 mm por dente



A partir da análise dos dados de todos os ensaios, foi produzida a Figura 4.2, a qual apresenta a temperatura média para cada condição, enquanto a Figura 4.3 exibe as médias dos 20 % maiores valores de temperatura, que ocorrem durante o período ativo de usinagem. Para cada condição foram utilizadas cinco repetições. Os dados brutos estão expostos no item 7. APÊNDICE I – RESULTADOS, Tabela 7.1 para as temperaturas médias e Tabela 7.2 para a média das 20 % maiores temperaturas.

Figura 4.2 – Resultados da temperatura média da interface cavaco-ferramenta, obtida pelo método do termopar ferramenta-peça

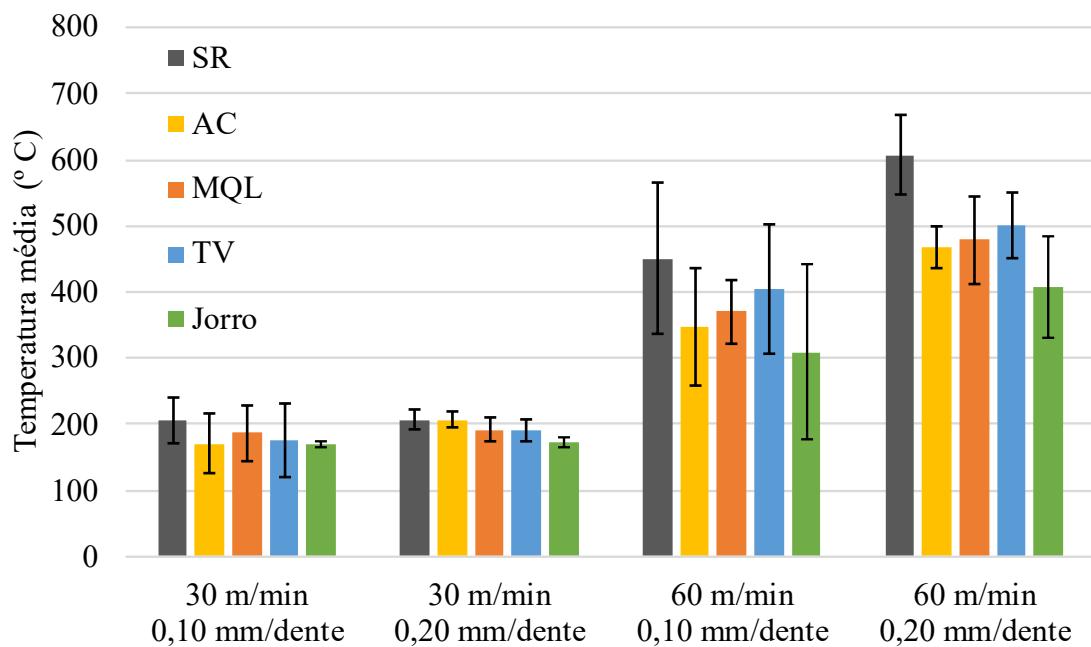
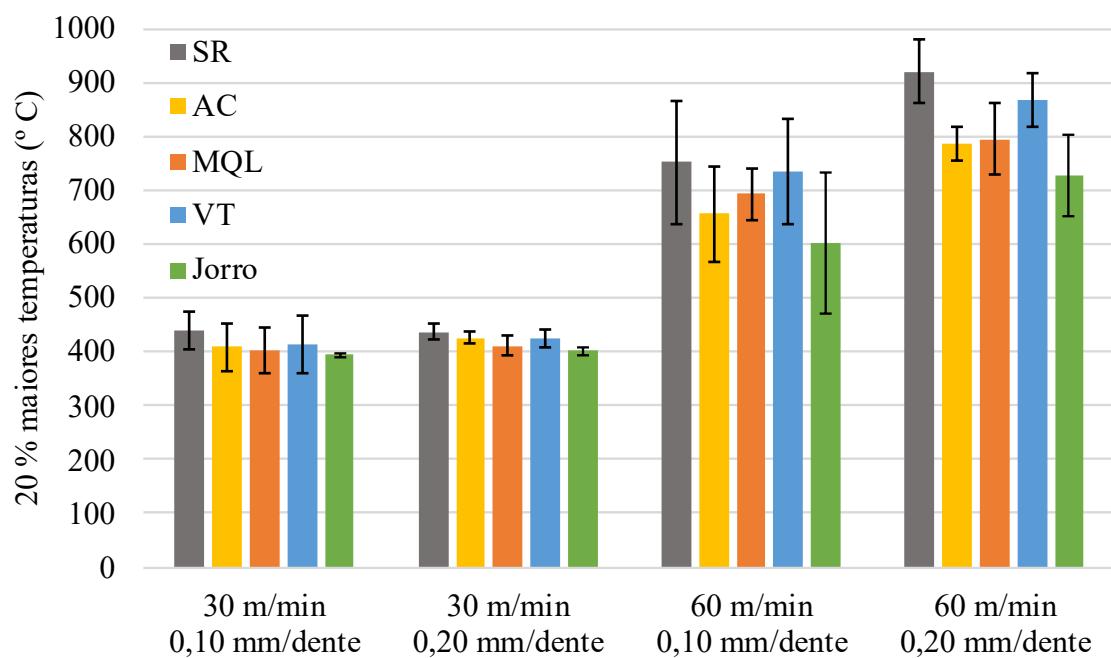


Figura 4.3 – Resultados das 20 % maiores temperaturas obtidas pelo método do termopar ferramenta-peça



As Tabelas 4.1 e 4.2 contêm os resultados da análise de variância (ANOVA), os quais demonstram que as três variáveis investigadas – atmosfera de lubri-refrigeração (LR), velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z) – foram estatisticamente significativas para as temperaturas na interface cavaco-ferramenta-peça durante o fresamento de topo do Inconel® 718. Essa significância foi verificada com um nível de confiança de 95 % e um nível de significância de 5 % tanto para as temperaturas médias quanto para os 20 % maiores valores de temperatura. O teste de Tukey foi aplicado a todas as variáveis, destacando-se por permitir comparações múltiplas entre as médias dos tratamentos e assegurar que as diferenças observadas não sejam decorrentes do acaso, mas sim das variações dos fatores de entrada estudados.

Tabela 4.1 – Análise de variância para a temperatura média da interface cavaco-ferramenta, obtida pelo método do termopar ferramenta-peça

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	109826	4	27457	5,880	0,000290
v_c	1525276	1	1525276	326,670	0,000000
f_z	102631	1	102631	21,981	0,000009
Erro	434233	93	4669		
Total	2171966	99			

Tabela 4.2 – Análise de variância para as 20 % maiores temperaturas obtidas pelo método do termopar ferramenta-peça

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	34196147	4	33478	6,259	0,000167
v_c	133910	1	2852830	533,378	0,000000
f_z	2852830	1	122521	22,907	0,000006
Erro	122521	93	5349		
Total	497421	99			

A Tabela 4.3 apresenta os resultados do teste de Tukey, mostrando os grupos de tratamento para a temperatura média da variável LR. No teste de Tukey, os tratamentos que não

apresentam diferenças estatisticamente significativas entre si, para um determinado nível de confiança, são agrupados, enquanto os que se diferenciam são alocados em grupos distintos.

Tabela 4.3 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração para temperaturas médias da interface cavaco-ferramenta obtidas pelo método do termopar ferramenta-peça

Variável (Lubri-refrigeração)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
Jorro	265	X	
AC	298	X	
MQL	307	X	
TV	318	X	X
SR	367		X

Em termos numéricos, a usinagem a seco apresentou as maiores temperaturas, uma vez que não houve a aplicação de nenhum método de redução de temperatura, apenas a dissipação natural do calor na atmosfera ambiente e a rotação da fresa, cuja temperatura média era de 27 °C. No entanto, observou-se que essa condição foi semelhante à usinagem com tubo de vórtice (TV), na qual o fluxo de ar possuía uma temperatura mais baixa (-15 °C a -10 °C), mas ainda permaneceu dentro do grupo da usinagem a seco (SR), apesar do valor numérico superior. Não foi identificada diferença estatisticamente significativa entre essas duas condições, com um índice de confiabilidade de 95 %. A possível explicação para esse resultado será discutida posteriormente, quando for apresentada a análise do tubo de vórtice (TV).

O segundo grupo, que apresentou temperaturas mais baixas, é composto pelos métodos tubo de vórtice (TV), mínima quantidade de lubrificante (MQL), ar comprimido (AC) e jorro, listados em ordem decrescente de valor numérico. A provável razão para a exclusão do MQL e do AC do grupo com as maiores temperaturas é o maior coeficiente de convecção proporcionado pelo fluxo de ar em alta velocidade. Apesar de o TV apresentar um coeficiente de convecção elevado, a perda de pressão e a presença de apenas um bocal resultaram em uma influência reduzida na diminuição da temperatura. Outra possível explicação é que o sistema TV, devido à baixa temperatura do ar, pode resfriar mais eficientemente a superfície da peça, conferindo ao Inconel® 718 uma maior resistência térmica e, assim, elevando a temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça, compensando o maior coeficiente de convecção térmica. Dessa forma eleva a temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça, compensando o maior coeficiente de convecção térmica. Por outro lado, a refrigeração abundante (FC) apresentou os menores valores de temperatura em razão do elevado coeficiente de convecção promovido pelo jato de fluido em abundância, aliado à lubrificação proporcionada pela emulsão utilizada,

favorecendo o desempenho desse método. Em contraste, a presença de partículas de fluido atomizadas no sistema MQL não trouxe vantagens significativas em termos de redução térmica quando comparado à usinagem apenas com ar comprimido. O sistema MQL é reconhecido como um bom lubrificante, porém um sistema de refrigeração ineficiente (Sales, Diniz e Machado, 2001).

Na Tabela 4.4, o teste de Tukey aplicado aos 20 % maiores valores de temperatura, que ocorrem predominantemente durante o período ativo de usinagem, revelou a separação das condições em três grupos sem variação estatisticamente significativa dentro de cada um. O grupo com as temperaturas mais elevadas foi composto por SR, TV e MQL. Para temperaturas intermediárias, destacaram-se os métodos TV, MQL e AC, enquanto para as temperaturas mais baixas, os métodos MQL, AC e jorro foram os mais relevantes.

Tabela 4.4 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração para as 20 % maiores temperaturas por meio de termopar ferramenta-peça

Variável (Lubri-refrigeração)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
Jorro	531	X		
AC	570	X	X	
MQL	575	X	X	X
TV	610		X	X
SR	638			X

A ordem geral dos métodos seguiu a tendência observada para as temperaturas médias, com a diferença de que, nesse caso, foi constatada uma separação estatisticamente significativa entre TV e jorro. Isso indica que, nesse contexto, o maior coeficiente de convecção e o efeito lubrificante do método de refrigeração abundante se mostraram mais relevantes do que a menor temperatura registrada com o tubo de vórtice.

No estudo conduzido por Salur *et al.*,(2021), a utilização de MQL também resultou em temperaturas mais baixas em comparação à fresamento a seco do aço AISI 1040. A diferença de temperatura entre a usinagem a seco e o MQL foi mais acentuada em velocidades de corte mais elevadas. De forma semelhante, Zhang *et al.*,(2018) realizaram simulações e compararam o desempenho da mínima quantidade de lubrificante criogênico (MQLC) na fresamento do aço 300M. Os resultados indicaram que a temperatura foi reduzida em todas as condições testadas devido à melhor lubrificação, à menor temperatura e ao maior coeficiente de convecção

proporcionado pelo MQLC. Achar *et al.*,(2019) investigaram o uso de geradores de vórtice durante a operação de torneamento do Inconel® 718 com ferramentas de metal duro sem revestimento, variando a velocidade de corte, o avanço e o ambiente (tubo de vórtice e seco). Os resultados demonstraram que o gerador de vórtice reduziu significativamente a temperatura em todas as condições testadas.

No fresamento de uma liga de ferro-níquel 304L_{0,5}IN625_{0,5}, C. Wang *et al.*,(2024) observaram uma redução da temperatura ao empregar a técnica de MQL em comparação à usinagem a seco. Ao utilizar um sistema de resfriamento híbrido, combinando MQL+TV, a diminuição da temperatura foi ainda maior. Além disso, ao aumentar a pressão de ar, as reduções de temperatura foram mais significativas.

As Tabelas 4.5 e 4.6 apresentam o teste de Tukey para a influência da velocidade de corte na temperatura média e nos 20 % maiores valores de temperatura, respectivamente. Em ambos os casos, a maior velocidade de corte resultou nas temperaturas mais elevadas na interface ferramenta-peça. Essa observação está em conformidade com a literatura, pois o aumento da velocidade de corte eleva a potência de corte sem aumentar significativamente as áreas de contato cavaco-ferramenta-peça, limitando assim a capacidade da ferramenta de dissipar o calor gerado (Diniz *et al.*,2003; Trent e Wright, 2000).

Tabela 4.5 – Teste de Tukey para velocidade de corte para temperaturas médias por meio de termopar ferramenta-peça

v_c (m/min)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
30	187	X	
60	434		X

Tabela 4.6 – Teste de Tukey para velocidade de corte para as 20 % maiores temperaturas por meio de termopar ferramenta-peça

v_c (m/min)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
30	416	X	
60	754		X

Outros estudos corroboram essa tendência, Fernandes *et al.*,(2024) verificaram que a velocidade de corte foi o parâmetro mais influente no aumento da temperatura na interface

cavaco-ferramenta-peça durante o torneamento do Inconel® 718. Outros trabalhos, como o de França *et al.*,(2022), também constataram um aumento da temperatura de corte com o incremento da velocidade no torneamento do ferro fundido cinzento. Além disso, técnicas alternativas de medição apresentaram resultados comparáveis, como observado por Zhang *et al.*,(2018), que, ao simular o fresamento do aço 300M, verificaram um aumento semelhante da temperatura com o incremento da velocidade de corte.

As Tabelas 4.7 e 4.8 apresentam, respectivamente, a influência do avanço por dente nas temperaturas médias e nos 20 % maiores valores de temperatura. Em ambos os casos, o aumento do avanço resultou em maiores temperaturas na interface cavaco-ferramenta-peça.

Tabela 4.7 – Teste de Tukey para avanço por dente para temperaturas médias por meio de termopar ferramenta-peça

f_z (mm/dente)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	279	X	
0,2	343		X

Tabela 4.8 – Teste de Tukey para avanço por meio para as 20 % maiores temperaturas por meio de termopar ferramenta-peça

f_z (mm/dente)	Média (°C)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	550	X	
0,2	620		X

De acordo com Machado *et al.*,(2015) dentre os parâmetros de corte, o aumento do avanço é o segundo fator mais influente na elevação da temperatura, perdendo apenas para a velocidade de corte. Isso ocorre porque o incremento do avanço eleva as forças e a potência de corte, resultando em uma maior quantidade de energia a ser dissipada – mesmo considerando o aumento da área de contato. Trabalhos como o de Fernandes *et al.*,(2024), que realizaram o torneamento do Inconel® 718, também resultaram na elevação da temperatura conforme o aumento do avanço.

O trabalho de Díaz-Ádilvarez *et al.*,(2017) apresentou resultados distintos ao empregar um pirômetro com o intuito de aferir a temperatura na superfície de saída durante o torneamento de Inconel® 718. À medida que a velocidade de corte aumenta, observa-se uma leve diminuição

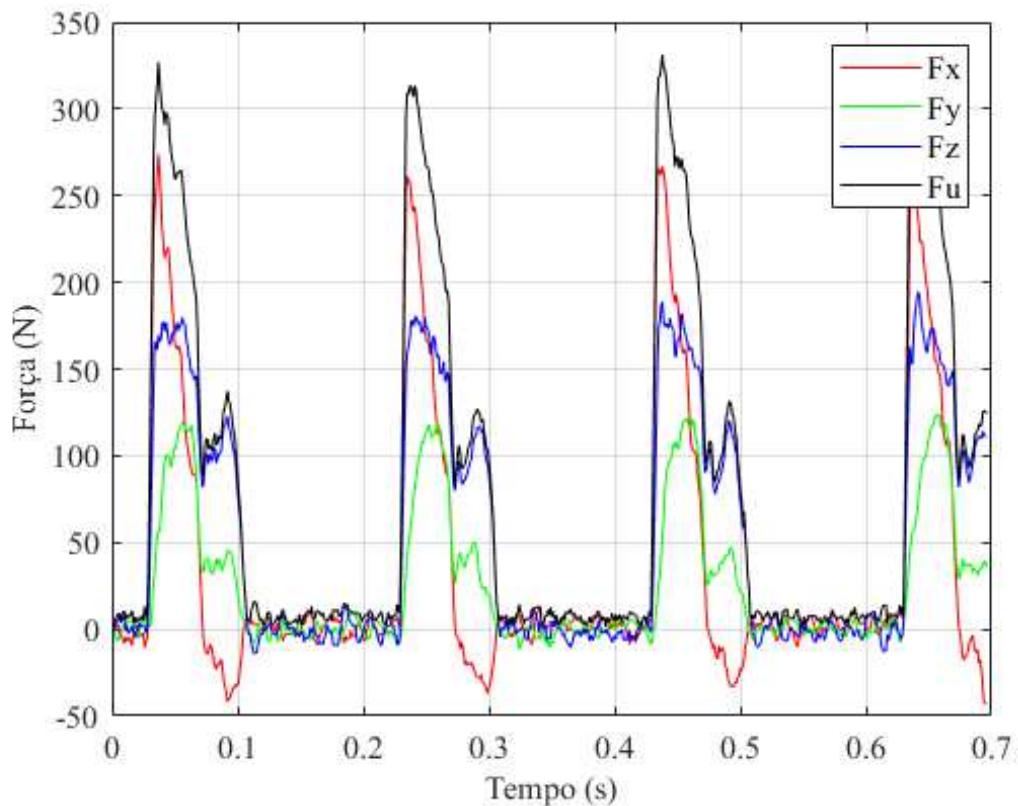
nas temperaturas alcançadas na superfície recém-usinada, especialmente para valores de avanço mais altos, como 0,08 e 0,1 mm/rev. Isso ocorre porque a maior velocidade reduz o tempo disponível para a propagação do calor através do material não cortado, resultando em uma menor transferência de calor para a peça. Por outro lado, em condições de baixo avanço, como 0,05 mm/rev, onde o valor do avanço se aproxima do raio de ponta da ferramenta, a temperatura tende a aumentar. Isso se deve ao ângulo de ataque efetivo altamente negativo, que provoca uma maior deformação do material e, consequentemente, um aumento na temperatura na superfície usinada. Outros estudos como os de Sulaiman *et al.*,(2013) e Kovac *et al.*,(2019), também estabeleceram uma correlação entre o aumento do avanço e o acréscimo das temperaturas.

Şap *et al.*,(2024) também obtiveram temperaturas mais elevadas, aferidas por termocâmera, ao fresar Inconel® 800 sem refrigeração; o método MQL apresentou resultados intermediários, enquanto o LN₂ registrou as maiores temperaturas. Além disso, verificou-se que a temperatura aumentou com o acréscimo da velocidade de corte, mas diminuiu com o aumento do avanço por dente.

4.2. FORÇAS NA USINAGEM

A Figura 4.4 mostra um trecho da medição das forças para a condição de MQL, velocidade 30 m/min e avanço de 0,2 mm/dente nas quais as direções são indicadas pela Figura 3.10. Como o ensaio de medição das forças ocorre na borda da barra de Inconel® 718, considerando uma penetração de trabalho de 10 mm e um diâmetro de fresa de 32 mm, a ferramenta de corte entra em contato com a peça apenas em 38 % do tempo total, sendo que o tempo efetivo de corte corresponde apenas a 19 %.

Figura 4.4 – Exemplo de medição de força para MQL com velocidade 30 m/min e avanço de 0,2 mm/dente.



A componente F_x , que representa a direção da penetração da ferramenta no material, inicialmente apresenta um valor elevado devido à maior espessura do cavaco, reduzindo gradativamente ao longo do tempo ativo. Após essa fase, a força F_x assume valores negativos, pois a recuperação elástica do material mantém contato tangencial com a ferramenta até que esta saia completamente da peça.

A componente F_y , correspondente à força na direção do avanço da mesa da fresadora, apresenta sentido positivo, uma vez que, no fresamento concordante, a força que a ferramenta exerce na peça é contrária ao avanço, gerando uma reação no sentido positivo. Seu valor é máximo no início do corte e diminui ao longo do tempo ativo devido à redução da área de contato do cavaco (Kaltenbrunner *et al.*, 2022). No tempo passivo, a força continua decrescendo até se anular. Na componente F_z , os maiores esforços ocorrem durante o tempo ativo, com uma tendência de redução conforme a ferramenta avança no material.

A força resultante tende a ser elevada no início do corte, reduzindo-se gradativamente até o final do tempo ativo e estabilizando-se próximo ao fim do contato entre a ferramenta e a

peça. Quando a ferramenta sai completamente da peça, todas as forças convergem para valores próximos de zero.

As Figuras 4.5, 4.6 e 4.7 mostram as forças nos sentidos F_x , F_y e F_z , para cada condição, e a Figura 4.8 apresenta a força resultante (F_r). Os dados brutos estão expostos no item 7. APÊNDICE I – RESULTADOS, Tabelas 7.3, 7.4, 7.5 e 7.6, respectivamente.

Figura 4.5 – Resultados para força na componente F_x

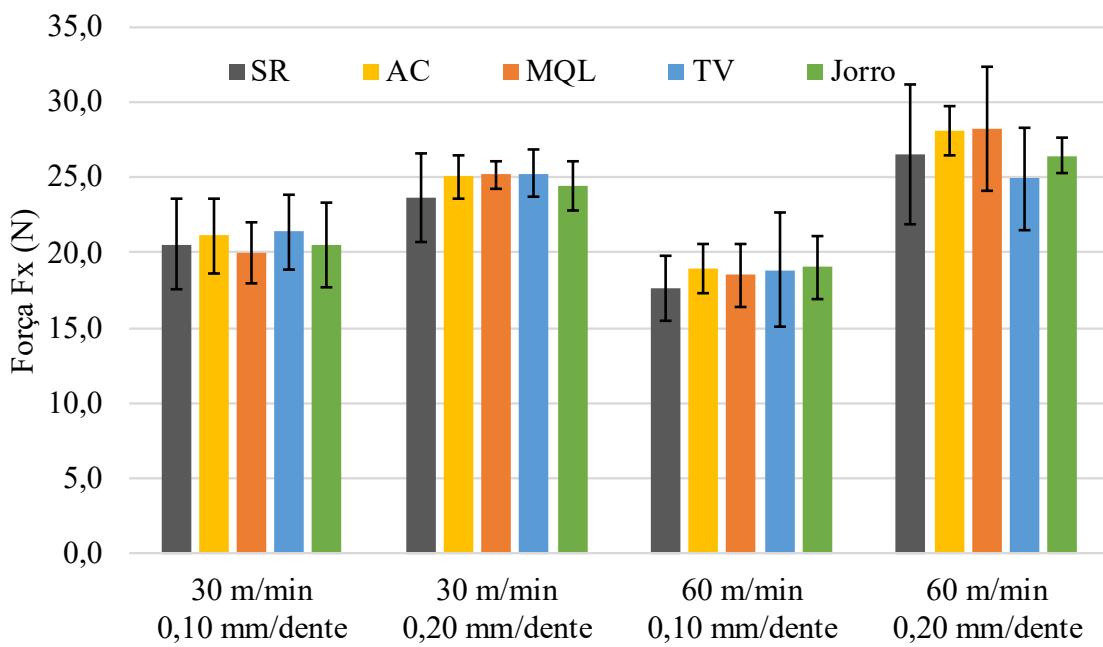


Figura 4.6 – Resultados para força na componente F_y

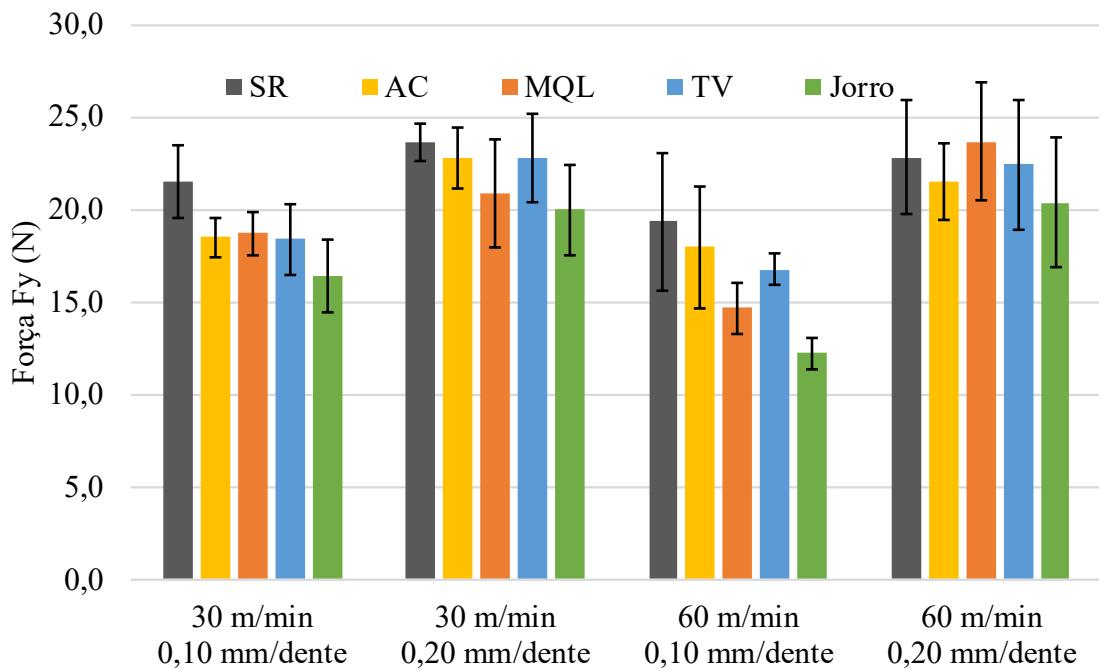


Figura 4.7 – Resultados para força na componente F_z

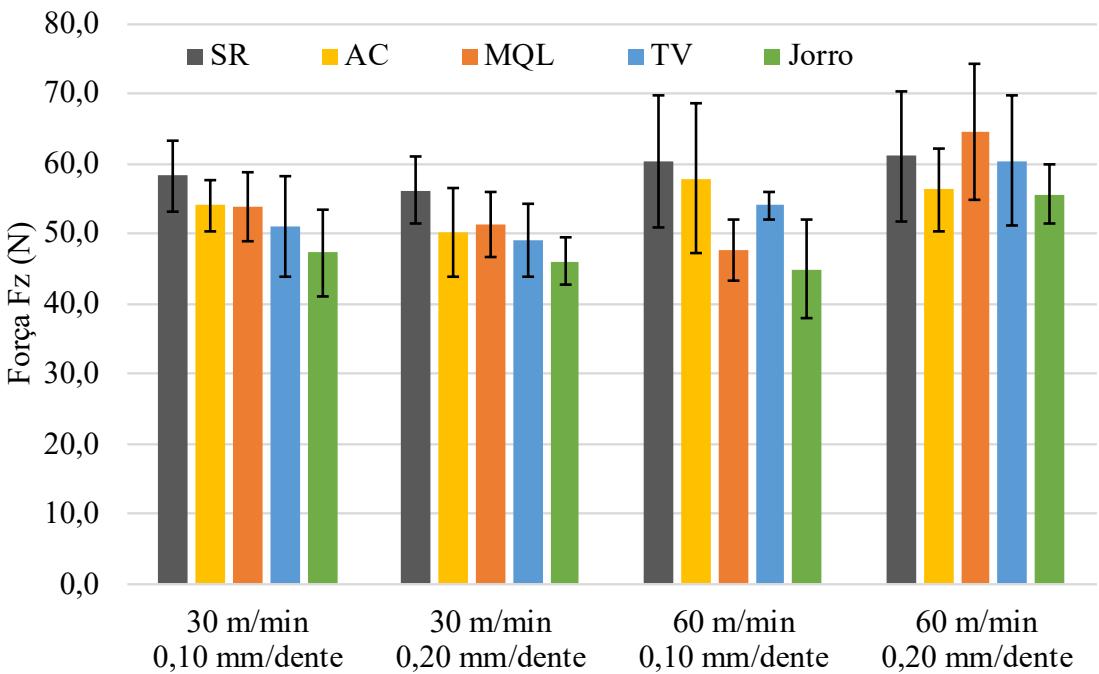
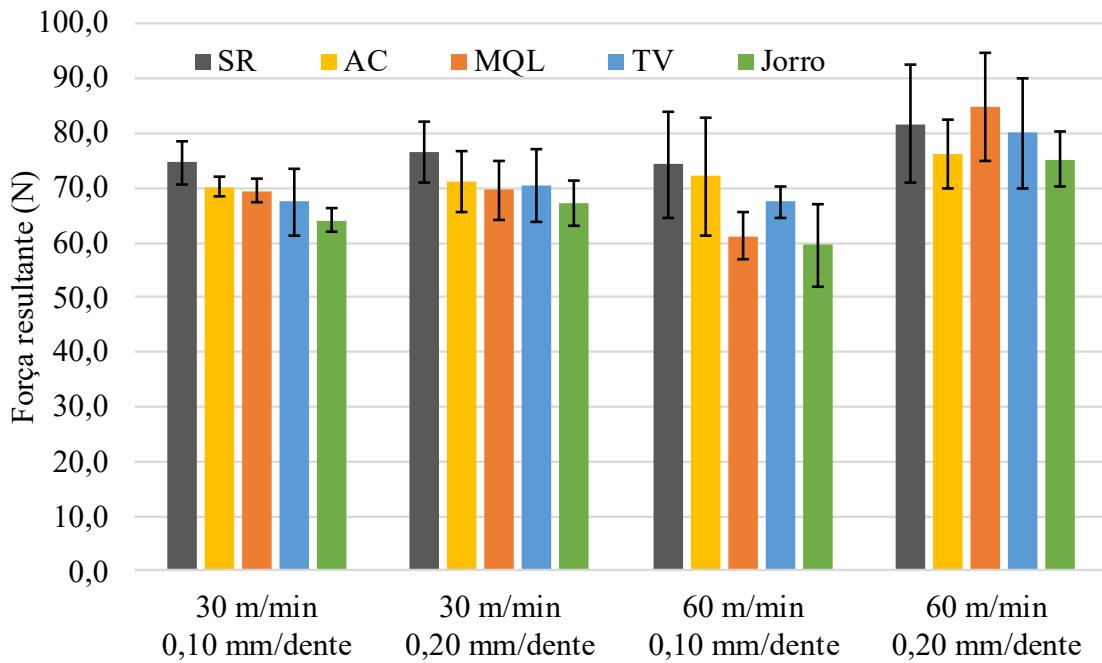


Figura 4.8 – Resultados para força resultante



As Tabelas 4.9, 4.10, 4.11 e 4.12 mostram os resultados da análise de variância para as componentes F_x , F_y e F_z , além da força resultante, respectivamente. Para a componente F_x , que corresponde à penetração de trabalho, apenas o avanço por dente foi significativo. Para a componente F_y , que corresponde a componente na direção do avanço da mesa, todas as variáveis, lubri-refrigeração (LR), velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z) foram estatisticamente significativas, para um índice de confiabilidade de 95 %. Para a componente F_z , a qual corresponde a força na direção da profundidade de corte, foram significativos o método de lubri-refrigeração e o avanço de corte. Para a força resultante todas as variáveis foram estatisticamente significativas.

Tabela 4.9 – Análise de variância para a F_x

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	16,03	4	16,03	0,534	0,710837
v_c	0,01	1	0,01	0,001	0,976359
f	933,51	1	933,51	124,481	0,000000
Erro	697,43	93	697,43		
Total	1646,97	99	1646,97		

Tabela 4.10 – Análise de variância para a F_y

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	218,68	4	54,67	8,537	0,000007
v_c	35,33	1	35,33	5,517	0,020947
f_z	541,63	1	541,63	84,578	0,000000
Erro	595,57	93	6,40		
Total	1391,21	99			

Tabela 4.11 – Análise de variância para a F_z

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	1125,2	4	281,3	5,659	0,000403
v_c	524,3	1	524,3	10,548	0,001619
f_z	117,9	1	117,9	2,371	0,126977
Erro	4623,1	93	49,7		
Total	6390,5	99			

Tabela 4.12 – Análise de variância para a F_r

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	1082,5	4	270,6	5,115	0,000905
v_c	253,7	1	253,7	4,796	0,031034
f_z	1302,6	1	1302,6	24,621	0,000003
Erro	4920,5	93	52,9		
Total	7559,4	99			

As Tabelas 4.13, 4.14 e 4.15 compararam os métodos de lubri-refrigeração por meio do Teste de Tukey para as componentes F_y e F_z e a força resultante, respectivamente. O fluido de corte em abundância apresenta as menores forças de corte em todas as direções, sendo este método lubri-refrigerante o único elemento no Grupo 1 na componente F_y , a qual corresponde ao avanço da mesa.

Por outro lado, a usinagem sem refrigeração (SR) apresentou as maiores forças de corte nas componentes F_y e F_z e na força resultante. Mais adiante, na análise do grau de recalque, item 4.5, observa-se que a condição sem refrigeração apresentou o maior grau de recalque, o que tende a aumentar a força de corte. Ademais o fresamento sem um jato de ar ou fluido dificulta a retirada de cavaco próximo a zona de corte.

Em condições intermediárias estão o grupo com as condições de: mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL), tubo de vórtice (TV) e ar comprimido (AC). Este grupo apresentou resultado semelhante apesar do MQL apresentar menores forças médias em relação aos demais.

Por outro lado, trabalhos como o de Oliveira *et al.*, (2021), o qual fresou Inconel® 718, a condição com jorro apresentou maiores forças que a condição a seco. O autor atribuiu a refrigeração presente no fluido de corte ser mais eficiente que a lubrificação gerada por ele, uma vez que o amolecimento térmico aumentado pela condição sem refrigeração reduz as forças de corte. Em outro trabalho, Zhang, Li e Wang (2012) compararam o fresamento a seco com o MQL refrigerado na liga Inconel® 718, no qual a mínima quantidade de lubrificante reduziu consideravelmente as forças envolvidas.

Okafor e Nwoguh (2020) compararam as componentes das forças no fresamento concordante de Inconel® 718, no qual diferentes vazões de MQL foram comparados contra jorro. Ao aumentar a vazão de MQL (de 10 ml/h a 70 ml/h), as forças tenderam a diminuir, com exceção da maior vazão (90 ml/h), além disso, ao utilizar o fluido de corte na forma de jorro, as forças obtiveram o menor valor devido a maior lubrificação, além disso a força tendeu a continuar menor com o aumento do cumprimento usinado.

Embora existam poucos estudos sobre a aplicação da tecnologia TV, Swain *et al.*, (2022) afirmam que a força de corte pode ser reduzida com o uso de TV em materiais como aço e ferro fundido. No entanto, em superligas à base de níquel e titânio, a refrigeração por ar não apresenta efeito significativo nas forças de usinagem em comparação com a usinagem a seco, além de resultar em forças de corte superiores às observadas no método MQL. Por exemplo, Khalil *et al.*, (2019) analisaram as forças de corte no torneamento de uma liga de Ni-Ti, comparando a usinagem a seco (SR), nanoMQL e um método híbrido de nanoMQL associado à TV. Dentre os métodos avaliados, a usinagem a seco apresentou as maiores forças de corte. No entanto, ao comparar nanoMQL e nanoMQL+ TV, não foram observadas diferenças significativas.

Tabela 4.13 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na F_y

LR	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
Jorro	17,28	X		
MQL	19,52		X	
TV	20,12		X	X
AC	20,21		X	X
SR	21,86			X

Tabela 4.14 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na F_z

LR	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
Jorro	48,41	X	
TV	53,60	X	X
MQL	54,35	X	X
AC	54,56	X	X
SR	58,95		X

Tabela 4.15 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na F_r

LR	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
Jorro	66,49	X	
MQL	71,28	X	X
TV	71,33	X	X
AC	72,44	X	X
SR	76,81		X

As Tabelas 4.16, 4.17 e 4.18 mostram os testes de Tukey para velocidade de corte nas componentes F_y e F_z, além da força resultante, respectivamente. Na direção do avanço da mesa (F_y) a força de corte apresentou valor ligeiramente menor para a maior velocidade de corte, isto se deve a maior temperatura e por consequência menor força de corte devido ao amolecimento térmico do material. Na componente da profundidade de corte (F_z), e na força resultante (F_r), ocorre o contrário, com as forças aumentando conforme o aumento da velocidade de corte.

Tabela 4.16 – Teste de Tukey para velocidade na F_y

v_c (m/min)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
60	19,21	X	
30	20,40		X

Tabela 4.17 – Teste de Tukey para velocidade na F_z

v_c (m/min)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
30	51,69	X	
60	56,27		X

Tabela 4.18 – Teste de Tukey para velocidade na F_r

v_c (m/min)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
30	70,08	X	
60	73,26		X

Normalmente a força de usinagem tende a cair com o aumento da velocidade, devido a maior temperatura o que causa o amolecimento térmico do material (Liao, Lin e Wang 2008). No entanto, diversos fatores podem alterar as forças de cortes, como no trabalho de Liu *et al.*,(2022), que investigou o fresamento do Inconel® 718, e observou-se um comportamento irregular das forças de usinagem com o aumento da velocidade de corte. No fresamento de topo, a força aumentou ao passar de 30 m/min para 60 m/min, enquanto no fresamento tangencial, ocorreu uma tendência de redução com o aumento da velocidade. No entanto, o comportamento geral das forças de corte apresentou variações não lineares: inicialmente, a força aumentou com a elevação da velocidade de 10 m/min para 60 m/min, depois diminuiu até 100 m/min, e posteriormente voltou a crescer até a velocidade máxima de 170 m/min. Além disso, os autores identificaram a formação da aresta postiça de corte (APC), a qual pode provocar distorções nas forças de usinagem devido ao aumento aparente do ângulo de saída da ferramenta, resultando na redução das forças nas faixas de velocidade em que a APC se forma (Machado *et al.*,2015). Em outros trabalhos que estudaram o fresamento de Inconel® 718, não observaram variações significativas de forças ao alterar a velocidade de corte, como em Zheng, Zhang e Qiao (2023).

Por fim as Tabelas 4.19, 4.20 e 4.21 mostram os testes de Tukey para o avanço por dente nas direções F_x e F_y , e a força resultante (F_r), respectivamente. Sendo que o valor de componente F_z não foi significativo por estar perpendicular ao avanço da ferramenta.

Tabela 4.19 – Teste de Tukey para avanço na F_x

f_z (mm/dente)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	19,65	X	
0,2	25,76		X

Tabela 4.20 – Teste de Tukey para avanço na F_y

f_z (mm/dente)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	17,48	X	
0,2	22,13		X

Tabela 4.21 – Teste de Tukey para avanço na F_r

f_z (mm/dente)	Média (N)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	68,06	X	
0,2	75,28		X

Foi constatado que o aumento do avanço por dente contribuiu diretamente para o aumento da força, uma vez que ocorre o aumento da área de seção da zona de corte, ocasionando em maior força de corte (Machado *et al.*, 2015; Trent e Wright, 2000). Estes resultados são condizentes de diversos outros trabalhos presentes na literatura sobre fresamento de Inconel® (Oliveira *et al.*, 2021; Zheng *et al.*, 2023). Liu *et al.*, (2004) observaram um aumento das forças de corte em todas as componentes ao aumentar o avanço por dente.

4.3. POTÊNCIA E ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

As Figuras 4.9 e 4.10 mostram os resultados da potência de corte e energia específica de corte, respectivamente, para cada condição. Os dados brutos estão expostos no item 7. APÊNDICE I – RESULTADOS, Tabelas 7.7 e 7.8. É importante frisar que a potência de corte observada é somente da usinagem, sendo subtraída a potência da bomba para a circulação de

fluido, além de não levar em consideração a potência dos componentes eletrônicos do centro de usinagem, e outros acessórios como compressor de ar e MQL.

Figura 4.9 – Resultados da potência de corte

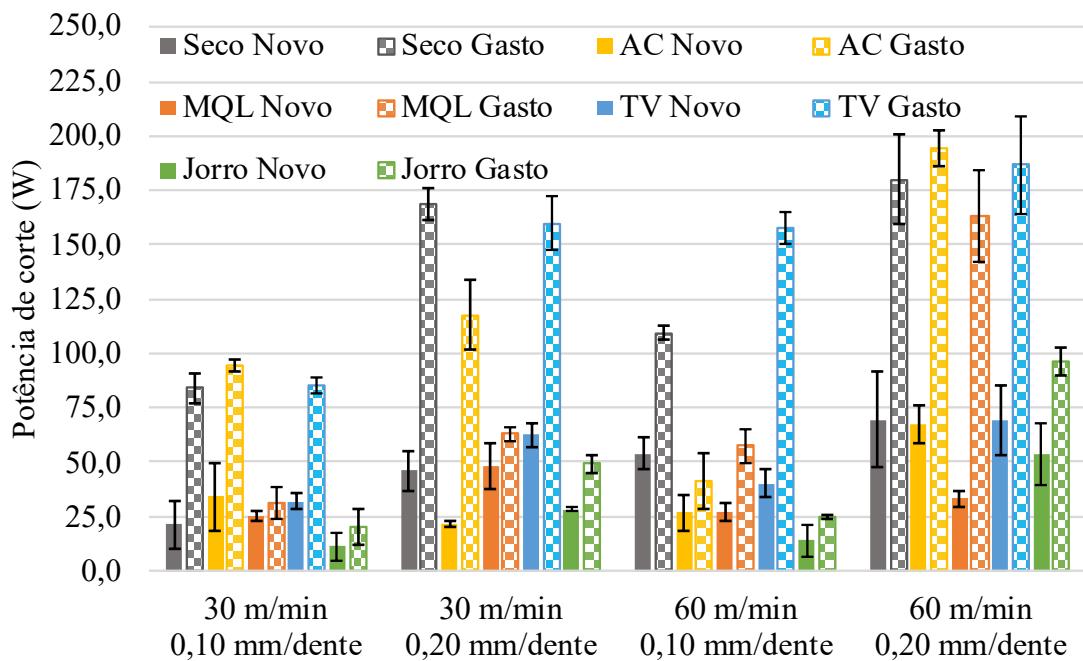
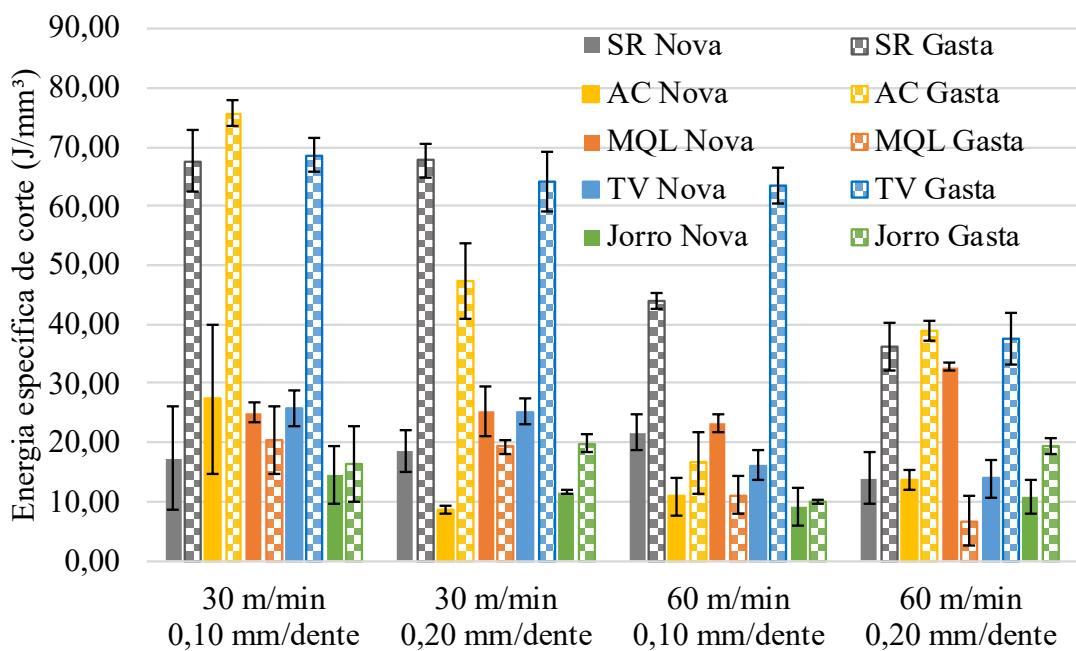


Figura 4.10 – Resultados da energia específica de corte



A Tabela 4.22 apresenta os resultados da análise de variância para a potência de corte, onde observa-se que houve diferenças estatísticas entre os grupos para um índice de confiabilidade de 95 %. Sendo que todas as variáveis: lubri-refrigeração (LR) e velocidade de corte (v_c), avanço (f_z) e desgaste da ferramenta (DF), foram significativamente influentes na potência de corte. A Tabela 4.23 mostra análise de variância para a energia específica de corte, na qual todas as variáveis foram significativas, com exceção da velocidade de corte.

Tabela 4.22 – Análise de variância para a potência de corte

Efeito	G.L.	S.Q.	M.Q.	F	p
LR	4	98492	24623	31,446	0,000000
v_c	1	94816	94816	121,087	0,000000
f_z	1	26874	26874	34,321	0,000000
DF	1	205680	205680	262,669	0,000000
Erro	192	150343	783		
Total	199	576205			

Tabela 4.23 – Análise de variância para energia específica de corte

Efeito	G.L.	S.Q.	M.Q.	F	p
LR	4	17970,8	4492,7	35,406	0,000000
v_c	1	348,3	348,3	2,745	0,099190
f_z	1	5862,0	5862,0	46,198	0,000000
DF	1	29278,9	29278,9	230,744	0,000000
Erro	192	24362,8	126,9		
Total	199	77822,9			

O diagrama de Tukey mostrado nas Tabelas 4.24 e 4.25 separa as condições de lubri-refrigeração para em três grupos distintos, para a potência de corte e a energia específica de corte, respectivamente. O primeiro grupo formado por Jorro e mínima quantidade de lubrificante (MQL) representa as menores potências médias de corte, com a lubrificação mediante ao fluido de corte seja na forma de abundância, ou pulverizado diminuindo a potência de corte. O segundo grupo é formado por ar comprimido (AC) e sem refrigeração (SR) e o terceiro grupo formado por SR e tubo de vórtice (TV).

Tabela 4.24 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na potência de corte

LR	Média (W)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
Jorro	39,18	X		
MQL	56,11	X		
AC	74,64		X	
SR	91,59		X	X
TV	99,24			X

Tabela 4.25 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na energia específica de corte

LR	Média (J/mm ³)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
Jorro	13,93	X		
MQL	20,47	X		
AC	29,89		X	
SR	35,86		X	X
TV	39,36			X

Os resultados foram similares aos apresentados para os dados das forças de corte, item 4.2, com o jorro apresentando menores forças em todas as componentes, sendo que na direção do avanço (F_y), ficou isolado no grupo com menor força. O MQL apresentou o segundo maior valor numérico para as forças envolvidas. A menor energia de corte nos processos de jorro e MQL, se deve a maior lubrificação o que acarreta na redução do coeficiente de atrito o qual dissipava menor quantidade de energia (Li *et al.*, 2024). Trabalhos como Şap *et al.*, (2024), o qual fresou Inconel® 800, mostram que o MQL apresentou menores potências de corte em relação à SR.

Entre os métodos sem lubrificação, o grupo intermediário foi formado por AC e TV, estiveram em grupos distintos entre si, sendo que a menor temperatura no TV pode ter resfriado a peça antes e durante o corte, o que aumentou as propriedades mecânicas do Inconel, o que aumentaria os esforços de corte (Iturbe *et al.*, 2017).

Estes resultados estão em conforme com o trabalho de Ali *et al.*, (2018), que torneou Inconel® 718 em diferentes parâmetros de corte e três diferentes métodos de lubri-refrigeração.

O MQL apresentou as menores energias específicas de corte, seguido pela SR, e por fim o TV apresentou as maiores potências de corte.

Shokrani e Newman (2018) estudaram a potência de corte para quatro métodos de lubrificação no fresamento de Inconel® 718, jorro, nitrogênio líquido (LN₂), MQL e o híbrido entre MQL+LN₂. Na primeira passagem, o LN₂ apresentou menor gasto de energia, seguida de perto jorro, e MQL, com o resfriamento híbrido resultando no maior gasto energético. Por outro lado, com maior comprimento usinado, MQL e jorro apresentaram maior consumo energético, seguidos por LN₂ e MQL+LN₂, devido ao menor desgaste ao utilizar métodos criogênicos.

Resultados do teste de Tukey da Tabela 4.26 mostram que a velocidade de corte aumentou a potência de corte de maneira diretamente proporcional, devido à maior taxa de deformação do material e ao aumento da energia dissipada no processo (Astakhov e Shvets 2004). Por outro lado, apesar da média da energia específica de corte cair 9 % ao sair de 30 m/min para 60 m/min, o resultado não foi estatisticamente significativo, o que se justificaria pelo amolecimento térmico do material (Liao, Lin e Wang 2008).

Tabela 4.26 – Teste de Tukey para velocidade de corte na potência de corte

v_c (m/min)	Média (W)	Grupo 1	Grupo 2
30	50,38	X	
60	93,93		X

Özel e Ulutan (2014) mostraram que a energia específica de corte no torneamento de Inconel® 100 decresceu com o aumento da velocidade de corte. Por outro lado, Hsiao *et al.*,(2021) observaram que a potência de corte cresce, e a energia específica decresce com o aumento da velocidade no fresamento de Inconel® 800 lubri-refrigerado por MQL.

Os resultados da Tabela 4.27 demostram que a potência de corte aumentou ao elevar o avanço por dente, mas a Tabela 4.28 indica que a energia específica de corte diminuiu. Apesar da área de corte ser aumentada e dessa forma aumentar as forças de corte, a elevação do avanço de corte tende a diminuir a energia específica de corte devido à maior eficiência na remoção de material. Isso ocorre porque, com o aumento do avanço por dente, a espessura média do cavaco cresce, reduzindo a influência do encruamento e da deformação severa do material na zona de corte. Além disso, um maior volume de material removido por unidade de tempo distribui

melhor a energia dissipada, resultando em uma menor energia específica por unidade de volume (Astakhov 2007; Cui *et al.*, 2019).

Tabela 4.27 – Teste de Tukey para avanço na potência de corte

f_z (mm/dente)	Média (J/mm ³)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	60,56	X	
0,2	83,75		X

Tabela 4.28 – Teste de Tukey para avanço por dente na energia específica de corte

f_z (mm/dente)	Média (J/mm ³)	Grupo 1	Grupo 2
0,2	22,49	X	
0,1	33,32		X

Os trabalhos de Öznel e Ulutan (2014) e de Ali *et al.*,(2018), os quais tornaram Inconel® 100 e Inconel® 718, respectivamente, encontraram resultados parecidos, com a energia específica de corte diminuindo com o aumento do avanço de corte, o qual foi atribuído ao amolecimento térmico. Ao fresar Inconel® 800, Hsiao *et al.*,(2021), encontraram que a potência de corte cresce de maneira proporcional ao aumento do avanço por dente, e a energia específica de corte reduz com o aumento do avanço de corte.

Por fim, a análise do teste de Tukey, aplicada à potência de corte em função do desgaste da ferramenta (DF), é apresentada nas Tabelas 4.29 e 4.30. Os resultados indicam que o aumento do desgaste da ferramenta acarreta um acréscimo na potência de corte e na energia específica de corte, respectivamente. Isto se deve à perda de afiação da ferramenta e da maior área de contato da superfície de folga da ferramenta com a peça, aumentando o atrito e os esforços necessários para o corte da peça (Ducroux *et al.*,2021; Grzesik, Rech e Žak 2014).

Tabela 4.29 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na potência de corte

DF	Média (W)	Grupo 1	Grupo 2
Nova	40,09	X	
Gasta	104,22		X

Tabela 4.30 – Teste de Tukey para desgaste da ferramenta na energia específica de corte

DF	Média (J/mm ³)	Grupo 1	Grupo 2
Nova	15,80	X	
Gasta	40,00		X

No item 4.7, quando os desgastes das ferramentas são analisados, as Figuras 4.21 e 4.22 mostram que, ao final da vida, os desgastes de flanco e da superfície de saída modificam a aresta de corte da ferramenta, e é possível observar que ocorre a diminuição do ângulo de saída da ferramenta, e o aumento da área de contato da peça na superfície de folga. Trabalhos como Gupta *et al.*, (2023), os quais tornaram Titanium grau 5, e Shokrani e Newman (2018), os quais fresaram Inconel® 718, também observaram que a energia específica de corte tende a aumentar com o aumento do desgaste da ferramenta. Proteau *et al.*, (2019) também encontraram resultados que corroboram com os resultados deste trabalho. Esses autores desenvolveram e treinaram um algoritmo para monitorar o desgaste da ferramenta de corte a partir de uma base de dados se baseando na energia específica de corte, mostraram que o desgaste eleva a energia específica de corte.

4.4. RUGOSIDADE SUPERFICIAL

As Figuras 4.11, 4.12 e 4.13 mostram as rugosidades nos parâmetros Rugosidade Média Aritmética (R_a), Largura média dos elementos do perfil (RS_m) e Rugosidade Quadrática Média (R_q). Os dados brutos estão expostos no item 7. APÊNDICE I – RESULTADOS, nas Tabelas 7.9, 7.10 e 7.11.

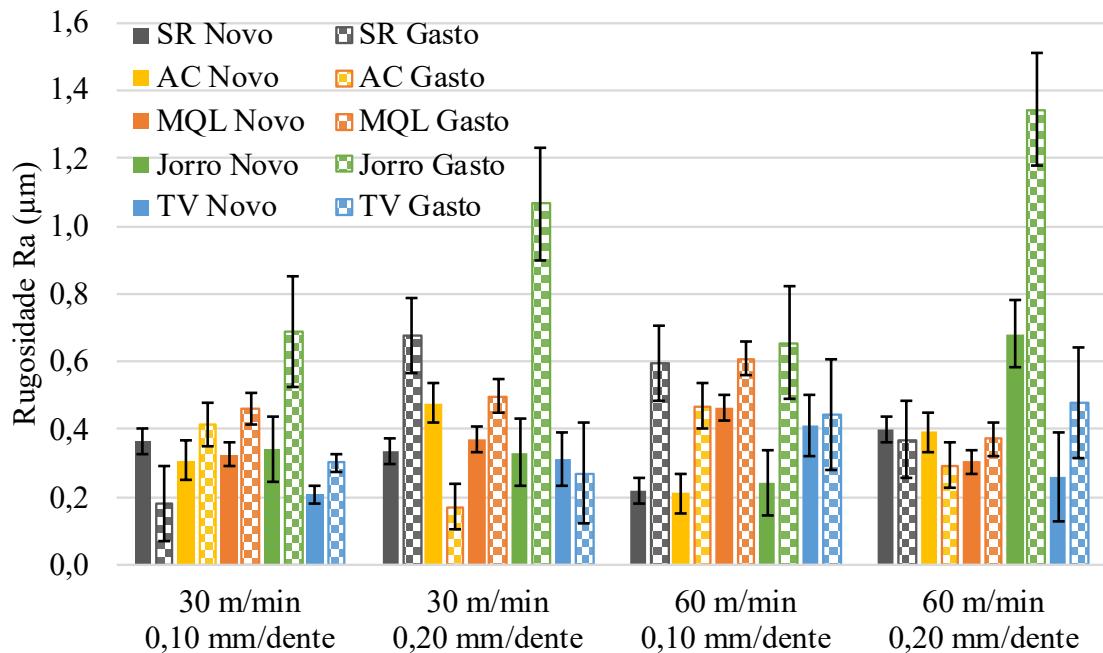
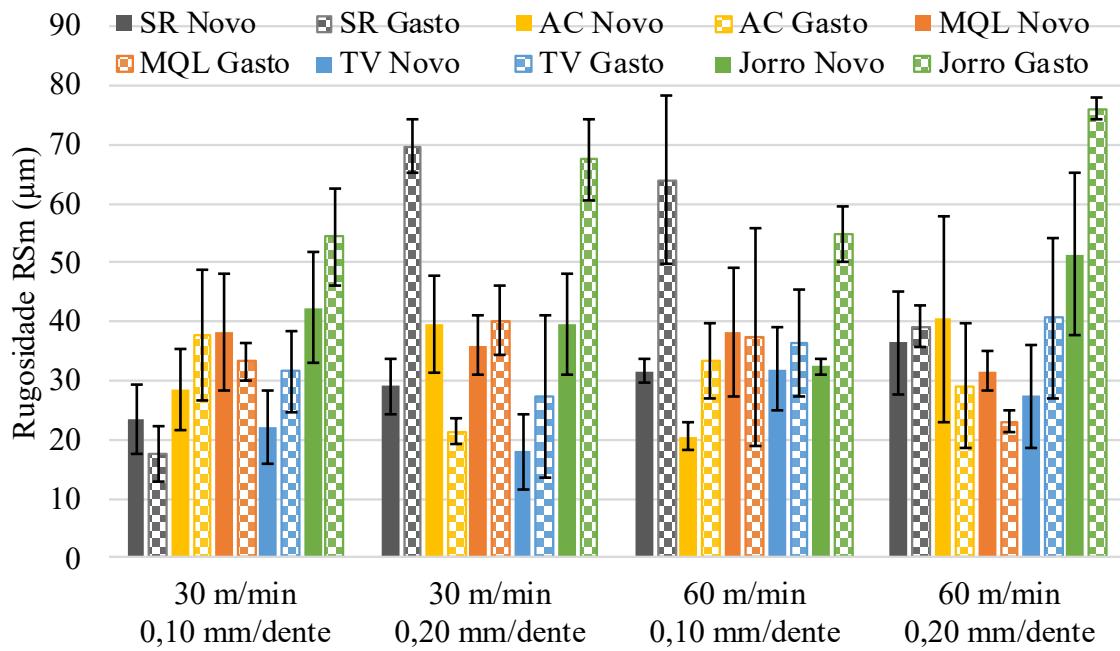
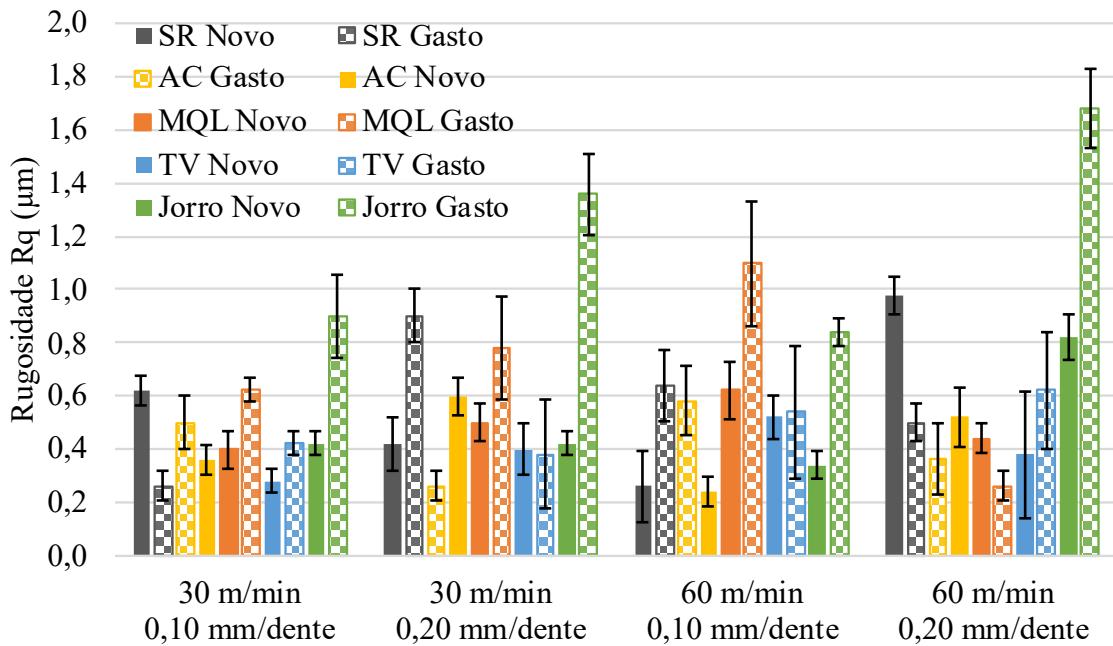
Figura 4.11 – Resultados da rugosidade R_a Figura 4.12 – Resultados da rugosidade RS_m 

Figura 4.13 – Resultados da rugosidade R_q 

As Tabelas 4.31, 4.32 e 4.33 mostram os resultados da análise de variância para as rugosidades R_a , R_q e RS_m , respectivamente. A análise de variância mostra que a lubrificação/refrigeração (LR), o avanço de corte (f_z) e o desgaste da ferramenta (DF) foram variáveis significativas em todos os parâmetros de rugosidade, enquanto a velocidade de corte (v_c) foi significativa apenas para a rugosidade R_a . O teste de Tukey foi realizado para todas as variáveis significativas.

Tabela 4.31 – Análise de variância para rugosidade R_a

Efeito	G.L.	S.Q.	M.Q.	F	p-valor
LR	4	3,01321	0,75330	20,948	0,000000
v_c	1	0,15624	0,15624	4,345	0,038447
f_z	1	0,27900	0,27900	7,759	0,005882
DF	1	1,45010	1,45010	40,324	0,000000
Erro	192	6,90454	0,03596		
Total	199	11,80310			

Tabela 4.32 – Análise de variância para rugosidade RS_m

Efeito	G.L.	S.Q.	M.Q.	F	p-valor
LR	4	13300,8	3325,2	20,411	0,000000
v_c	1	426,3	426,3	2,617	0,107378
f_z	1	669,8	669,8	4,111	0,043982
DF	1	3836,9	3836,9	23,551	0,000003
Erro	192	31279,8	162,9		
Total	199	49513,5			

Tabela 4.33 – Análise de variância para Rugosidade R_q

Efeito	G.L.	S.Q.	M.Q.	F	p-valor
LR	4	4,55180	1,13795	11,8281	0,000000
v_c	1	0,25920	0,25920	2,6942	0,102352
f_z	1	0,56180	0,56180	5,8395	0,016606
DF	1	1,96020	1,96020	20,3748	0,000011
Erro	192	18,47180	0,09621		
Total	199	25,80480			

As Tabelas 4.34, 4.35 e 4.36 mostram os grupos homogêneos para as rugosidades R_a , RS_m e R_q , respectivamente ao variar os métodos de lubri-refrigeração. Os parâmetros de amplitude (R_a e R_q) apresentaram resultados semelhantes, com dois grupos distintos. O jorro resultou no pior acabamento superficial, enquanto os outros quatro métodos não apresentaram variação estatística entre si.

Tabela 4.34 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na rugosidade R_a

LR	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
TV	0,33	X	
AC	0,34	X	
SR	0,39	X	
MQL	0,43	X	
Jorro	0,67		X

Tabela 4.35 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na rugosidade RS_m

LR	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
TV	29	X		
AC	31	X	X	
MQL	35	X	X	
SR	39		X	
Jorro	52			X

Tabela 4.36 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na rugosidade R_q

LR	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
AC	0,43	X	
TV	0,44	X	
SR	0,57	X	
MQL	0,59	X	
Jorro	0,87		X

O parâmetro espacial (RS_m) apresentou três grupos: o primeiro, com menores valores de rugosidade, constituído por tubo de vórtice (TV), ar comprimido (AC) e mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL); o segundo, com rugosidades intermediárias, composto por AC, MQL e sem refrigeração (SR); e o terceiro, com maior espaçamento de perfil, constituído pelo jorro.

Ao estudar quatro métodos de lubri-refrigeração no fresamento de Inconel® 718, Shokrani e Newman (2018), apesar de baixa correlação estatística, o jorro apresentou maior rugosidade R_a na superfície inferior, seguido pelo MQL, nitrogênio líquido (LN_2) e o sistema híbrido de LN_2+MQL , que apresentou a menor rugosidade. Por outro lado, na parede lateral, o LN_2 apresentou maiores rugosidades, seguido por MQL, LN_2+MQL e o jorro que apresentou as menores rugosidades.

Su *et al.*,(2007) compararam três diferentes métodos de lubri-refrigeração no fresamento de Inconel® 718, no qual o método híbrido de ar refrigerado por TV+MQL, apresentou a menor rugosidade superficial, enquanto somente TV ficou com resultados intermediários, e o fresamento sem refrigeração o pior acabamento ao longo de todo o comprimento usinado estipulado. Os autores atribuíram o menor desgaste da ferramenta como fator chave para a redução da rugosidade no método híbrido e do somente TV. No trabalho de Achar *et al.*,(2019),

o qual torneou Inconel® 718, a utilização de TV melhorou o acabamento superficial em altas velocidades de corte (80 m/min), mas piorou em baixas velocidades (40 m/min).

Ao comparar diferentes vazões de MQL, além do jorro, no fresamento de Inconel® 718, Okafor e Nwoguh (2020) observaram que a rugosidade R_a cai conforme aumentava a vazão de MQL, de 10 ml/h até 90 ml/h, e com o uso do jorro obteve-se o melhor acabamento superficial, devido à maior lubrificação proporcionada pela camada mais espessa do filme de lubrificante.

Com base no estudo de C. Wang *et al.*, (2024), a rugosidade superficial no fresamento da liga ferro-níquel 304L_{0,5}IN625_{0,5}, foi significativamente influenciada pelas condições de lubrificação e resfriamento. A aplicação da técnica de MQL resultou em uma redução da rugosidade em comparação à usinagem a seco, evidenciando o efeito positivo da lubrificação na qualidade da superfície. Quando foi utilizado um sistema híbrido de resfriamento, combinando MQL+TV, a rugosidade apresentou menor rugosidade devido a menor temperatura.

No estudo de Okafor e Jasra (2019), os métodos de lubri-refrigeração influenciaram significativamente a rugosidade superficial no fresamento do Inconel® 718. A lubrificação mínima (MQL) reduziu a rugosidade ao proporcionar melhor lubrificação na zona de corte, enquanto o resfriamento criogênico com nitrogênio líquido (LN₂) endureceu a peça e aumentou a rugosidade devido ao maior desgaste da ferramenta. A combinação de MQL com LN₂ mostrou-se a mais eficaz, equilibrando lubrificação e resfriamento, resultando em menor rugosidade superficial e melhor qualidade do acabamento.

Gong *et al.*, (2022) avaliaram a rugosidade superficial ao tornear o Inconel® 718 utilizando diferentes estratégias de lubri-refrigeração sustentáveis, incluindo usinagem a seco, MQL, MQL com nanofluidos (NFMQL) e LN₂. Os resultados indicaram que o LN₂ proporcionou a menor rugosidade superficial, enquanto a usinagem a seco apresentou os maiores valores. Ademais, observou-se que o aumento da velocidade de corte resultou em maior rugosidade superficial para todas as condições, exceto para a usinagem criogênica, que manteve ou reduziu a rugosidade devido ao efeito de resfriamento intenso do nitrogênio líquido. O estudo também mostrou que o uso de NFMQL na lubri-refrigeração melhorou a qualidade da superfície, reduzindo a rugosidade em comparação com a MQL convencional.

De todos as variáveis estudadas, a velocidade de corte foi a menos representativa na variação da rugosidade superficial, sendo significativa somente no parâmetro R_a , Tabela 4.37,

no qual o aumento da velocidade de corte aumentou a rugosidade superficial de maneira diretamente proporcional.

Tabela 4.37 – Teste de Tukey para velocidade de corte na rugosidade R_a

v_c (m/min)	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
30	0,40	X	
60	0,46		X

O resultado foi semelhante ao de Zahoor *et al.*,(2022), que fresaram o Inconel® 718 e observaram que a rugosidade aumentou de maneira proporcional à velocidade de corte. Os autores afirmaram que a maior velocidade de corte eleva a temperatura e piora a dissipação do calor no ambiente, além disso, a propriedade de encruamento do Inconel® 718 reduz a usinabilidade em alta temperatura, elevando os valores da rugosidade. Entretanto, Chauhan *et al.*,(2024) fresaram o Inconel® 625, mas a rugosidade R_a diminuiu ao aumentar a velocidade de corte, resultados que os autores justificam como sendo devido a diminuição da aresta postiça de corte. No fresamento de Inconel® 718, B. Wang (2024) observou que o aumento da velocidade de corte de 20 m/min para 40 m/min aumentou a rugosidade R_a , cuja diferença se eleva conforme o aumento do comprimento usinado e por consequência o desgaste da ferramenta.

O aumento do avanço por dente elevou significativamente os valores da rugosidade em todos os parâmetros avaliados, conforme apresentado nas Tabelas 4.38, 4.39 e 4.40, para os valores de R_a , RS_m e R_q . Trabalhos como Zahoor *et al.*,(2022) e Chauhan *et al.*,(2024), os quais fresaram Inconel® 718 e Inconel® 625, respectivamente obtiveram resultados parecidos, com a rugosidade aumentando conforme o aumento do avanço por dente, devido a ampliação da largura e da altura do perfil deixado pela aresta de corte na superfície usinada, resultando em picos e vales mais espaçados, medidos pelo parâmetro RS_m , com maiores alturas e profundidades, aferido pelo parâmetros R_a e R_q .

Tabela 4.38 – Teste de Tukey para avanço na rugosidade R_a

f_z (mm/dente)	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	0,40	X	
0,2	0,47		X

Tabela 4.39 – Teste de Tukey para avanço na rugosidade RS_m

f_z (mm/dente)	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	35,49	X	
0,2	39,15		X

Tabela 4.40 – Teste de Tukey para avanço na rugosidade R_q

f_z (mm/dente)	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
0,1	0,52	X	
0,2	0,63		X

O desgaste da ferramenta (DF) afetou negativamente a rugosidade em todos os parâmetros de usinagem, conforme mostrado nas Tabelas 4.41, 4.42 e 4.43 para as rugosidades R_a , RS_m e R_q . A alteração nas superfícies de saída e de folga altera a forma que o material é cortado, perdendo a afiação e aumentando a deformação plástica, o que eleva a rugosidade na peça. Com isto, o atrito é aumentado e consequentemente as forças e a potência de corte, conforme mostrado na Tabela 4.29, o qual a potência de corte aumenta com o desgaste da ferramenta.

Tabela 4.41 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na rugosidade R_a

DF	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
Nova	0,35	X	
Gasta	0,52		X

Tabela 4.42 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na rugosidade RS_m

DF	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
Nova	33	X	
Gasta	42		X

Tabela 4.43 – Teste de Tukey para o desgaste da ferramenta na rugosidade R_q

DF	Média (μm)	Grupo 1	Grupo 2
Nova	0.48	X	
Gasta	0.68		X

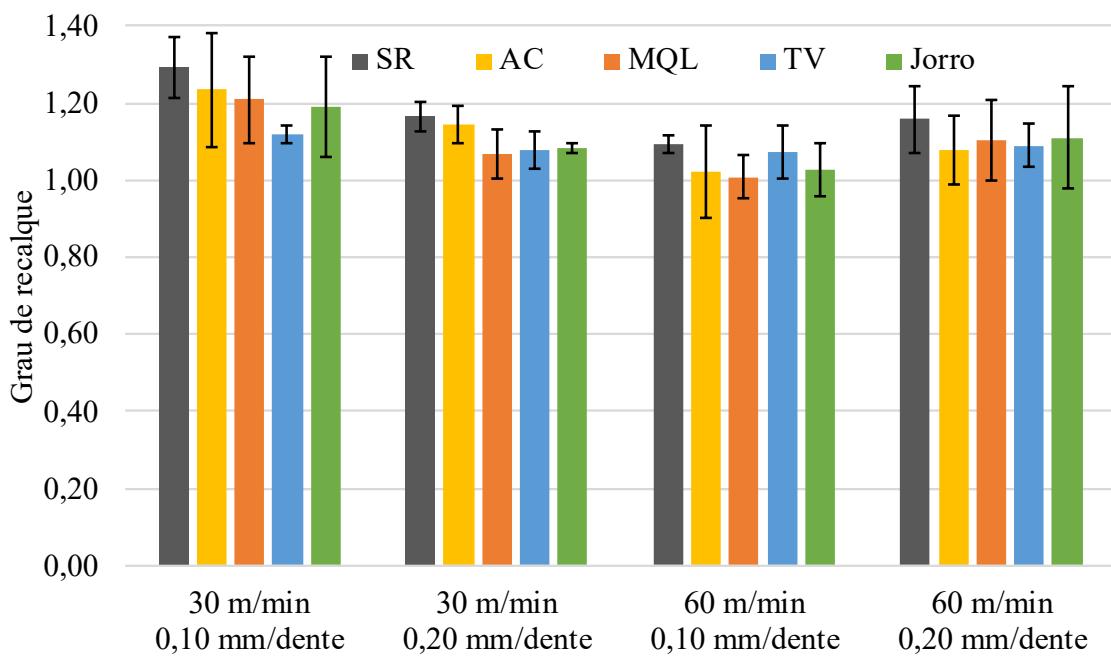
Diversos estudos mostram que o aumento do desgaste eleva a rugosidade da peça. Gueli *et al.*,(2021), no fresamento do Inconel® 718, observaram que a rugosidade da peça aumentava à medida que o comprimento usinado se prolongava. Entretanto, estudos como Niaki e Mears (2017), que tornearam o Inconel® 718, não obtiveram concordância entre os resultados, devido à baixa repetibilidade. Por outro lado, Li *et al.*,(2014), os quais fresaram o Inconel® 718, observaram que a rugosidade diminuiu a medida que o desgaste aumentava. Neste caso, o desgaste deve estar proporcionando uma cunha de corte mais eficiente que a cunha nova, oferecendo melhor facilidade na formação do cavaco.

Şap *et al.*,(2024) obtiveram menores rugosidades ao utilizar MQL e LN₂ no fresamento de Inconel® 800 em altas velocidades, em comparação com a usinagem sem refrigeração. Ao aumentar a velocidade de corte a rugosidade diminuiu, devido a redução da aresta postiça de corte e ao aumentar o avanço por dente a rugosidade aumentou.

4.5. GRAU DE RECALQUE E MORFOLOGIA DO CAVACO

A Figura 4.14 apresenta o grau de recalque do cavaco, conforme a Equação 3.9. A Tabela 4.44 exibe os resultados da análise de variância, indicando diferenças estatisticamente significativas entre os grupos com um índice de confiabilidade de 95 %. Os dados brutos estão disponíveis no item 7. APÊNDICE I – RESULTADOS, Tabela 7.12.

Figura 4.14 – Resultados para o grau de recalque do cavaco



Observa-se que os valores do grau de recalque não são elevados, alguns casos bem próximos da unidade, significando que o ângulo de cisalhamento é elevado, e o corte ocorreu sem grandes deformações no plano de cisalhamento primário.

A Tabela 4.44 apresenta os resultados da análise de variância para o grau de recalque do cavaco. As variáveis lubri-refrigeração (LR) e velocidade de corte (v_c) foram estatisticamente significativas, enquanto o avanço por dente (f_z) não apresentou diferença estatística entre as condições testadas. Apesar do aumento do avanço por dente resultar em um corte mais espesso, a espessura do cavaco aumentou na mesma proporção. Assim, conforme a Equação 3.9, o grau de recalque não apresentou diferença estatisticamente significativa. O teste de Tukey foi realizado somente para as duas variáveis significativas.

Tabela 4.44 – Análise de variância para o grau de recalque do cavaco

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	0,1001	4	0,0250	2,71	0,034534
v_c	0,1689	1	0,1689	18,32	0,000045
f_z	0,0090	1	0,0090	0,98	0,325029
Erro	0,8574	93	0,0092		
Total	1,1354	99			

O teste de Tukey, apresentado na Tabela 4.45 indica a formação de dois grupos homogêneos. O primeiro grupo, em ordem crescente, inclui o tubo de vórtice (TV), mínima quantidade de lubrificante (MQL), jorro e ar comprimido (AC). O segundo grupo é composto por MQL, jorro, AC e sem refrigeração (SR), sendo que esta última condição apresentou o maior grau de recalque. Assim, a única diferença estatisticamente significativa foi entre TV e SR.

Tabela 4.45 – Teste de Tukey para a lubri-refrigeração no grau de recalque do cavaco

LR	Média	Grupo 1	Grupo 2
TV	1,090	X	
MQL	1,098	X	X
Jorro	1,102	X	X
AC	1,120	X	X
SR	1,178		X

Esses resultados sugerem que a refrigeração prévia da peça antes da usinagem pode ter contribuído para a menor ocorrência de recalque do TV neste estudo, frente a usinagem sem refrigeração. Ao comparar diferentes condições de lubri-refrigeração no torneamento do Inconel® 718, incluindo usinagem a seco, com jorro de fluido, MQL e nitrogênio líquido (LN_2), Gong *et al.*,(2022) observaram que a usinagem sem refrigeração apresentou o maior grau de recalque em todas as condições analisadas. Por outro lado, as estratégias de MQL e LN_2 resultaram na menor taxa de compressão do cavaco, atribuída à redução da temperatura na peça. Em um trabalho similar, Qiu *et al.*,(2023) obtiveram maior ângulo de cisalhamento no

torneamento de Inconel® 718 ao utilizar LN₂, com jorro apresentando resultado intermediários e seco com menor ângulo de cisalhamento.

A Tabela 4.46 mostra que o aumento da velocidade de corte reduziu o grau de recalque do cavaco, devido ao efeito da temperatura durante a formação do cavaco. De acordo com Astakhov e Shvets o aumento da velocidade de corte reduz a quantidade de deformação plástica do material removido, resultando em menor dissipação de energia na zona de formação do cavaco e, consequentemente, em uma espessura menor do cavaco.

Tabela 4.46 – Teste de Tukey para velocidade de corte no grau de recalque do cavaco

v_c (m/min)	Média	Grupo 1	Grupo 2
60	1,077	X	
30	1,159		X

Thakur, Ramamoorthy e Vijayaraghavan (2009) observaram que, no torneamento do Inconel® 718, o aumento da velocidade de corte reduziu o grau de recalque do cavaco. Isso ocorreu devido à diminuição da região de deformação plástica e ao crescimento de uma zona elástica. Essa deformação elástica reduz a energia necessária para a geração do cavaco, possivelmente associada ao surgimento de aresta postiça de corte, a qual altera o ângulo de saída real e diminui a deformação do cavaco, sendo que em materiais com baixa condutividade térmica, como o Inconel® 718, espera-se maior deformação plástica sob as mesmas condições de corte. Já Özel e Ulutan (2014) observaram que ao aumentar a velocidade de corte de 12 m/min para 24 m/min aumentou o ângulo de cisalhamento no torneamento de Inconel® 100, o que diminui o grau de recalque.

Em todas as condições testadas, os cavacos apresentaram um formato helicoidal semelhante a uma arruela, porém com comprimento finito, conforme ilustrado nas Figuras 4.15, 4.16 e 4.17, com ampliações de 0,67 vezes, 2 vezes e 4,5 vezes, respectivamente.

Devido ao fresamento ser um processo intermitente, a formação dos cavacos ocorre em ciclos de contato e separação da ferramenta com a peça, resultando em cavacos de comprimento máximo limitado pelo percurso do período ativo de corte. Conforme observado por Okafor e Jasra (2019), no fresamento concordante, os cavacos apresentam espessura variável, sendo maior na região inicial do corte e diminuindo gradativamente até o final do período ativo.

A Figura 4.18 apresenta uma amostra de cavaco onde são mostradas as superfícies livre, posterior e lateral. A superfície posterior do cavaco, a qual possui contato direto com a face da ferramenta, exibiu um aspecto liso, com marcas paralelas ao fluxo do cavaco, resultantes do deslizamento e da ação do atrito na interface ferramenta-cavaco. Em contrapartida, a superfície livre do cavaco, exposta apenas ao ambiente ou ao fluido de lubri-refrigeração, apresentou maior rugosidade. Esse comportamento é atribuído à maior compressão localizada nessa região durante o cisalhamento do material, o que gera irregularidades e instabilidades morfológicas.

Além disso, ocorreu a presença de cavacos segmentados, gerados a partir do cisalhamento adiabático, causado por uma instabilidade termomecânica. Nesse processo, a intensa deformação por cisalhamento eleva a temperatura na frente da ponta da ferramenta, promovendo o amolecimento térmico do material e resultando na segmentação do cavaco. A baixa condutividade térmica do material também contribui para essa segmentação (Bäker, Rösler e Siemers 2003; Qiu *et al.*, 2023). Segundo Pérez-Salinas *et al.*, (2024), no Inconel® 718, a segmentação do cavaco pode ocorrer a partir de 30 m/min. Esse valor de velocidade crítica, entretanto, depende das demais condições de corte, como avanço, profundidade de corte, geometria da ferramenta e atmosfera lubri-refrigerante. De qualquer forma, na formação de cavacos segmentados, o processo de segmentação do cavaco contribui para o aumento das flutuações na força de corte durante a usinagem, podendo impactar na estabilidade do processo e na vida da ferramenta (Zhang *et al.*, 2023).

Apesar da maior espessura do cavaco nas condições com maior avanço, da diferença do grau de recalque entre as condições de TV e SR, Tabela 4.45, e de redução do grau de recalque com o aumento da velocidade de corte, Tabela 4.46, não foram observadas grandes variações morfológicas, nem diferença de tonalidades entre as amostras de cavaco. Observa-se apenas uma leve tendência ao aumento da distância entre as hélices do cavaco nas condições com maior avanço por dente.

Liao *et al.*, (2008) destacaram que a temperatura de corte e o descarte dos cavacos são fatores influenciam o fresamento do Inconel® 718. A temperatura de corte está diretamente associada à velocidade de corte, sendo que, em velocidades abaixo de 56,6 m/min, a temperatura permanece inferior ao ponto de amolecimento da fase γ' . Dentro dessa faixa, o aumento da velocidade de corte intensifica o endurecimento por deformação do material, dificultando o processo de usinagem. Por outro lado, em velocidades superiores a 124,4 m/min, o material se torna mais maleável, porém a elevação excessiva da temperatura compromete a

resistência da ferramenta de metal duro. Dessa forma, os autores estimaram que a melhor faixa de velocidade de corte situa-se entre 90 m/min e 110 m/min.

Ao fresar Inconel® 718 em altas velocidades de corte (120 m/min até 140 m/min), Halim *et al.*,(2019) observaram que os cavacos produzidos sem refrigeração apresentaram maior segmentação em comparação aos gerados com gás carbônico líquido. Além disso, os cavacos sem refrigeração exibiram aspectos mais distorcidos e tonalidades mais escuras, indicando forte influência térmica da temperatura elevada de corte. Já Zhang *et al.*,(2023) também observaram a presença de cavacos segmentados no fresamento de Inconel® 718 em altas velocidades, e com morfologia semelhante as obtidas na Figura 4.17, mas hélice menos definida, e o aumento da velocidade de corte tendeu a aumentar o raio de curvatura do cavaco.

Ao comparar quatro tipos de lubri-refrigeração, jorro, MQL, LN₂, e combinado (MQL + LN₂) no fresamento de Inconel® 718, Okafor e Jasra (2019) mostraram que no fresamento discordante gerou cavacos segmentados com formatos de dentes de serrar, irregulares e mais longos com as bordas rasgadas. No fresamento concordante os cavacos segmentados foram mais curtos e com bordas afiadas e uniformes em todos os métodos de lubri-refrigeração. Os diferentes métodos de resfriamento influenciaram significativamente a morfologia dos cavacos durante o fresamento de alta velocidade do Inconel® 718. O resfriamento com LN₂ quebrou rapidamente os cavacos devido ao resfriamento imediato, enquanto o MQL gerou os cavacos mais curtos, seguido pelo resfriamento combinado (MQL + LN₂) e pelo resfriamento por jorro. O resfriamento combinado forneceu lubrificação e resfriamento adequados, enquanto o resfriamento por jorro auxiliou na expulsão eficiente dos cavacos da zona de corte. Cavacos mais curtos são benéficos, pois reduzem a temperatura da zona de corte e minimizam o desgaste da ferramenta, melhorando a eficiência do processo de usinagem.

Figura 4.15 – Formato dos cavacos com ampliação de 0,67 vezes

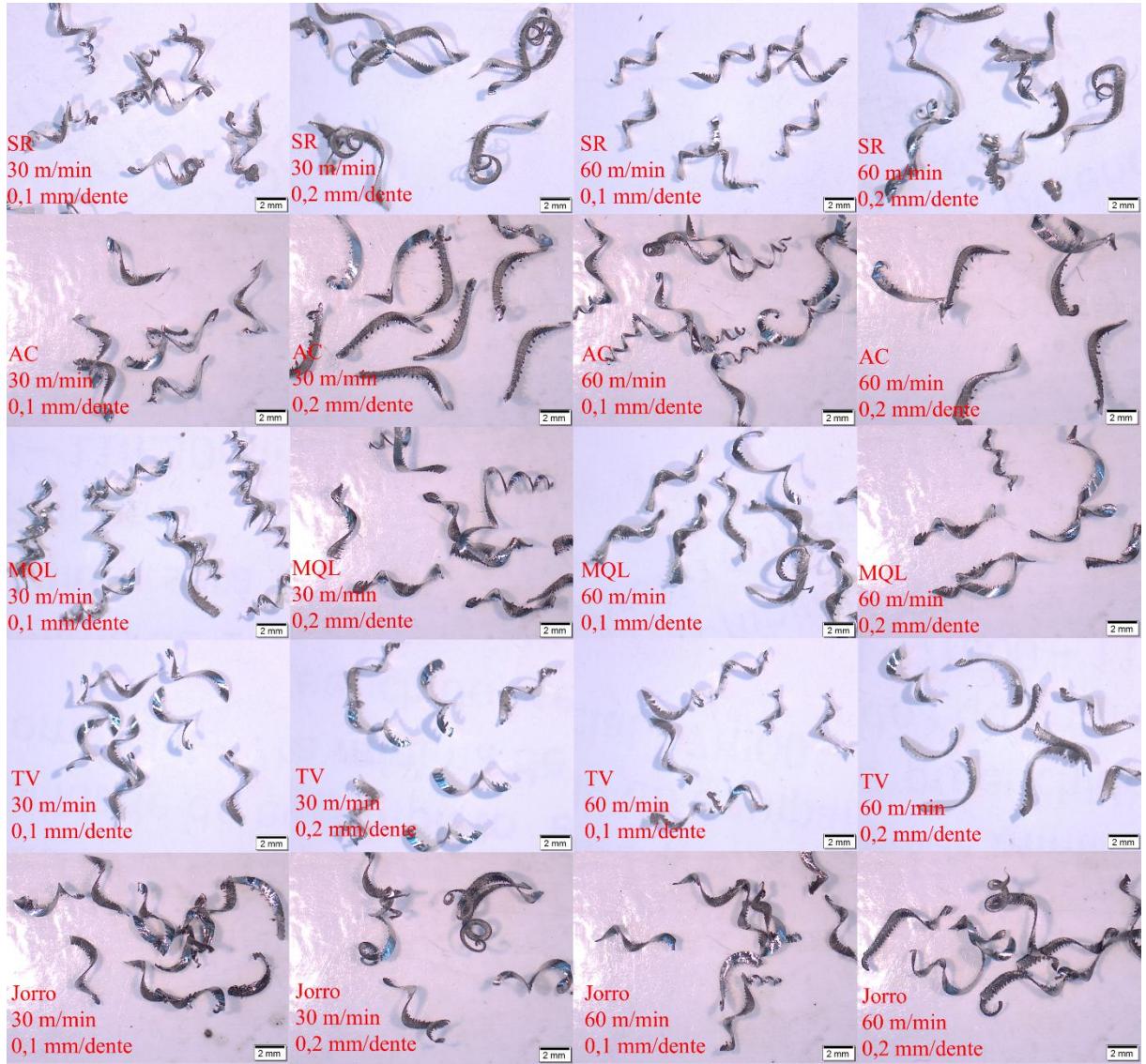


Figura 4.16 – Formato dos cavacos com ampliação de 2 vezes



Figura 4.17 – Formato dos cavacos com ampliação de 4,5 vezes



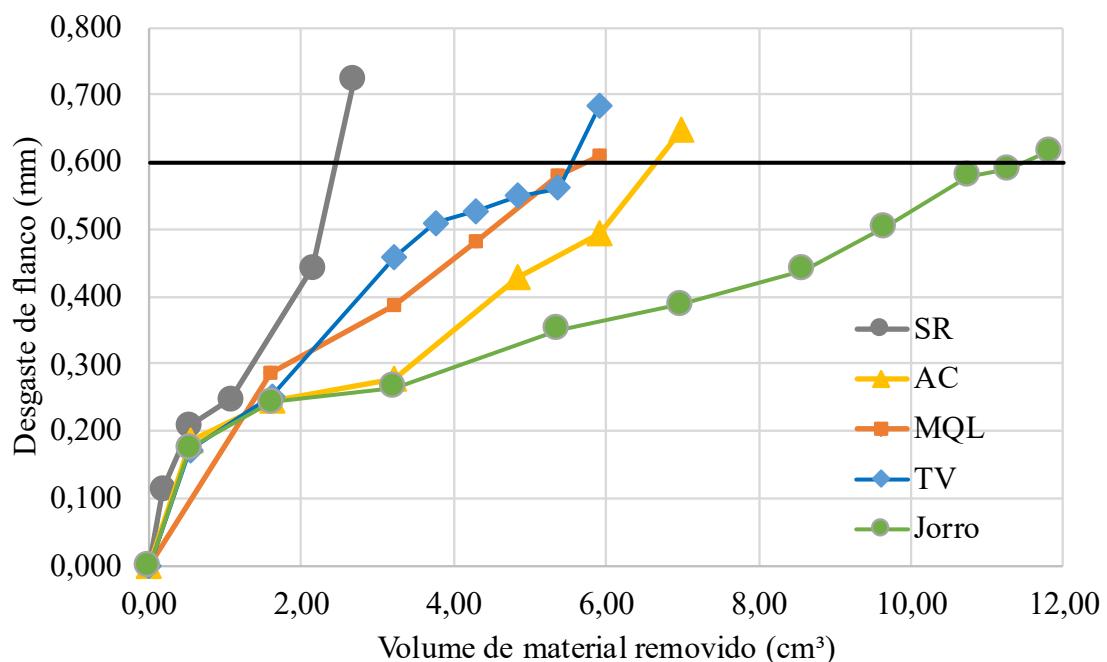
Figura 4.18 – Vistas de diferentes superfícies de um cavaco de Inconel® 718



4.6. VIDA DA FERRAMENTA

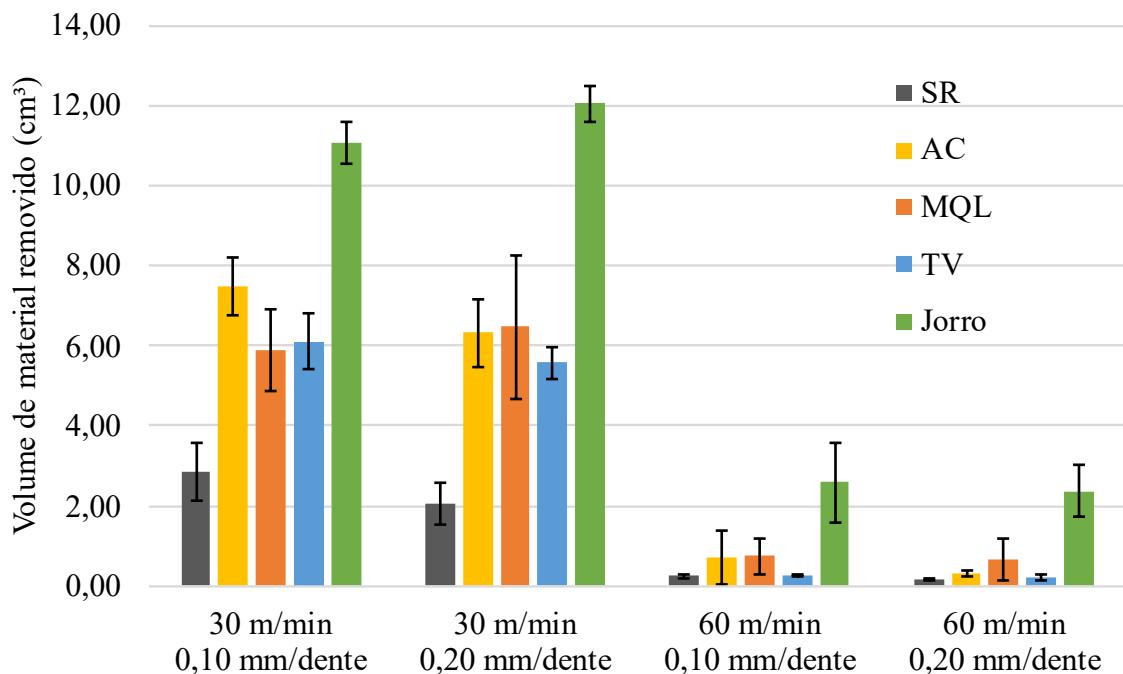
A Figura 4.19 apresenta a evolução do desgaste de flanco da ferramenta em função do volume de material removido no primeiro teste de cada método de lubri-refrigeração, sob a condição de corte menos agressiva, com velocidade de corte de 30 m/min e avanço de 0,1 mm/dente. A evolução do desgaste apresentou a característica em formato de 'S', típica da curva de desgaste descrita por Li, Zeng e Chen (2006), em que, na fase inicial, as ferramentas tendem a exibir um desgaste acelerado, correspondente ao período de adaptação da superfície de contato. Em seguida, observa-se uma fase de desgaste estabilizado, impulsionada por mecanismos predominantes como abrasão, adesão e outros. Por fim, ocorre uma fase de desgaste acelerado, particularmente nas condições de usinagem a seco (SR), tubo de vórtice (TV) e ar comprimido (AC). Comportamento semelhante foi registrado para as réplicas e para as demais condições de corte. No entanto, sob a maior velocidade de corte (60 m/min), os resultados indicaram vidas úteis mais curtas para as ferramentas, deformando o formato característico da curva em "S".

Figura 4.19 – Evolução do desgaste para o primeiro teste $v_c = 30$ m/min e $f_z = 0,10$ mm/dente



A Figura 4.20 apresenta o diagrama de blocos da vida média da ferramenta, medida em termos de volume de material removido, para todas as condições de corte testadas. A análise dos resultados foi realizada com base em métodos estatísticos.

Figura 4.20 – Resultados da vida das ferramentas



A Tabela 4.47 ilustra os resultados da análise de variância (ANOVA), confirmando a existência de diferenças estatisticamente significativas entre os grupos com um índice de confiabilidade de 95%. Dentre os fatores de entrada analisados, o método de lubri-refrigeração (LC) e a velocidade de corte (v_c) apresentaram influência significativa sobre a vida da ferramenta e o avanço por dente não foi influente.

Tabela 4.47 – Análise de variância para vida da ferramenta

Efeito	S.Q.	G.L.	M.Q.	F	p-valor
LR	4	206,6151	51,6538	28,6429	0,000000
v_c	1	498,6321	498,6321	276,4996	0,000000
f_z	1	0,4828	0,4828	0,2677	0,607010
Erro	53	95,5788	1,8034		
Total	59	801,3089			

O avanço por dente não demonstrou influência estatisticamente relevante, uma vez que sua contribuição para os mecanismos predominantes de desgaste foi inferior. Embora influencie diretamente a espessura do cavaco, seu impacto sobre fatores críticos como geração de calor e tensões na zona de corte é menos expressivo em comparação com a velocidade de corte. Além disso, apesar de o aumento do avanço por dente elevar as cargas mecânicas devido à maior área de corte, ele simultaneamente reduz o tempo de corte, o que pode compensar seu impacto no desgaste e no volume total de material removido. Essa compensação se deve ao fato de que a velocidade de corte é o principal fator associado ao aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta-peça, sendo um dos principais responsáveis pelos desgastes térmico e químico (Guimarães *et al.*, 2022). Os dados de Jawaid *et al.* (2001) corroboram essa análise ao indicarem que, em baixas velocidades (25 m/min), ferramentas operando com maior avanço (0,14 mm/dente) removeram um volume superior de material. Em contrapartida, em velocidades de corte mais elevadas (acima de 75 m/min), avanços menores (0,08 mm/dente) resultaram em volumes de material removido igualmente altos, reforçando a interação complexa entre esses parâmetros e seus efeitos sobre o desempenho da ferramenta. O método de lubri-refrigeração, por sua vez, contribui significativamente para a remoção de calor e a lubrificação do sistema, ampliando sua importância no controle do desgaste (Jamil *et al.*, 2022).

A análise do impacto da lubri-refrigeração na vida da ferramenta, realizada por meio do teste de Tukey, Tabela 4.48, resultou na identificação de três grupos distintos. O grupo com menor vida corresponde às ferramentas operadas sem refrigeração (SR); o grupo intermediário abrange os métodos de lubri-refrigeração que utilizam ar para resfriamento, tubo de vórtice

(TV), mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL) e ar comprimido (AC), por fim, o grupo com maior vida é composto pelo jorro.

Tabela 4.48 – Teste de Tukey para lubri-refrigeração na vida da ferramenta

LR	Média (cm ³)	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
SR	1,32	X		
TV	3,03		X	
MQL	3,44		X	
AC	3,71		X	
Jorro	7,02			X

Estes resultados indicam que a vida da ferramenta está inversamente relacionada à temperatura na interface ferramenta-peça, confirmando o efeito esperado da elevação da temperatura na interface cavaco-ferramenta. A maior temperatura observada no caso de SR causou maior amolecimento térmico, reduzindo a dureza da ferramenta e, consequentemente, acelerando seu desgaste (Goindi e Sarkar 2017; Usca *et al.*, 2022).

Apesar da eficiência dos fluidos de corte na redução da temperatura, devido ao maior coeficiente de convecção, sua aplicação na fresamento pode apresentar desvantagens, como o aumento da incidência de trincas térmicas (Das e Ghosh 2023; L. Wang *et al.*, 2024). Durante o ciclo intermitente da fresamento, a temperatura aumenta na fase ativa de corte e diminui rapidamente na fase de inatividade, sendo esse resfriamento ainda mais intenso na presença de fluidos de corte. Entretanto, nos experimentos realizados, não foram observadas trincas térmicas, mesmo sob refrigeração por jorro. Possivelmente, o efeito de resfriamento intensificado na fase inativa foi compensado pelo aumento da lubrificação durante o período ativo de corte, quando uma quantidade abundante de fluido foi fornecida pelo jorro, resultando em maior vida da ferramenta. Contudo, na análise dos mecanismos de desgaste da ferramenta, item 4.7. MECANISMO DE DESGASTE DA FERRAMENTA, não foram identificadas trincas de origem térmica.

Os métodos de resfriamento por ar apresentaram resultados intermediários em relação à vida da ferramenta. Entre eles, destaca-se o método de convecção forçada de ar comprimido (AC), o qual utiliza o movimento do ar para promover a troca de calor. O método de mínima quantidade de lubrificante (MQL), o qual emprega pequenas concentrações de fluido de corte,

pulverizadas em um fluxo de ar comprimido. O método de ar comprimido resfriado por tubo de vórtice (TV) reduz a temperatura do ar em aproximadamente 40 °C em comparação à temperatura ambiente. Não foram observadas diferenças estatisticamente significativas entre esses métodos, uma vez que todos se agruparam no mesmo grupo segundo o teste de Tukey.

Um resultado inesperado foi a ausência de melhoria na vida da ferramenta com o método MQL. Não houve diferença estatística entre o MQL e o AC, sendo que, em valores absolutos, o AC apresentou vida ligeiramente superior. Isso pode ser atribuído a menores perdas de pressão no sistema AC em comparação ao MQL, sugerindo que o resfriamento exerceu maior influência do que a lubrificação no fresamento do Inconel® 718. Devido às altas pressões envolvidas nos processos de usinagem, é possível que o fluido de corte atomizado no MQL (neste caso, 150 ml/h) não tenha fornecido uma quantidade suficiente de lubrificação, limitando, assim, a eficácia do lubrificante na redução do desgaste da ferramenta (Ma *et al.*, 2023; Saha, Deb e Bandyopadhyay 2022). Esses resultados são mais uma evidência de que o Inconel® 718 se comporta de maneira distinta em comparação a materiais convencionais, como os aços comuns. Normalmente, no fresamento de aços, a técnica MQL apresenta um bom desempenho, por vezes superior à usinagem a seco (Sales *et al.*, 2001).

Da mesma forma, esperava-se que o TV superasse os outros métodos de resfriamento a ar devido à sua menor temperatura. No entanto, o coeficiente de convecção mais elevado do AC e do MQL, resultante de suas menores restrições ao fluxo, teve um impacto maior na dissipação de calor do que a diferença de temperatura isoladamente.

Ao comparar MQL com jorro no fresamento de Inconel® 718, Okafor e Nwoguh (2020) observaram que o aumento do fluxo de MQL de 10 ml/h para 70 ml/h elevou a vida da ferramenta. Mas ao utilizar 90 ml/h, a vida diminuiu, possivelmente devido à dificuldade de atomização do MQL, que gerou uma distribuição não uniforme. Além disso, as arestas usinadas com jorro apresentaram uma vida superior. De maneira semelhante, Danish *et al.*, (2022) compararam a usinagem SR, jorro, ar resfriado a -10 °C e MQL no microfresamento de Inconel® 718. Os resultados indicaram que o método jorro apresentou o menor desgaste da ferramenta, seguido por MQL, ar resfriado e, por fim, SR, que apresentou os maiores desgastes, resultados semelhantes aos deste trabalho.

Su *et al.*, (2007) analisaram o torneamento do Inconel® 718 com foco na comparação dos métodos de lubri-refrigeração. Ao utilizaram o TV a vida da ferramenta aumentou em 78 % em relação à SR. Além disso, ao empregar um método híbrido de TV+ MQL, a vida da

ferramenta foi ampliada em 124 % em comparação com a SR. No fresamento de Inconel® 718, Okafor e Jasra (2019), o MQL reduziu o desgaste da ferramenta, prolongando sua vida em comparação à usinagem a seco. O resfriamento criogênico com nitrogênio líquido (LN_2), embora tenha reduzido a temperatura na zona de corte, endureceu a peça e acelerou o desgaste por abrasão. A combinação MQL+ LN_2 apresentou o melhor desempenho, minimizando o desgaste térmico e adesivo, resultando em uma maior durabilidade da ferramenta durante a usinagem.

A Tabela 4.49 destaca que o aumento da velocidade de corte foi um fator crítico para a redução da vida da ferramenta. À medida que a velocidade de corte aumenta, a taxa de conversão de energia mecânica em energia térmica aumenta, transferindo mais calor para a ferramenta de corte e elevando as temperaturas na interface cavaco-ferramenta (Dhananchezian 2021). Além disso, ocorre o aumento da energia gerada pelo atrito entre a ferramenta e o cavaco, o que também contribui para a elevação da temperatura e consequente redução na vida da ferramenta (Mahesh *et al.*, 2021).

Tabela 4.49 – Teste de Tukey para velocidade de corte na vida da ferramenta

v_c (m/min)	Mean (cm ³)	Group 1	Group 2
60	0,82	X	
30	6,59		X

Este efeito é pronunciado ao usinar materiais com alta resistência e baixa condutividade térmica, como as ligas de níquel e titânio, em que a temperatura de corte é elevada, devido a capacidade de reter propriedades mecânicas em altas temperaturas (Liu *et al.*, 2025; Naidu Palleda *et al.*, 2023). O aumento da temperatura de corte intensifica os mecanismos de desgaste, como abrasão e adesão, além de acelerar processos termoquímicos, como a difusão, prejudiciais ao material da ferramenta, reduzindo drasticamente sua vida (Wang, Ming e Chen 2016).

Os resultados que indicam que temperaturas mais elevadas reduzem a vida da ferramenta no fresamento do Inconel® 718 são condizentes com a maioria dos estudos encontrados na literatura, como o de Bartolomeis, Newman e Shokrani (2021). Nesse estudo, o aumento da velocidade de corte de 60 m/min para 120 m/min no fresamento do Inconel® 718 com uma ferramenta de corte de metal duro integral resultou em uma redução de seis vezes na vida da ferramenta sob condições por Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) e por

Mínima Quantidade de Lubrificação Eletrostática (EMQL). Em outro estudo, *Şap et al.*, (2024) observaram que o desgaste de flanco diminuiu ao utilizar MQL no fresamento de Inconel® 800, enquanto o LN₂ apresentou resultados intermediários e a usinagem a SR resultou no maior desgaste de flanco. Além disso, o desgaste aumentou com o acréscimo da velocidade de corte. Wang *et al.*, (2024) também obteve maiores desgastes ao aumentar a velocidade de corte no fresamento de Inconel® 718.

4.7. MECANISMO DE DESGASTE DA FERRAMENTA

Para investigar os mecanismos de desgaste que afetam as ferramentas, ao final dos testes de vida, foi considerada uma ferramenta para cada condição de corte para análises por microscopia eletrônica de varredura (MEV). Foram examinadas a superfície de folga, Figura 4.21, e a superfície de saída, Figura 4.22, ambas com ampliação de 150X. As imagens de MEV revelaram a presença de múltiplos mecanismos de desgaste em todas as arestas de corte, incluindo atrito, abrasão e danos à ferramenta.

É importante frisar que devido ao ângulo de posição secundário ser de 0°, e a profundidade de corte axial ser baixa (0,5 mm) o desgaste da ferramenta ocorre principalmente na aresta de folga secundária e no raio de arredondamento. Todas as arestas foram retiradas após a ferramenta atingir o critério de fim de vida de VB_{Bmax} de 0,6 mm. Apesar de ter desgastes de flanco parecidos, o volume de material removido em cada condição foi distinto, conforme mostrado no item 4.6 VIDA DA FERRAMENTA. Nestas figuras observa-se material da peça aderido em algumas regiões das superfícies desgastadas. Isso é comprovado pelas análises de EDS apresentadas na Figura 4.23 e Tabelas 4.50 e 4.51. Isso mostra que o ataque com ácido não foi eficiente. Em outras regiões, consegue-se acessar a área desgastada da ferramenta, sem a presença do material aderido, possibilitando a análise dos mecanismos de desgaste sem a necessidade de lavagem em ácido.

Na parte superior da superfície de folga, observa-se a presença de desgaste adesivo (ou *attrition*), caracterizado pelo arrancamento dos grãos de carboneto da ferramenta de corte, gerando áreas irregulares e rugosas em sua superfície. Esse tipo de desgaste ocorre quando partículas duras da ferramenta, em que no metal duro trata-se de grãos de WC são arrancados,

pelo mecanismo de adesão. Além disso, em materiais em que é comum a presença a da aresta postica de corte, ela pode aumentar o desgaste adesivo (Baharum, 2020; Tu *et al.*, 2023).

Ainda na superfície de folga é possível perceber a presença de desgaste abrasivo devido a presença de sulcos verticais no sentido da velocidade de corte. Esse tipo de desgaste ocorre quando ocorre o deslizamento de partículas duras sobre a superfície de folga, estas partículas que podem ter origem da própria matriz do Inconel® 718, quanto pequenos grãos de WC provenientes da ferramenta de corte arrancados por meio do mecanismo de adesão. Dessa forma, essas partículas deslizam sobre a superfície de saída, promovendo abrasão de dois e três corpos criando sulcos na superfície de folga da ferramenta (Bhushan 2013).

Diferentemente de outros estudos, não foi observado desgaste por difusão, uma vez que não se identificou áreas lisas, características desse mecanismo de desgaste. Esse mecanismo ocorre devido à transferência de átomos da ferramenta de corte para a peça e vice-versa, resultando na remoção de átomos da ferramenta pela ação do cavaco. Segundo B. Wang *et al.*, (2024) e Zhu *et al.*, (2013), o diagrama de fase Co-Ni indica que o níquel presente na peça se dissolve progressivamente no cobalto da ferramenta à medida que a temperatura e a pressão aumentam. Dessa forma, ocorre o enfraquecimento das forças de ligação entre os grãos de carboneto e a fase ligante de cobalto, rompendo a ligação entre esses grãos e a matriz. Isso acontece quando a dissolução e a difusão atingem um ponto crítico, o que parece não ter ocorrido nesta investigação.

Além dos mecanismos de desgaste, foram observadas avarias na ferramenta, destacando-se o surgimento de lascamentos sob diferentes condições de corte. Um exemplo é o caso de AC, com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,1 mm/dente. Nessas condições, houve o destacamento de uma lasca na parte superior da aresta de corte. Os lascamentos identificados foram paralelos à aresta de corte, atribuídos à formação de trincas causadas por choques mecânicos, decorrentes das variações das forças de corte no processo de fresamento.

Segundo Liu *et al.*, (2022) e Khochtali *et al.*, (2021) o lascamento da ferramenta de corte ocorre devido a microfissuras e deslocamentos na camada subsuperficial da ferramenta, causados por choques mecânicos e térmicos durante a fresamento, que se propagam até a superfície, sendo agravados pela ação do mecanismo de abrasão. Esse processo danifica o substrato da ferramenta e intensifica o lascamento lamelar à medida que o corte avança. Além da adesão ser o mecanismo de desgaste predominante, B. Wang (2024) encontrou lascamento

em diferentes condições no fresamento de Inconel® 718 em velocidades de 20 m/min a 40 m/min.

Por outro lado, não foram identificadas trincas de origem térmica, as quais são perpendiculares à aresta de corte, que normalmente estão associadas a variações térmicas abruptas entre os períodos ativos e inativos da ferramenta, promovendo a fadiga térmica. Essa ausência sugere uma maior vida da ferramenta quando empregada a condição de jorro, em que o rápido resfriamento da ferramenta poderia gerar trincas por fadiga térmica devido ao estresse térmico (Liew e Ding 2008).

No trabalho de C. Wang *et al.*, (2024), os mecanismos de desgaste predominantes no fresamento da liga ferro-níquel 304L_{0,5}IN625_{0,5} foram desgaste abrasivo e adesivo. A aplicação da técnica de MQL reduziu o desgaste em relação à usinagem a seco, no qual a película lubrificante minimizou o contato direto entre a ferramenta e o cavaco. A utilização de um sistema híbrido de resfriamento MQL+TV apresentou o menor desgaste entre todos os métodos de lubri-refrigeração testados, reduzindo significativamente a temperatura na zona de corte, causando menor adesão e degradação térmica do revestimento da ferramenta com o cavaco e a peça.

Por outro lado, ao fresar Inconel® 718, Shokrani e Newman (2018) observaram que a vida da ferramenta foi significativamente influenciada pelos métodos de lubri-refrigeração e o sistema jorro apresentou a menor vida da ferramenta, enquanto o resfriamento híbrido MQL+LN₂ proporcionou a maior, superando tanto o MQL isolado quanto o resfriamento criogênico. A remoção do revestimento TiSiN expôs o substrato de carboneto de tungstênio, acelerando o desgaste em todos os casos. O LN₂ dissipou melhor o calor, enquanto o MQL preservou o revestimento por mais tempo, mas falhou na refrigeração, aumentando o desgaste após sua remoção. O desgaste predominante foi de cratera, causando lascamentos. Depósitos do material usinado atuaram como camada protetora, prolongando a vida da ferramenta. A combinação de resfriamento criogênico com MQL foi a estratégia mais eficaz para maior vida da ferramenta no fresamento de alta velocidade.

Figura 4.21 – MEV da superfície de folga secundária com ampliação de 150 vezes

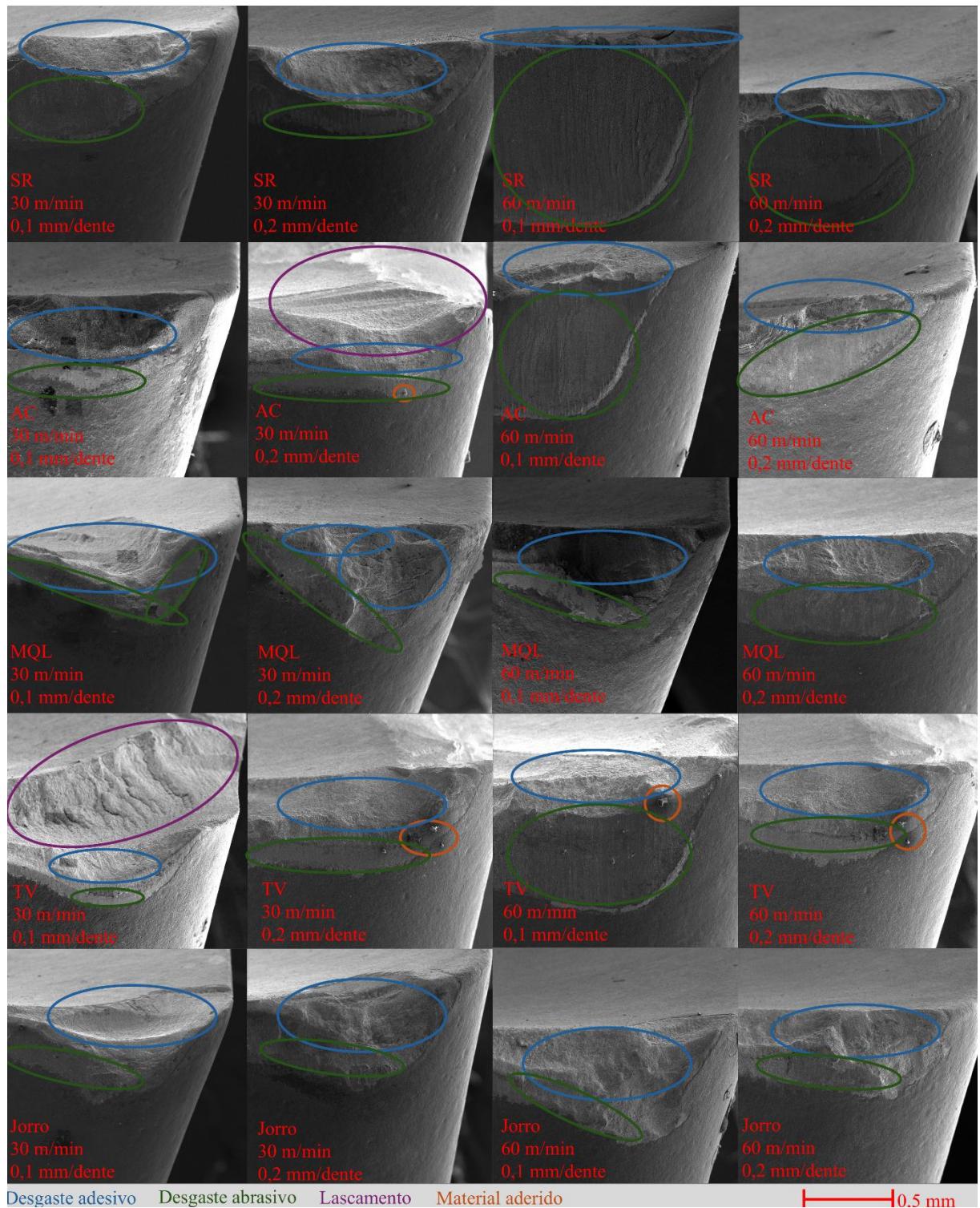
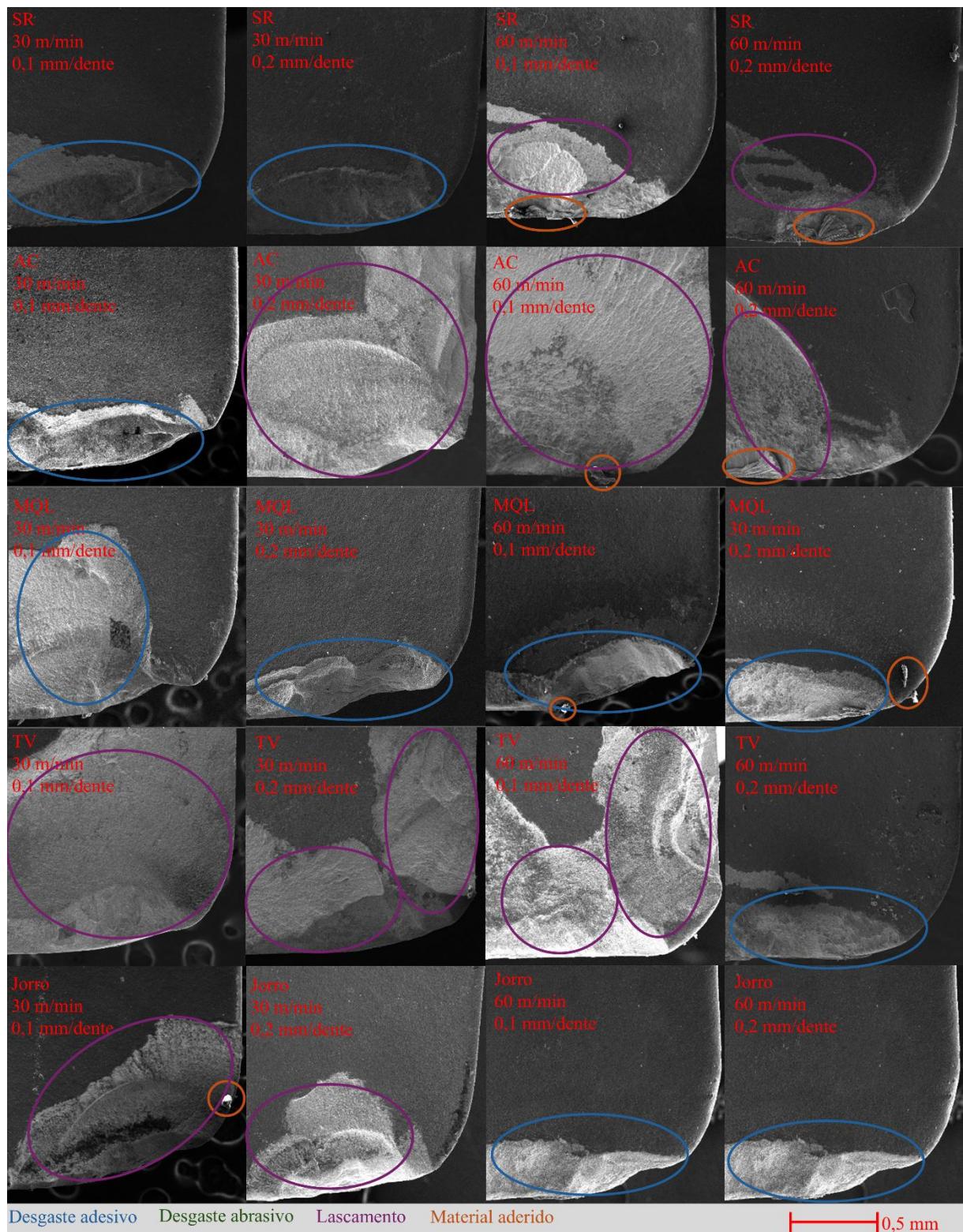


Figura 4.22 – MEV da superfície de saída com ampliação de 150 vezes



As Tabelas 4.50 e 4.51 apresentam a composição elementar, expressa em porcentagem em massa (Wt%), obtida por meio da espectroscopia de energia dispersiva de raios-X (EDS)

nas condições: SR com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,2 mm/dente; e de MQL com velocidade de corte de 30 m/min e avanço de 0,2 mm/dente, respectivamente. As regiões da ferramenta onde as análises de EDS foram realizadas estão indicadas na Figura 4.23.

Figura 4.23 – Regiões analisadas por EDS nas condições de SR e MQL, com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,2 mm/dente.

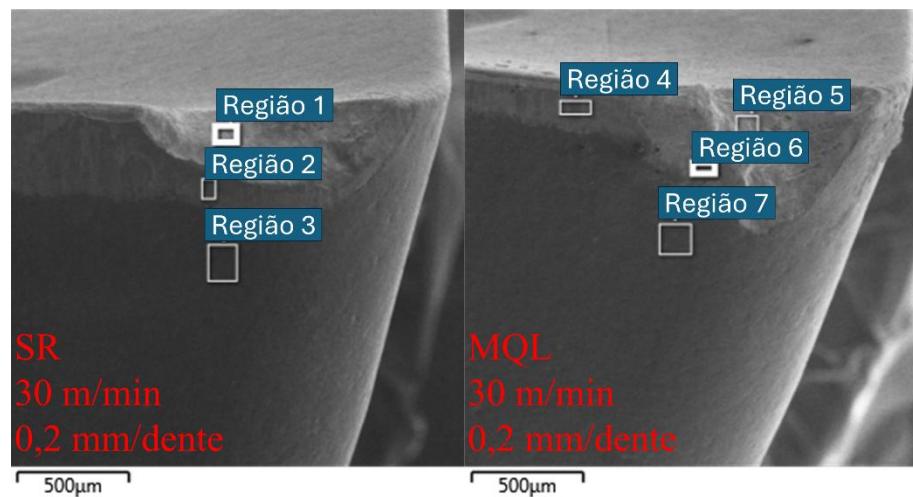


Tabela 4.50 - Elementos e porcentagens em peso encontradas por EDS na condição de SR, com velocidade de corte de 60 m/min e avanço de 0,2 mm/dente

Elemento	Região 1	Região 2	Região 3
	[Wt%]	[Wt%]	[Wt %]
B	-	-	3,10
C	20,81	9,29	5,71
O	20,74	1,21	10,53
Al	-	0,20	-
Ti	2,24	0,98	83,76
Cr	2,08	15,79	-
Fe	5,72	14,52	-
Co	3,88	5,50	-
Ni	44,12	45,85	-
W	-	6,65	-
Total	100,00	100,00	100,00

Tabela 4.51 – Elementos e porcentagens em peso encontradas por EDS na condição de MQL, com velocidade de corte de 30 m/min e avanço de 0,2 mm/dente.

Elemento	Região 4	Região 5	Região 6	Região 7
	[Wt%]	[Wt%]	[Wt %]	[Wt%]
C	16,07	26,79	19,31	-
O	2,90	15,46	3,67	-
Al	0,18	-	0,22	-
Ti	1,17	-	0,96	93,72
Cr	13,75	0,57	11,44	1,44
Fe	12,71	0,22	10,41	0,79
Co	2,10	11,98	2,47	-
Ni	40,32	0,57	32,10	1,92
Nb	0,00	-	2,48	0,00
Mo	1,85	-	1,74	-
W	8,94	44,42	15,20	2,13
Total	100,00	100,00	100,00	100,00

A remoção do revestimento TiN-TiB₂ (CVD) na zona de contato ferramenta-peça é evidenciada pela redução da quantidade de titânio nos espectros correspondentes. O titânio é o elemento principal do revestimento, exceto nas regiões 3 e 7, que representam áreas fora da região de contato. Isso sugere que a influência do revestimento no desempenho da ferramenta foi limitada ao período inicial do processo de usinagem, correspondente a baixos níveis de desgaste. Um comportamento semelhante foi relatado por Fernandes et. al (2023), no qual o revestimento também sofreu desplacamentos ao tornear Inconel® 718 com ferramentas de metal duro.

Nas regiões dentro da área desgastada, foram encontradas concentrações significativas de elementos presentes na peça de Inconel® 718, como níquel, cromo e ferro. Isso indica que o ataque com ácido Aqua Regia não foi eficiente para remover completamente o material aderido durante o tempo de ataque usado, reforçando a hipótese de desgaste adesivo na face de saída, particularmente na região 1, correspondente à usinagem a seco, uma condição mais suscetível a esse mecanismo de desgaste. Esse fenômeno pode causar uma remoção irregular de material, resultando em um acabamento superficial mais rugoso. Tal efeito pode ser agravado pela formação de aresta postiça de corte (APC), a qual é comumente observada na

usinagem do Inconel® 718 em baixas velocidades de corte (Krain, Sharman e Ridgway 2007; Musfirah, Ghani e Haron 2017).

Ao fresar Inconel® 800, Şap *et al.*,(2024) observou que o desgaste adesivo foi predominante em todas as condições de corte, sendo que ocorreu aresta postiça de corte nas condições SR e MQL, mas não ao utilizar LN₂, que, segundo os autores, é devido a redução da temperatura. Essa observação, entretanto, vai no sentido oposto ao esperado, pois a menor temperatura favorece o encruamento e formação de APC. Nas análises por EDS também foram encontrados elementos da peça de Inconel® na ferramenta de corte.

CAPÍTULO V

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este estudo investigou as temperaturas na interface cavaco-ferramenta, forças e potência de corte, rugosidade superficial, grau de recalque e morfologia dos cavacos, vida da ferramenta de corte e mecanismos de desgaste, durante o fresamento de topo de Inconel® 718 com diferentes atmosferas de lubri-refrigeração: a seco ou sem refrigeração (SR), ar comprimido (AC), mínima quantidade de fluido lubrificante (MQL), tubo de vórtice (TV) e jorro, em quatro condições de corte distintas alterando a velocidade de corte e o avanço por dente. Os resultados indicam que tanto os métodos de lubri-resfriamento quanto os parâmetros de corte influenciaram diretamente nos resultados obtidos:

- O método de termopar ferramenta-peça desenvolvido neste estudo demonstrou ser eficaz na medição das temperaturas na interface ferramenta-peça, mesmo em condições de corte úmido. A calibração do sistema forneceu resultados coerentes com a literatura científica relevante sobre temperaturas nas interfaces cavaco-ferramenta-peça durante a fresamento de Inconel® 718.
- Foi possível determinar a temperatura em função do tempo, permitindo que a natureza cíclica do processo de fresamento fosse visualizada. Além disso, com auxílio do dinamômetro Kistler, foi possível observar o comportamento cíclico das forças de usinagem ao longo do tempo.
- Entre todos os métodos estudados, o resfriamento por jorro foi o mais eficaz na redução da temperatura média, atribuído ao seu alto coeficiente de convecção e remoção eficiente de calor da interface de corte. Sua capacidade de lubrificação também ajuda a gerar menos calor. Por outro lado, a usinagem sem refrigeração apresentou as maiores temperaturas na interface, destacando a importância dos métodos de lubri-refrigeração no controle térmico.
- Não foram identificadas diferenças estatisticamente significativas na temperatura entre os métodos de resfriamento a ar (MQL, tubo de vórtice e ar comprimido), que apresentaram desempenhos semelhantes. A temperatura mais baixa do tubo de vórtice não melhorou a vida da ferramenta devido à sua menor taxa de fluxo de ar,

e o efeito de lubrificação do MQL não reduziu a temperatura em comparação ao ar comprimido.

- O aumento da velocidade de corte resultou em maior potência de corte, porém teve um impacto menor sobre a força e a potência específica de corte. Por outro lado, o aumento do avanço por dente elevou as forças de corte e a potência, mas reduziu a energia específica de corte. Em contrapartida, o desgaste da ferramenta aumentou tanto a potência quanto a energia específica de corte.
- O resfriamento por jorro resultou na maior rugosidade superficial em todos os parâmetros analisados (R_a , R_{Sm} e R_{qz}). O aumento da velocidade de corte, do avanço por dente e do desgaste da ferramenta elevou os valores de rugosidade.
- A morfologia do cavaco não apresentou grandes variações, mantendo um formato helicoidal semelhante ao de uma arruela, independente do sistema lubri-refrigerante, porém com comprimento limitado devido à natureza intermitente do corte.
- Quanto ao grau de recalque do cavaco, apenas o tubo de vórtice (TV) apresentou menor deformação, enquanto a usinagem a seco (SR) registrou os maiores valores entre todos os métodos testados.
- Assim como nos ensaios de temperatura, a condição de resfriamento por jorro resultou no maior volume de material removido em todos os cenários, enquanto a usinagem a seco levou à menor vida da ferramenta, sendo 5,3 vezes maior que nas condições SR e o dobro das condições ao utilizar métodos lubri-refrigeração a ar (AC, MQL e TV), os quais não possuíram diferenças estatísticas entre si.
- A superfície de folga apresentou intenso desgaste adesivo, além da ocorrência de desgaste abrasivo. A superfície de saída exibiu predominantemente desgaste adesivo.
- Trincas induzidas mecanicamente foram responsáveis pela ocorrência de lascamentos observados em todas as ferramentas testadas. No entanto, nenhuma trinca induzida termicamente foi detectada durante o fresamento. A ausência de trincas térmicas sugere que nenhum dos métodos de lubri-refrigeração provocou choque térmico suficiente para gerar as típicas trincas em forma de pente na ferramenta de corte.

- Os métodos com fluido de corte (jorro e MQL) foram os mais eficazes em reduzir as forças de corte, com a vantagem na aplicação em abundância, já o SR apresentou as maiores forças de corte.

Esses resultados confirmam que o resfriamento por jorro é a estratégia mais eficaz para reduzir a temperatura de corte e maximizar a vida da ferramenta durante o fresamento do Inconel® 718, ainda que cause ao aumento da rugosidade superficial. Adicionalmente, este estudo traz novos resultados sobre o resfriamento por tubo de vórtice (TV), uma alternativa ainda pouco explorada. De uma perspectiva industrial, otimizar estratégias de resfriamento é crucial para reduzir o desgaste da ferramenta, diminuir os custos de usinagem e melhorar a confiabilidade dos componentes em setores como aeroespacial e energia.

5.1. PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Apesar da utilização de cinco métodos de refrigeração em quatro diferentes condições de corte, ainda há oportunidades para ampliar o conhecimento sobre o fresamento do Inconel® 718. Para trabalhos futuros, sugere-se:

- A realização de simulações computacionais por meio de elementos finitos e fluidodinâmica, comparando os resultados experimentais com os simulados.
- A condução de ensaios com outros tipos de ferramentas, como cerâmicas, além da análise de um maior número de parâmetros, incluindo a variação da profundidade de corte e da penetração de trabalho.
- A exploração de novos métodos de lubri-refrigeração, como criogenia, nanofluidos, ferramentas texturizadas com aplicação de lubrificante sólido e ferramentas com refrigeração interna.
- O estudo dos métodos de lubri-refrigeração em outros materiais, como o titânio, com ênfase no ar comprimido (AC) e no tubo de vórtice (TV), cujas abordagens na literatura ainda são escassas, além da aplicação desses métodos em outros processos de usinagem, como torneamento, furação e retificação.
- Desenvolvimento de modelos preditivos utilizando inteligência artificial e aprendizado de máquina para prever parâmetros como temperatura, forças, desgaste da ferramenta e qualidade da superfície em função das condições de corte.

- Análise econômica e ambiental comparando a eficiência e o impacto ambiental dos diferentes métodos de lubri-refrigeração, especialmente considerando estratégias sustentáveis, como o uso de lubrificantes biodegradáveis e sistemas de refrigeração de menor consumo energético.
- Realização de ensaios complementares, incluindo análise de vibração, ruído sonoro e microdureza.

CAPÍTULO VI

6. REFERÊNCIAS

- Abrão, Bruno Souza, Mayara Fernanda Pereira, Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Álisson Rocha Machado, Rogério Valentim Gelamo, Fábio Martinho Cézar de Freitas, Mozammel Mia, and Rosemar Batista da Silva. 2021. “Improvements of the MQL Cooling-Lubrication Condition by the Addition of Multilayer Graphene Platelets in Peripheral Grinding of SAE 52100 Steel.” *Lubricants* 9(8):79. doi: 10.3390/lubricants9080079.
- Abukhshim, N. A., P. T. Mativenga, and M. Aslam Sheikh. 2006. “Heat Generation and Temperature Prediction in Metal Cutting: A Review and Implications for High Speed Machining.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46(7–8):782–800.
- Achar, Bhaskara P., Grynal D’Mello, P. Srinivasa Pai, and K. Gururaj. 2019. “Use of Vortex Tube Air Cooling during Machining of Inconel 718: Experimental Investigation and Modeling Studies.” *Journal of Mechanical Engineering Research and Developments* 42(5):127–31. doi: 10.26480/jmerd.05.2019.127.131.
- Ahmed, Sakib, Saiful Islam Sagor, Naheen Ibn Akbar, Md Mirajul Mahmud, and Md Golam Mostofa. 2023. “The Influence of a Newly Developed Refrigeration Cycle Based Workpiece Cooling Method in Milling AISI 304 Stainless Steel.” *Results in Engineering* 20:101616. doi: 10.1016/j.rineng.2023.101616.
- Ali, Mohd Asyraf Mahboob, Azwan Iskandar Azmi, and Ahmad Nabil Mohd Khalil. 2018. “Specific Cutting Energy of Inconel 718 under Dry, Chilled-Air and Minimal Quantity Nanolubricants.” *Procedia CIRP* 77(March):429–32. doi: 10.1016/j.procir.2018.08.290.
- ASM International. 1990. *ASM Handbook, Volume 2, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*.
- Astakhov, Viktor P. 2007. “Effects of the Cutting Feed, Depth of Cut, and Workpiece (Bore) Diameter on the Tool Wear Rate.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 34(7–8):631–40. doi: 10.1007/s00170-006-0635-y.

- Astakhov, Viktor P., and S. Shvets. 2004. "The Assessment of Plastic Deformation in Metal Cutting." *Journal of Materials Processing Technology* 146(2):193–202. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2003.10.015.
- Bagherzadeh, Amin, Bahattin Koc, Erhan Budak, and Murat Isik. 2022. "High-Speed Machining of Additively Manufactured Inconel 718 Using Hybrid Cryogenic Cooling Methods." *Virtual and Physical Prototyping* 17(3):419–36. doi: 10.1080/17452759.2022.2034081.
- Baharum, Zirawani. 2020. "The Critical Factors for Built Up Edge Formation in Stainless Steel Milling." *International Journal of Advanced Trends in Computer Science and Engineering* 9(1.4):282–88. doi: 10.30534/ijatcse/2020/4291.42020.
- Baig, Amjad, Syed Husain Imran Jaffery, Muhammad Ali Khan, and Mansoor Alruqi. 2022. "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* 14(1):13. doi: 10.3390/mi14010013.
- Bäker, Martin, Joachim Rösler, and Carsten Siemers. 2003. "The Influence of Thermal Conductivity on Segmented Chip Formation." *Computational Materials Science* 26:175–82. doi: 10.1016/S0927-0256(02)00396-8.
- Barbosa, Lucas Melo Queiroz; Pedro Henrique Pires; França, Gustavo Henrique Nazareno; Fernandes, Eder Silva; Costa, Marcio Bacci; da Silva, Paulo Sérgio; Martins, and Álisson Rocha; Machado. 2023. "Comparison of the Performance of the Internally Cooled Tool in Closed Circuit against Standard PCBN Tools in Turning AISI D6 Hardened." *Journal of Manufacturing Processes* 107:1–15. doi: 10.1016/j.jmapro.2023.10.038.
- Barbosa, Lucas Melo Queiroz. 2021. "Torneamento de Aço Endurecido ABNT - D6 Com Ferramenta de PCBN Refrigerada Através de Galerias Internas." Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- Bartolomeis, Andrea De, Stephen T. Newman, Dirk Biermann, and Alborz Shokrani. 2021. "State-of-The-Art Cooling and Lubrication for Machining Inconel 718." *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 143(5). doi: 10.1115/1.4047842.

- De Bartolomeis, Andrea, Stephen T. Newman, I. S. Jawahir, Dirk Biermann, and Alborz Shokrani. 2021. "Future Research Directions in the Machining of Inconel 718." *Journal of Materials Processing Technology* 297:117260. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2021.117260.
- Bartolomeis, Andrea De, Stephen T Newman, and Alborz Shokrani. 2021. "High-Speed Milling Inconel 718 Using Electrostatic Minimum Quantity Lubrication (EMQL)." *Procedia CIRP* 101:354–57. doi: 10.1016/j.procir.2021.02.038.
- Barzegar, Zahra, and Emre Ozlu. 2021. "Analytical Prediction of Cutting Tool Temperature Distribution in Orthogonal Cutting Including Third Deformation Zone." *Journal of Manufacturing Processes* 67:325–44. doi: 10.1016/j.jmapro.2021.05.003.
- Belloufi, A., M. Abdelkrim, I. Rezgui, M. E. Arbaoui, and A. Tebib. 2018. "Fuzzy Inference System for Modelling Cutting Temperature of AISI 1060 Steel in Turning Operations." *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 400:042005. doi: 10.1088/1757-899X/400/4/042005.
- Bhushan, Bharat. 2013. *Principles and Applications to Tribology*. The Atrium, Southern Gate, Chichester, West Sussex, PO19 8SQ, UK: John Wiley & Sons, Ltd.
- Bilgin, Mehmet Burak. 2015. "Investigating the Effects of Cutting Parameters on the Built-up Layer and Built-up-Edge Formation during the Machining of AISI 310 Austenitic Stainless Steels." *Materiali in Tehnologije* 49(5):779–84. doi: 10.17222/mit.2014.253.
- Bonfá, Miguel Mandú, Éder Silva Costa, Wisley Falco Sales, Fred Lacerda Amorim, Luis Henrique Andrade Maia, and Álisson Rocha Machado. 2019. "Evaluation of Tool Life and Workpiece Surface Roughness in Turning of AISI D6 Hardened Steel Using PCBN Tools and Minimum Quantity of Lubricant (MQL) Applied at Different Directions." *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 103(1–4):971–84. doi: 10.1007/s00170-019-03619-z.
- Brandão, Lincoln Cardoso, Reginaldo Teixeira Coelho, and Alessandro Roger Rodrigues. 2008. "Experimental and Theoretical Study of Workpiece Temperature When End Milling Hardened Steels Using (TiAl)N-Coated and PCBN-Tipped Tools." *Journal of Materials Processing Technology* 199(1–3):234–44. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.07.049.

- Brito, R. F., S. R. Carvalho, and S. M. M. Lima E Silva. 2015. “Experimental Investigation of Thermal Aspects in a Cutting Tool Using Comsol and Inverse Problem.” *Applied Thermal Engineering* 86:60–68. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2015.03.083.
- Cai, Chongyan, Xu Liang, Qinglong An, Zhengrui Tao, Weiwei Ming, and Ming Chen. 2021. “Cooling/Lubrication Performance of Dry and Supercritical CO₂-Based Minimum Quantity Lubrication in Peripheral Milling Ti-6Al-4V.” *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 8(2):405–21. doi: 10.1007/s40684-020-00194-7.
- Campidelli, Augusto F. V., Hugo V. Lima, Alexandre M. Abrão, and Antônio A. T. Maia. 2019. “Development of a Wireless System for Milling Temperature Monitoring.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 104(1–4):1551–60. doi: 10.1007/s00170-019-04088-0.
- de Carvalho, Paulo Paiva, Gustavo Henrique Nazareno Fernandes, Lucas Melo Queiroz Barbosa, José Aécio Gomes de Sousa, Paulo Sérgio Martins, Elhadji Cheikh Talibouya Ba, and Álisson Rocha Machado. 2023. “Different Cooling Strategies Applied during the Process of Aluminum Alloy Boring.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. doi: 10.1007/s00170-023-11840-0.
- Lo Casto, S., E. Lo Valvo, M. Piacentini, V. F. Ruisi, E. Lucchini, S. Maschio, and P. Lonardo. 1994. “Cutting Temperatures Evaluation in Ceramic Tools: Experimental Tests, Numerical Analysis and SEM Observations.” *CIRP Annals* 43(1):73–76. doi: 10.1016/S0007-8506(07)62167-2.
- Ceratizit. 2018. “Grade CTCS245 for Milling Heat Resistant Nickel-Based Alloys.” 6.
- Ceratizit. 2023. “Catalogo Ceratizit.” 2023. Retrieved (https://cuttingtools.ceratizit.com/br/pt/products/5111055800.html).
- Chaieb, Oussama, Oluwole A. Olufayo, Victor Songmene, and Mohammad Jahazi. 2020. “Investigation on Surface Quality of a Rapidly Solidified Al–50%Si Alloy Component for Deep-Space Applications.” *Materials* 13(15):3412. doi: 10.3390/ma13153412.
- Chang, Tsang-Chuan. 2023. “Fuzzy Process Capability Analysis for Machined Product with

- Multiple Characteristics of Symmetric Tolerance.” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 237(5):691–702. doi: 10.1177/09544054221110950.
- Chauhan, Shailendra, Rajeev Trehan, and Ravi Pratap Singh. 2024. “Classification of Surface Roughness for CNC Face Milling of Inconel 625 Superalloy Utilizing Cutting Force Signal Features with SVM and ANN.” *Materials Today: Proceedings* 113:9–18. doi: 10.1016/j.matpr.2023.07.101.
- Ching, Ng Tan, Morteza Ghobakhloo, Mohammad Iranmanesh, Parisa Maroufkhani, and Shahla Asadi. 2022. “Industry 4.0 Applications for Sustainable Manufacturing: A Systematic Literature Review and a Roadmap to Sustainable Development.” *Journal of Cleaner Production* 334:130133. doi: 10.1016/j.jclepro.2021.130133.
- Chiou, Richard Y., Jim S. J. Chen, Lin Lu, and Mark T. North. 2003. “The Effect of an Embedded Heat Pipe in a Cutting Tool on Temperature and Wear.” Pp. 369–76 in *American Society of Mechanical Engineers, Heat Transfer Division, (Publication) HTD*. Vol. 374. American Society of Mechanical Engineers (ASME).
- Chiou, Richard Y., Lin Lu, Jim S. J. Chen, and Mark T. North. 2007. “Investigation of Dry Machining with Embedded Heat Pipe Cooling by Finite Element Analysis and Experiments.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 31(9–10):905–14. doi: 10.1007/s00170-005-0266-8.
- Le Coz, G., and D. Dudzinski. 2014. “Temperature Variation in the Workpiece and in the Cutting Tool When Dry Milling Inconel 718.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 74(5–8):1133–39. doi: 10.1007/s00170-014-6006-1.
- Le Coz, G., M. Marinescu, A. Devillez, D. Dudzinski, and L. Velnom. 2012. “Measuring Temperature of Rotating Cutting Tools: Application to MQL Drilling and Dry Milling of Aerospace Alloys.” *Applied Thermal Engineering* 36:434–41. doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2011.10.060>.
- Cserteg, Tamás, András Kovács, and József Váncza. 2023. “Multi-Operation Optimal Blank Localization for near Net Shape Machining.” *CIRP Annals* 72(1):433–36. doi: 10.1016/j.cirp.2023.04.049.

- Cui, P., Z. Y. Shi, X. Li, and N. M. Duan. 2019. "Evaluation of Specific Cutting Energy Considering Effects of Cutting Tool Geometry during Micro-Machining Process." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 102(5–8):1127–39. doi: 10.1007/s00170-018-3125-0.
- Dandolini, D. L. 2001. "Gerenciamento Ambiental de Fluidos De Corte Em Indústrias Metal-Mecânicas."
- Danish, Mohd, Kubilay Aslantas, Ahmet Hascelik, Saeed Rubaiee, Munish Kumar Gupta, Mehmet Bayram Yildirim, Anas Ahmed, and Abdullah Bin Mahfouz. 2022. "An Experimental Investigations on Effects of Cooling/Lubrication Conditions in Micro Milling of Additively Manufactured Inconel 718." *Tribology International* 173:107620. doi: 10.1016/j.triboint.2022.107620.
- Das, Chayan Ranjan, and Amitava Ghosh. 2023. "Performance of Carbide End Mills Coated with New Generation Nano-Composite TiAlSiN in Machining of Austenitic Stainless Steel under near-Dry (MQL) and Flood Cooling Conditions." *Journal of Manufacturing Processes* 104:418–42. doi: 10.1016/j.jmapro.2023.09.020.
- Dearnley, P. A. 1986. "A Preliminary Investigation of the Effect of Tool Geometry on Tool Temperatures When Turning Steel at High Speed." *International Journal of Machine Tool Design and Research* 26(1):15–20. doi: 10.1016/0020-7357(86)90192-7.
- Debnath, Sujan, Moola Mohan Reddy, and Qua Sok Yi. 2014. "Environmental Friendly Cutting Fluids and Cooling Techniques in Machining: A Review." *Journal of Cleaner Production* 83:33–47. doi: 10.1016/j.jclepro.2014.07.071.
- Dhananchezian, M. 2021. "Influence of Variation in Cutting Velocity on Temperature, Surface Finish, Chip Form and Insert after Dry Turning Inconel 600 with TiAlN Carbide Insert." *Materials Today: Proceedings* 46:8271–74. doi: 10.1016/j.matpr.2021.03.250.
- Díaz-Álvarez, José, Alberto Tapetado, Carmen Vázquez, and Henar Miguélez. 2017. "Temperature Measurement and Numerical Prediction in Machining Inconel 718." *Sensors* 17(7):1531.
- Diniz, Anselmo Eduardo, Francisco Carlos Marcondes, and Nivaldo Lemos Coppini. 2003.

Tecnologia Da Usinagem Dos Materiais. Vol. 4. edited by Artliber. Artliber Editora.

- Ducroux, Edouard, Guillaume Fromentin, Fabien Viprey, David Prat, and Alain D'Acunto. 2021. "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* 64:67–80. doi: 10.1016/j.jmapro.2020.12.042.
- Eltaggaz, Abdelkrem, Shafahat Ali, Kashish Badwal, and Ibrahim Deiab. 2023. "Influence of Nanoparticle Concentration in Nanofluid MQL on Cutting Forces, Tool Wear, Chip Morphology When Milling of Inconel 718." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 129(3–4):1787–1800. doi: 10.1007/s00170-023-12393-y.
- EMUGE-FRANKEN. 2023. "Cold-Air Nozzle." Retrieved July 27, 2023 (<https://www.emuge-franken-group.com/de/en/milling-technology/tool-holders-and-accessories/cold-air-nozzle-completely/p/000000000010268755>).
- Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.; Machado, A. R. 1999. "The Machinability of Nickel-Based Alloys: A Review." *Journal of Materials Processing Technology* 86(1–3):1–16. doi: 10.1016/S0924-0136(98)00314-8.
- Fallböhmer, P., C. A. Rodríguez, T. Özel, and T. Altan. 2000. "High-Speed Machining of Cast Iron and Alloy Steels for Die and Mold Manufacturing." *Journal of Materials Processing Technology* 98(1):104–15. doi: 10.1016/S0924-0136(99)00311-8.
- Fang, Zhenglong, and Toshiyuki Obikawa. 2020. "Influence of Cutting Fluid Flow on Tool Wear in High-Pressure Coolant Turning Using a Novel Internally Cooled Insert." *Journal of Manufacturing Processes* 56:1114–25. doi: 10.1016/J.JMAPRO.2020.05.028.
- Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno; Lucas Melo Queiroz; Barbosa, Pedro Henrique Pedro; França, Paulo Sérgio; Martins, and Álisson Rocha; Machado. 2023. "Towards Green Manufacturing: Investigating Tool Coatings and Cooling Strategies for Inconel 718 Turning." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 129(5–6):2257–79. doi: 10.1007/s00170-023-12390-1.
- Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno; Lucas Melo Queiroz Barbosa, Pedro H. P. ... França, Paulo S. ... Martins, and Álisson R. ... Machado. 2023. "Towards Green Machining: Wear

Analysis of a Novel Ecofriendly Cooling Strategy for Inconel 718.” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. doi: 10.1007/s00170-023-12207-1.

Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno; Eduardo Ramos; Ferreira, Pedro Henrique Pires; França, Lucas Melo Queiroz; Barbosa, Edmundo Benedetti; Filho, Paulo Sérgio; Martins, and Álisson Rocha; Machado. 2024. “Internally Cooled Tools as an Innovative Solution for Sustainable Machining: Temperature Investigation Using Inconel 718 Superalloy.” *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 50(March):269–84. doi: 10.1016/j.cirpj.2024.03.001.

Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno, and Lucas Melo Queiroz Barbosa. 2022. *Machining Cooling Techniques*. Even3 Publicações.

Fernandes, Gustavo Henrique Nazareno, Lucas Melo Queiroz Barbosa, Pedro Henrique Pires França, Eduardo Ramos Ferreira, Paulo Sérgio Martins, and Álisson Rocha Machado. 2024. “Enhancing Sustainability in Inconel 718 Machining: Temperature Control with Internally Cooled Tools.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 131(5–6):2771–89. doi: 10.1007/s00170-023-12296-y.

Fernández-Lucio, P., G. Urbikain, S. Plaza, E. Ukar, and O. Pereira. 2024. “Enhancement of Ceramic Tool Behaviour with Textured Grooves during Machining of Inconel® 718.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 134(5–6):2955–68. doi: 10.1007/s00170-024-14222-2.

Ferri, Carlo, Timothy Minton, Saiful Bin Che Ghani, and Kai Cheng. 2014. “Internally Cooled Tools and Cutting Temperature in Contamination-Free Machining.” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 228(1):135–45. doi: 10.1177/0954406213480312.

Figueiredo, Alisson A. A., Gilmar Guimaraes, and Igor Cezar Pereira. 2022. “Heat Flux in Machining Processes: A Review.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 120(5–6):2827–48. doi: 10.1007/s00170-022-08720-4.

França, Pedro. 2021. “Estudo Da Temperatura Em Ferramentas de Usinagem Com Canais de Refrigeração Internos No Torneamento Do Ferro Fundido Cinzento.” Universidade Federal de Uberlândia.

- França, Pedro Henrique Pires, Lucas Melo Queiroz Barbosa, Gustavo Henrique Nazareno Fernandes, Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Álisson Rocha Machado, Paulo Sérgio Martins, and Márcio Bacci da Silva. 2022. "Thermal Analysis of a Proposed Internally Cooled Machining Tool System." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. doi: 10.1007/s00170-022-10602-8.
- Gamage, J. R., and A. K. M. DeSilva. 2015. "Assessment of Research Needs for Sustainability of Unconventional Machining Processes." *Procedia CIRP* 26:385–90. doi: 10.1016/j.procir.2014.07.096.
- Gan, Chin Ket, Pay Jun Liew, Kin Yuen Leong, and Jiwang Yan. 2024. "Biodegradable Cutting Fluids for Sustainable Manufacturing: A Review of Machining Mechanisms and Performance." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 131(3–4):955–75. doi: 10.1007/s00170-024-13132-7.
- Gao, Zhaojing, Heng Zhang, Min Ji, Chenlong Zuo, and Jinsheng Zhang. 2023. "Influence of Various Cooling and Lubrication Conditions on Tool Wear and Machining Quality in Milling Inconel 718." *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*. doi: 10.1007/s40684-023-00558-9.
- Gao, Zhaojing, Heng Zhang, Min Ji, Chenlong Zuo, and Jinsheng Zhang. 2024. "Influence of Various Cooling and Lubrication Conditions on Tool Wear and Machining Quality in Milling Inconel 718." *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing - Green Technology* 11(2):391–406. doi: 10.1007/s40684-023-00558-9.
- Gdula, Michał, Grażyna Mrówka-Nowotnik, and Andrzej Nowotnik. 2025. "Modeling and Comprehensive Mechanism Analysis of Torus Milling Cutter Wear in Multi-Axis Milling of Ni-Based Superalloy Using the Active Cutting Edge Segment Change Technique." *Tribology International* 204:110509. doi: 10.1016/j.triboint.2025.110509.
- Goindi, Gyanendra Singh, and Prabir Sarkar. 2017. "Dry Machining: A Step towards Sustainable Machining – Challenges and Future Directions." *Journal of Cleaner Production* 165:1557–71. doi: 10.1016/j.jclepro.2017.07.235.
- Gonçalves, Paulo Cézar. 2019. "Reutilização Da Água Recuperada Da Quebra Da Emulsão de Fluido de Corte Degradado Proveniente de Indústria Metal-Mecânica." Universidade

Tecnológica Federal do Paraná.

- Gong, Le, Rachele Bertolini, Stefania Bruschi, Andrea Ghiotti, and Ning He. 2022. “Surface Integrity Evaluation When Turning Inconel 718 Alloy Using Sustainable Lubricating-Cooling Approaches.” *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 9(1):25–42. doi: 10.1007/s40684-021-00310-1.
- Goyal, Ajay, Suresh Dhiman, Shailendra Kumar, and Rajesh Sharma. 2014. “A Study of Experimental Temperature Measuring Techniques Used in Metal Cutting.” *Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering* 8(2):82–93.
- Grzesik, Wit, Joël Rech, and Krzysztof Żak. 2014. “Determination of Friction in Metal Cutting with Tool Wear and Flank Face Effects.” *Wear* 317(1–2):8–16. doi: 10.1016/j.wear.2014.05.003.
- Gueli, M., J. Ma, N. Cococcetta, D. Pearl, and M. P. Jahan. 2021. “Experimental Investigation into Tool Wear, Cutting Forces, and Resulting Surface Finish during Dry and Flood Coolant Slot Milling of Inconel 718.” *Procedia Manufacturing* 53:236–45. doi: 10.1016/j.promfg.2021.06.026.
- Guimarães, Bruno Miguel Pereira, Cristina Maria Fernandes, Daniel Amaral de Figueiredo, Filipe Samuel Correia Pereira da Silva, and Maria Georgina Macedo Miranda. 2022. “Cutting Temperature Measurement and Prediction in Machining Processes: Comprehensive Review and Future Perspectives.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 120(5–6):2849–78. doi: 10.1007/s00170-022-08957-z.
- Guimarães, Bruno, José Rosas, Cristina M. Fernandes, Daniel Figueiredo, Hernâni Lopes, Olga C. Paiva, Filipe S. Silva, and Georgina Miranda. 2023. “Real-Time Cutting Temperature Measurement in Turning of AISI 1045 Steel through an Embedded Thermocouple—A Comparative Study with Infrared Thermography.” *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 7(1):50. doi: 10.3390/jmmp7010050.
- Gupta, Munish Kumar, P. Niesłony, Mehmet Erdi Korkmaz, Mustafa Kuntoğlu, G. M. Królczyk, Mustafa Günay, and Murat Sarikaya. 2023. “Comparison of Tool Wear, Surface Morphology, Specific Cutting Energy and Cutting Temperature in Machining of Titanium Alloys Under Hybrid and Green Cooling Strategies.” *International Journal of Precision*

Engineering and Manufacturing-Green Technology 10(6):1393–1406. doi: 10.1007/s40684-023-00512-9.

Halim, N. H. A., C. H. C. Haron, J. A. Ghani, and M. F. Azhar. 2019. “Tool Wear and Chip Morphology in High-Speed Milling of Hardened Inconel 718 under Dry and Cryogenic CO₂ Conditions.” *Wear* 426–427:1683–90. doi: 10.1016/j.wear.2019.01.095.

Hsiao, Te-Ching, Ngoc-Chien Vu, Ming-Chang Tsai, Xuan-Phuong Dang, and Shyh-Chour Huang. 2021. “Modeling and Optimization of Machining Parameters in Milling of INCONEL-800 Super Alloy Considering Energy, Productivity, and Quality Using Nanoparticle Suspended Lubrication.” *Measurement and Control* 54(5–6):880–94. doi: 10.1177/0020294020925842.

Ingraci Neto, Rubens R., Vicente L. Scalon, Arthur A. Fiocchi, and Luiz E. A. Sanchez. 2016. “Indirect Cooling of the Cutting Tool with a Pumped Two-Phase System in Turning of AISI 1045 Steel.” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 87(9–12):2485–95. doi: 10.1007/s00170-016-8620-6.

Isik, Yahya. 2016. “Using Internally Cooled Cutting Tools in the Machining of Difficult-to-Cut Materials Based on Waspaloy.” *Advances in Mechanical Engineering* 8(5):1–8. doi: 10.1177/1687814016647888.

Isik, Yahya, Abdil Kus, Salih Coşkun, Kadir Özdemir, and M. Cemal Cakir. 2017. “A Novel Approach to Use Internally Cooled Cutting Tools in Dry Metal Cutting.” *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences* 24(3):239–46.

ISO. 1989. *ISO 8688 - Tool Life Testing in Milling*.

ISO. 2012. “ISO 513 - Classification and Application of Hard Cutting Materials for Metal Removal with Defined Cutting Edges — Designation of the Main Groups and Groups of Application.”

Iturbe, A., E. Giraud, E. Hormaetxe, A. Garay, G. Germain, K. Ostolaza, and P. J. Arrazola. 2017. “Mechanical Characterization and Modelling of Inconel 718 Material Behavior for Machining Process Assessment.” *Materials Science and Engineering: A* 682:441–53. doi: 10.1016/j.msea.2016.11.054.

- Jamil, Muhammad, Asif Iqbal, Ning He, and Quentin Cheok. 2022. "Thermophysical Properties and Heat Transfer Performance of Novel Dry-Ice-Based Sustainable Hybrid Lubri-Coolant." *Sustainability* 14(4):2430. doi: 10.3390/su14042430.
- Jawaid, A., S. Koksal, and S. Sharif. 2001. "Cutting Performance and Wear Characteristics of PVD Coated and Uncoated Carbide Tools in Face Milling Inconel 718 Aerospace Alloy." *Journal of Materials Processing Technology* 116(1):2–9. doi: 10.1016/S0924-0136(01)00850-0.
- Jeffries, N. P., and R. D. Zerkle. 1970. "Thermal Analysis of an Internally-Cooled Metal-Cutting Tool." *International Journal of Machine Tool Design and Research* 10(3):381–99. doi: 10.1016/0020-7357(70)90019-3.
- Jozić, Sonja, Dražen Bajić, and Luka Celent. 2015. "Application of Compressed Cold Air Cooling: Achieving Multiple Performance Characteristics in End Milling Process." *Journal of Cleaner Production* 100:325–32. doi: 10.1016/j.jclepro.2015.03.095.
- Julong, Deng. 1989. "Introduction to Grey System Theory." *The Journal of Grey System*.
- Kaltenbrunner, T., H. P. Krückl, G. Schnalzger, T. Klünsner, T. Teppernegg, C. Czettl, and W. Ecker. 2022. "Differences in Evolution of Temperature, Plastic Deformation and Wear in Milling Tools When up-Milling and down-Milling Ti6Al4V." *Journal of Manufacturing Processes* 77:75–86. doi: 10.1016/j.jmapro.2022.03.010.
- Kaminise, Almir Kazuo, Gilmar Guimarães, and Márcio Bacci Da Silva. 2014. "Development of a Tool-Work Thermocouple Calibration System with Physical Compensation to Study the Influence of Tool-Holder Material on Cutting Temperature in Machining." *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 73(5–8):735–47. doi: 10.1007/s00170-014-5898-0.
- Kantharaj, I., D. J. Hiran Gabriel, Julius Benedict Prakash, and S. Mohanasundaram. 2021. "Experimental Investigation on Heat Pipe-Assisted Cooling During Milling Process of AISI 1040." *Lecture Notes in Mechanical Engineering* 601–9. doi: 10.1007/978-981-15-4745-4_53.
- Karaguzel, Umut, and Erhan Budak. 2018. "Investigating Effects of Milling Conditions on

- Cutting Temperatures through Analytical and Experimental Methods.” *Journal of Materials Processing Technology* 262:532–40. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2018.07.024.
- Kato, Takao, and Hiroshi Fujii. 2004. “Temperature Measurement in a Solid Body Heated by Laser Beam.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44(9):927–31. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2004.01.014.
- Khalil, Ahmad Nabil Mohd, Azwan Iskandar Azmi, Muhammad Nasir Murad, Ahmad Faizal Annuar, and Mohammed Asyraf Mahboob Ali. 2019. “Coupled Effects of Vortex Tube Hybrid Cooling with Minimal Quantity Reinforced Nanoparticle Lubricants in Turning NiTi Alloys.” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 105(7–8):3007–15. doi: 10.1007/s00170-019-04507-2.
- Khan, S. A., S. L. Soo, D. K. Aspinwall, C. Sage, P. Harden, M. Fleming, A. White, and R. M’Saoubi. 2012. “Tool Wear/Life Evaluation When Finish Turning Inconel 718 Using PCBN Tooling.” *Procedia CIRP* 1:283–88. doi: 10.1016/j.procir.2012.04.051.
- Khanna, Navneet, Chetan Agrawal, Danil Yu Pimenov, Anil Kumar Singla, Alisson Rocha Machado, Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Munish Kumar Gupta, Murat Sarikaya, and Grzegorz M. Krolczyk. 2021. “Review on Design and Development of Cryogenic Machining Setups for Heat Resistant Alloys and Composites.” *Journal of Manufacturing Processes* 68:398–422. doi: 10.1016/j.jmapro.2021.05.053.
- Khochtali, Haithem, Yessine Ayed, Farhat Zemzemi, and Wacef Bensalem. 2021. “Tool Wear Characteristics in Rough Turning of Inconel 718 with Coated Carbide Tool under Conventional and High-Pressure Coolant Supplies.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 114(7–8):2371–86. doi: 10.1007/s00170-021-07002-9.
- King, Nathan, Lucas Keranen, Kenneth Gunter, and John Sutherland. 2001. “Wet versus Dry Turning: A Comparison of Machining Costs, Product Quality, and Aerosol Formation.” in *SAE Technical Papers*. SAE International.
- Komanduri, R., and Z. ... Hou. 2001. “A Review of the Experimental Techniques for the Measurement of Heat and Temperatures Generated in Some Manufacturing Processes and Tribology.” *Tribology International* 34(10):653–82. doi: 10.1016/S0301-679X(01)00068-

8.

- Kovac, Pavel, Marin Gostimirovic, Dragan Rodic, and Borislav Savkovic. 2019. "Using the Temperature Method for the Prediction of Tool Life in Sustainable Production." *Measurement* 133:320–27. doi: 10.1016/j.measurement.2018.09.074.
- Krain, H. R., A. R. C. Sharman, and K. Ridgway. 2007. "Optimisation of Tool Life and Productivity When End Milling Inconel 718TM." *Journal of Materials Processing Technology* 189(1–3):153–61. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.01.017.
- Leonidas, Emilios, Sabino Ayvar-Soberanis, Hatim Laalej, Stephen Fitzpatrick, and Jon R. Willmott. 2022. "A Comparative Review of Thermocouple and Infrared Radiation Temperature Measurement Methods during the Machining of Metals." *Sensors* 22(13):4693. doi: 10.3390/s22134693.
- Li, Donghui, Tao Zhang, Tao Zheng, Nan Zhao, and Zhen Li. 2024. "A Comprehensive Review of Minimum Quantity Lubrication (MQL) Machining Technology and Cutting Performance." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 133(5–6):2681–2707. doi: 10.1007/s00170-024-13902-3.
- Li, H. Z., H. Zeng, and X. Q. Chen. 2006. "An Experimental Study of Tool Wear and Cutting Force Variation in the End Milling of Inconel 718 with Coated Carbide Inserts." *Journal of Materials Processing Technology* 180(1–3):296–304. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.07.009.
- Li, Tianjian, Tao Wu, Xiaohong Ding, Hong Chen, and Lei Wang. 2018. "Experimental Study on the Performance of an Internal Cooled Turning Tool with Topological Channel." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98(1–4):479–85. doi: 10.1007/s00170-018-2278-1.
- Li, Tianxiang, Hu Long, Tielin Shi, Jing Yang, and Jian Duan. 2022. "Cutting Temperature Measurement Using a Novel Near-Infrared Two-Color Pyrometer under Dry and Wet Cutting of Ti-6Al-4V Alloy." *Journal of Materials Processing Technology* 309:117751. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2022.117751.
- Li, W., Y. B. Guo, M. E. Barkey, and J. B. Jordon. 2014. "Effect Tool Wear During End Milling

- on the Surface Integrity and Fatigue Life of Inconel 718.” *Procedia CIRP* 14:546–51. doi: 10.1016/j.procir.2014.03.056.
- Liao, Y. S., H. M. Lin, and Y. C. Chen. 2007. “Feasibility Study of the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed End Milling of NAK80 Hardened Steel by Coated Carbide Tool.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47(11):1667–76. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2007.01.005.
- Liao, Y. S., H. M. Lin, and J. H. Wang. 2008. “Behaviors of End Milling Inconel 718 Superalloy by Cemented Carbide Tools.” *Journal of Materials Processing Technology* 201(1–3):460–65. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.11.176.
- Liew, W. Y. H., and X. Ding. 2008. “Wear Progression of Carbide Tool in Low-Speed End Milling of Stainless Steel.” *Wear* 265(1–2):155–66. doi: 10.1016/j.wear.2007.09.003.
- Lima, Daniel Oliveira de, Anna Carla Araujo, and Jose Luis Lopes Silveira. 2012. “INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE DE CORTE E DO AVANÇO NA FORÇA DE CORTE NO FRESAMENTO DE FACEAMENTO.” in *VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM)*, edited by ABCM. São Luiz.
- Lima, Hugo Vilaça. 2017. “Estudo Sobre a Temperatura No Fresamento Do Aço Ferramenta ABNT D2 Empregando Os Métodos Do Termopar Ferramenta/Peça, Termopar Inserido e Simulação Numérica.” Universidade Federal de Minas Gerais.
- List, G., G. Sutter, and A. Bouthiche. 2012. “Cutting Temperature Prediction in High Speed Machining by Numerical Modelling of Chip Formation and Its Dependence with Crater Wear.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 54–55:1–9. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2011.11.009.
- Liu, Delin, Zhanqiang Liu, and Bing Wang. 2022. “Effect of Cutting Parameters on Tool Chipping Mechanism and Tool Wear Multi-Patterns in Face Milling Inconel 718.” *Lubricants* 10(9):218. doi: 10.3390/lubricants10090218.
- Liu, G., Ning He, Z. L. Man, and Liang Li. 2004. “Cutting Forces in the Milling of Inconel 718.” *Key Engineering Materials* 259–260:824–28. doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.259-260.824.

- Liu, Wenbo, Bin Zou, Xinfeng Wang, Jikai Liu, Shouling Ding, and Lei Li. 2025. "Enhanced High Temperature Mechanical and Oxidation Behavior of Direct Energy Deposited TiC/Inconel 718 Gradient Coatings." *Applied Surface Science* 680:161361. doi: 10.1016/j.apusc.2024.161361.
- Luchesi, Vanda M., and Reginaldo T. Coelho. 2012. "An Inverse Method to Estimate the Moving Heat Source in Machining Process." *Applied Thermal Engineering* 45:64–78.
- Luo, Xiangcheng, Shujing Wu, Dazhong Wang, Yixin Yun, Qinglong An, and Changhe Li. 2024. "Sustainable Development of Cutting Fluids: The Comprehensive Review of Vegetable Oil." *Journal of Cleaner Production* 473:143544. doi: 10.1016/j.jclepro.2024.143544.
- Ma, Furong, Linhu Tang, Jihui Zhang, Yanjun Hu, Baodong Li, and Yongji Sun. 2023. "The Friction Mechanics Model within Chip-Tool-Workpiece Dual Interfaces for Cutting Nickel-Based Superalloy at the Cooling and Lubrication Conditions of the Three Forms Oil-on-Water Mist in Wide Temperature Range." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 125(3–4):1135–59. doi: 10.1007/s00170-022-10630-4.
- Machado, Alisson R., Leonardo R. R. da Silva, Felipe C. R. de Souza, Rahul Davis, Leandro C. Pereira, Wisley F. Sales, Wagner de Rossi, and Emmanuel O. Ezugwu. 2021. "State of the Art of Tool Texturing in Machining." *Journal of Materials Processing Technology* 293:117096. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2021.117096.
- Machado, Alisson Rocha, Alexandre Mendes Abrão, Reginaldo Teixeira Coelho, and Marcio Bacci Silva. 2015. *Teoria Da Usinagem Dos Materiais*. Edgard Blucher, São Paulo.
- Maeng, Sangjin, Jae Hoon Ahn, and Byung-Kwon Min. 2024. "Effect of the Built-Up-Edge on Tool Wear in Machining of STAVAX." *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 25(7):1375–84. doi: 10.1007/s12541-024-01016-5.
- Mahesh, Kore, Jibin T. Philip, S. N. Joshi, and Basil Kuriachen. 2021. "Machinability of Inconel 718: A Critical Review on the Impact of Cutting Temperatures." *Materials and Manufacturing Processes* 36(7):753–91. doi: 10.1080/10426914.2020.1843671.
- Marques, Armando. 2015. "TORNEAMENTO DE INCONEL 718 COM APLICAÇÃO DE

LUBRIFICANTES SÓLIDOS.” Universidade Federal de Uberlândia.

Marques, Armando, Cleudes Guimarães, Rosemar Batista da Silva, Maria da Penha Cindra Fonseca, Wisley Falco Sales, and Álisson Rocha Machado. 2016. “Surface Integrity Analysis of Inconel 718 after Turning with Different Solid Lubricants Dispersed in Neat Oil Delivered by MQL.” *Procedia Manufacturing* 5:609–20. doi: 10.1016/J.PROMFG.2016.08.050.

Mathivanan, A., M. P. Sudeshkumar, R. Ramadoss, Chakaravarthy Ezilarasan, Ganesamoorthy Raju, and V. Jayaseelan. 2021. “Finite Element Simulation and Regression Modeling of Machining Attributes on Turning AISI 304 Stainless Steel.” *Manufacturing Review* 8:24. doi: 10.1051/mfreview/2021022.

Meshram, Pratima, Abhilash, and Banshi Dhar Pandey. 2019. “Advanced Review on Extraction of Nickel from Primary and Secondary Sources.” *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review* 40(3):157–93. doi: 10.1080/08827508.2018.1514300.

Meyers, Peter G. 1964. “Tool Cooling Apparatus.” 4–9.

Mishra, Sarvesh Kumar, Sudarsan Ghosh, and Sivanandam Aravindan. 2018. “Characterization and Machining Performance of Laser-Textured Chevron Shaped Tools Coated with AlTiN and AlCrN Coatings.” *Surface and Coatings Technology* 334:344–56. doi: 10.1016/j.surfcoat.2017.11.061.

Modesto, Danillo Lanzieri, and Efraim Cekinski. 2021. “Análise Bibliométrica Sobre o Uso Da CFD Em Vortex Tube No Período Entre 2000 e 2020.” *Produto & Produção* 22(1). doi: 10.22456/1983-8026.105492.

Musfirah, A. H., J. A. Ghani, and C. H. Che Haron. 2017. “Tool Wear and Surface Integrity of Inconel 718 in Dry and Cryogenic Coolant at High Cutting Speed.” *Wear* 376:125–33.

Nagpal, Jayesh, Ramakant Rana, Roop Lal, Ranganath Muttanna Singari, and Harish Kumar. 2022. “A Brief Review on Various Effects of Surface Texturing Using Lasers on the Tool Inserts.” *Materials Today: Proceedings*.

Naidu Palleda, Thaviti, Santhosh Banoth, Mikiko Tanaka, Hideyuki Murakami, and Koji Kakehi. 2023. “The Role of Yttrium Micro-Alloying on Microstructure Evolution and

High-Temperature Mechanical Properties of Additively Manufactured Inconel 718.” *Materials & Design* 225:111567. doi: 10.1016/j.matdes.2022.111567.

Nayak, Jyoti Prakash, and Chetan. 2024. “Performance Evaluation of Micro-Textured Inserts Coupled With Solid Lubricants During the Sustainable Dry Machining of Inconel 825.” *Journal of Tribology* 146(3). doi: 10.1115/1.4064115.

Nbr Iso 4287. 2002. “Nbr Iso 4287 - Especificações Geométricas Do Produto (GPS) - Rugosidade : Método Do Perfil - Termos, Definições e Parâmetros Da Rugosidade.” *Nbr Iso 4287* 18.

NBR ISO 4288. 2008. “NBR ISO_4288.”

Niaki, Farbod Akhavan, and Laine Mears. 2017. “A Comprehensive Study on the Effects of Tool Wear on Surface Roughness, Dimensional Integrity and Residual Stress in Turning IN718 Hard-to-Machine Alloy.” *Journal of Manufacturing Processes* 30:268–80. doi: 10.1016/j.jmapro.2017.09.016.

Oezkaya, Ekrem, Nicolas Beer, and Dirk Biermann. 2016. “Experimental Studies and CFD Simulation of the Internal Cooling Conditions When Drilling Inconel 718.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 108:52–65. doi: 10.1016/J.IJMACHTOOLS.2016.06.003.

Okafor, Anthony Chukwujekwu, and Paras Mohan Jasra. 2019. “Effects of Milling Methods and Cooling Strategies on Tool Wear, Chip Morphology and Surface Roughness in High Speed End-Milling of Inconel-718.” *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 21(1/2):3. doi: 10.1504/IJMAM.2019.098065.

Okafor, Anthony Chukwujekwu, and Theodore Obumselu Nwoguh. 2020. “Comparative Evaluation of Soybean Oil-Based MQL Flow Rates and Emulsion Flood Cooling Strategy in High-Speed Face Milling of Inconel 718.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 107(9–10):3779–93. doi: 10.1007/s00170-020-05248-3.

Oliveira, A. R. F., L. R. R. da Silva, V. Baldin, M. P. C. Fonseca, R. B. Silva, and A. R. Machado. 2021. “Effect of Tool Wear on the Surface Integrity of Inconel 718 in Face Milling with Cemented Carbide Tools.” *Wear* 476(March):203752. doi:

10.1016/j.wear.2021.203752.

Oliveira, André. 2021. “Integridade Superficial de Inconel 718 Fresado Com Ferramenta de Metal Duro Em Diferentes Condições de Corte.” Universidade Federal de Uberlândia.

Özel, Tuğrul, and Durul Ulutan. 2014. “Effects of Machining Parameters and Tool Geometry on Serrated Chip Formation, Specific Forces and Energies in Orthogonal Cutting of Nickel-Based Super Alloy Inconel 100.” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 228(7):673–86. doi: 10.1177/0954405413510291.

Pawade, R. S., Harshad A. Sonawane, and Suhas S. Joshi. 2009. “An Analytical Model to Predict Specific Shear Energy in High-Speed Turning of Inconel 718.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49(12–13):979–90. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2009.06.007.

Pedroso, André F.V., Naiara P. V. Sebbe, Rúben D. F. S. Costa, Marta L. S. Barbosa, Rita C. M. Sales-Contini, Francisco J. G. Silva, Raul D. S. G. Campilho, and Abílio M. P. de Jesus. 2024. “INCONEL® Alloy Machining and Tool Wear Finite Element Analysis Assessment: An Extended Review.” *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 8(1). doi: 10.3390/jmmp8010037.

Pedroso, André F. V., Naiara P. V. Sebbe, Francisco J. G. Silva, Raul D. S. G. Campilho, Rita C. M. Sales-Contini, Rui P. Martinho, and Rafaela B. Casais. 2024. “An In-Depth Exploration of Unconventional Machining Techniques for INCONEL® Alloys.” *Materials* 17(5):1197. doi: 10.3390/ma17051197.

Peng, Ruitao, Jiachen Liu, Meiliang Chen, Jiawei Tong, and Linfeng Zhao. 2021. “Development of a Pressurized Internal Cooling Milling Cutter and Its Machining Performance Assessment.” *Precision Engineering* 72:315–29. doi: 10.1016/j.precisioneng.2021.05.010.

Pereira, Octavio, Ainhoa Celaya, Gorka Urbikaín, Adrián Rodríguez, Asier Fernández-Valdivielso, and L. Noberto López de Lacalle. 2020. “CO₂ Cryogenic Milling of Inconel 718: Cutting Forces and Tool Wear.” *Journal of Materials Research and Technology* 9(4):8459–68. doi: 10.1016/J.JMRT.2020.05.118.

- Pérez-Salinas, Cristian, L. Norberto López de Lacalle, Ander del Olmo, and Ch Sateesh Kumar. 2024. "The Relationship between the Cutting-Edge, Tool Wear, and Chip Formation during Inconel 718 Dry Cutting." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 132(11–12):6001–17. doi: 10.1007/s00170-024-13685-7.
- Pires França, Pedro Henrique, Lucas Melo Queiroz Barbosa, Felipe dos Anjos Rodrigues Campos, Paulo Sergio Martins, and Marcio Bacci Da Silva. 2021. "Analysis of Roughness in Turning Gray Cast Iron Using Tools with Internal Cooling Channels." in *Proceedings of the 26th International Congress of Mechanical Engineering*. ABCM.
- Proteau, Antoine, Antoine Tahan, and Marc Thomas. 2019. "Specific Cutting Energy: A Physical Measurement for Representing Tool Wear." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 103(1–4):101–10. doi: 10.1007/s00170-019-03533-4.
- Qiu, Wenhao, Duo Pan, Jianming Li, Peiquan Guo, Yang Qiao, and Xiangyu Wang. 2023. "Chip Formation Mechanism in Cryogenic Machining of High Temperature Alloy-Inconel 718 and Ti-47.5Al-2.5V-1.0Cr." *Journal of Manufacturing Processes* 97:35–47. doi: 10.1016/j.jmapro.2023.04.060.
- Richetti, A., Á. R. Machado, M. B. Da Silva, E. O. Ezugwu, and J. Bonney. 2004. "Influence of the Number of Inserts for Tool Life Evaluation in Face Milling of Steels." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44(7–8):695–700. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2004.02.007.
- Roy, Soumikh, Ramanuj Kumar, Anurag, Amlana Panda, and Rabin Kumar Das. 2018. "A Brief Review on Machining of Inconel 718." *Materials Today: Proceedings* 5(9):18664–73. doi: 10.1016/J.MATPR.2018.06.212.
- Rozzi, Jay C., John K. Sanders, and Weibo Chen. 2011. "The Experimental and Theoretical Evaluation of an Indirect Cooling System for Machining." 133(March 2011):1–10. doi: 10.1115/1.4002446.
- Ruzzi, Rodrigo de Souza, Rosemar Batista da Silva, Leonardo Rosa Ribeiro da Silva, Álisson Rocha Machado, Mark James Jackson, and Amauri Hassui. 2020. "Influence of Grinding Parameters on Inconel 625 Surface Grinding." *Journal of Manufacturing Processes*

- 55:174–85. doi: 10.1016/j.jmapro.2020.04.002.
- Saha, Suman, Sankha Deb, and Partha Pratim Bandyopadhyay. 2022. “Shadow Zone in MQL Application and Its Influence on Lubricant Deficiency and Machinability during Micro-Milling.” *International Journal of Mechanical Sciences* 220:107181. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2022.107181.
- Sales, Wisley Falco, Anselmo Eduardo Diniz, and Álisson Rocha Machado. 2001. “Application of Cutting Fluids in Machining Processes.” *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences* 23(2):227–40.
- Salur, Emin, Mustafa Kuntoğlu, Abdullah Aslan, and Danil Yurievich Pimenov. 2021. “The Effects of MQL and Dry Environments on Tool Wear, Cutting Temperature, and Power Consumption during End Milling of AISI 1040 Steel.” *Metals* 11(11):1674. doi: 10.3390/met11111674.
- Sanchez, Luiz Eduardo de Angelo, Rubens Roberto Ingraci Neto, Renan Luis Fragelli, Carlos Elias da Silva Junior, and Vicente Luiz Scalon. 2016. “Machining with Internally Cooled Toolholder Using a Phase Change Fluid.” *Procedia CIRP* 41:847–51. doi: 10.1016/j.procir.2015.12.007.
- Sankaranarayanan, R., N. Rajesh Jesudoss Hynes, J. B. Senthil Kumar, and C. G. M. Krolczyk. 2021. “A Comprehensive Review on Research Developments of Vegetable-Oil Based Cutting Fluids for Sustainable Machining Challenges.” *Journal of Manufacturing Processes* 67:286–313. doi: 10.1016/j.jmapro.2021.05.002.
- Santos, Mário C., Álisson R. Machado, Marcos A. S. Barrozo, Luciano M. Neto, and Ernane A. A. Coelho. 2013. “Influence of Thermoelectric Junctions on the Electrical Signals Generated by the Tool-Workpiece Thermocouple System in Machining.” *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation* 46(8):2540–46. doi: 10.1016/j.measurement.2013.04.056.
- Şap, Emine, Üsame Ali Usca, and Serhat Şap. 2024. “Impacts of Environmentally Friendly Milling of Inconel-800 Superalloy on Machinability Parameters and Energy Consumption.” *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 11(3):781–97. doi: 10.1007/s40684-023-00579-4.

- Sarikaya, Murat, Munish Kumar Gupta, Italo Tomaz, Mohd. Danish, Mozammel Mia, Saeed Rubaiee, Mohd Jamil, Danil Yu Pimenov, and Navneet Khanna. 2021. “Cooling Techniques to Improve the Machinability and Sustainability of Light-Weight Alloys: A State-of-the-Art Review.” *Journal of Manufacturing Processes* 62:179–201. doi: 10.1016/j.jmapro.2020.12.013.
- Shih, Albert J., Berend Denkena, Thilo Grove, David Curry, Hong Hocheng, Hung-Yin Tsai, Hitoshi Ohmori, Kazutoshi Katahira, and Z. J. Pei. 2018. “Fixed Abrasive Machining of Non-Metallic Materials.” *CIRP Annals* 67(2):767–90. doi: 10.1016/j.cirp.2018.05.010.
- Shokrani, Alborz, Vimal Dhokia, Patricia Muñoz-Escalona, and Stephen T. S. T. Newman. 2013. “State-of-the-Art Cryogenic Machining and Processing.” *International Journal of Computer Integrated Manufacturing* 26(7):616–48. doi: 10.1080/0951192X.2012.749531.
- Shokrani, Alborz, and Stephen T. Newman. 2018. “Hybrid Cooling and Lubricating Technology for CNC Milling of Inconel 718 Nickel Alloy.” *Procedia CIRP* 77:215–18. doi: 10.1016/j.procir.2018.08.291.
- Silva, C. P. P., T. C. C. Oliveira, R. G. Lisboa, M. B. Da Silva, A. M. Abrão, R. H. L. da Silva, and I. C. Pereira. 2024. “A Novel Approach to Measure the Chip Formation Temperature Using the Implanted Thermocouple Method.” *Experimental Techniques*. doi: 10.1007/s40799-024-00736-7.
- Silva, Leonardo Rosa Ribeiro da, Eder Silva Costa, Pedro Henrique Pires França, CARLA RAMOS, Wisley Sales, and Álisson Rocha Machado. 2018. “Performance of Coated Cemented Carbide Drills in Drilling of Gray Cast Iron Under Different Lubri-Cooling Conditions.” doi: 10.26678/abcm.cobem2017.cob17-1133.
- Da Silva, Leonardo Rosa Ribeiro, Antonio Favero Filho, Eder Silva Costa, David Fernando Marcucci Pico, Wisley Falco Sales, Wilson Luiz Guesser, and Alisson Rocha Machado. 2018. “Cutting Temperatures in End Milling of Compacted Graphite Irons.” Pp. 474–84 in *Procedia Manufacturing*. Vol. 26. Elsevier B.V.
- Sirin, Şenol, and Turgay Kivak. 2021. “Effects of Hybrid Nanofluids on Machining Performance in MQL-Milling of Inconel X-750 Superalloy.” *Journal of Manufacturing*

- Processes* 70:163–76. doi: 10.1016/j.jmapro.2021.08.038.
- Su, Y., N. He, L. Li, A. Iqbal, M. H. Xiao, S. Xu, and B. G. Qiu. 2007. “Refrigerated Cooling Air Cutting of Difficult-to-Cut Materials.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47(6):927–33. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2006.07.005.
- Suarez, Mauro Paipa, Armando Marques, Denis Boing, Fred Lacerda Amorim, and Álisson Rocha Machado. 2019. “MoS₂ Solid Lubricant Application in Turning of AISI D6 Hardened Steel with PCBN Tools.” *Journal of Manufacturing Processes* 47(January):337–46. doi: 10.1016/j.jmapro.2019.10.001.
- Sulaiman, S., A. Roshan, and S. Borazjani. 2013. “Effect of Cutting Parameters on Cutting Temperature of TiAl6V4 Alloy.” *Applied Mechanics and Materials* 392:68–72. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.392.68.
- Sun, S., M. Brandt, and M. S. Dargusch. 2010. “Machining Ti-6Al-4V Alloy with Cryogenic Compressed Air Cooling.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50(11):933–42. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2010.08.003.
- Swain, Suchismita, Saroj Kumar Patra, Manmatha Kumar Roul, and Laxman K. Sahoo. 2022. “A Short Review on Cooling Process Using Compressed Cold Air by Vortex Tube in Machining.” *Materials Today: Proceedings* 64:382–89. doi: 10.1016/j.matpr.2022.04.722.
- Thakur, D. G., B. Ramamoorthy, and L. Vijayaraghavan. 2009. “Machinability Investigation of Inconel 718 in High-Speed Turning.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 45(5–6):421–29. doi: 10.1007/s00170-009-1987-x.
- Trent, Edward Moor, and Paul K. Wright. 2000. *Metal Cutting*. Butterworth-Heinemann.
- Tu, Luqiang, Liangliang Lin, Chao Liu, Tianchang Zheng, Yadi Deng, Lei Han, Qinglong An, Weiwei Ming, and Ming Chen. 2023. “Tool Wear Characteristics Analysis of CBN Cutting Tools in High-Speed Turning of Inconel 718.” *Ceramics International* 49(1):635–58.
- Uhlmann, E., H. Riemer, D. Schröter, F. Sammler, and S. Richarz. 2017. “Substitution of Coolant by Using a Closed Internally Cooled Milling Tool.” *Procedia CIRP* 61:553–57.

doi: 10.1016/j.procir.2016.11.267.

Usca, Üsame Ali, Mahir Uzun, Serhat Şap, Mustafa Kuntoğlu, Khaled Giasin, Danil Yu Pimenov, and Szymon Wojciechowski. 2022. “Tool Wear, Surface Roughness, Cutting Temperature and Chips Morphology Evaluation of Al/TiN Coated Carbide Cutting Tools in Milling of Cu–B–CrC Based Ceramic Matrix Composites.” *Journal of Materials Research and Technology* 16:1243–59. doi: 10.1016/j.jmrt.2021.12.063.

Wang, Boxiang, Zhenhua Wang, Zengbin Yin, and Juntang Yuan. 2024. “Wear Behavior of Ultrafine WC-Co Cemented Carbide End Mills during Milling of Inconel 718.” *Wear* 546–547:205359. doi: 10.1016/j.wear.2024.205359.

Wang, Chengdong, Yang Ge, Cheng Wang, Kedong Zhang, Chengfeng Sun, and Junli Li. 2024. “Cooling and Anti-Friction Effects of Vortex Tube Cryogenic Minimum Quantity Lubrication in Milling of 3D Printed Iron-Nickel Alloy.” *Journal of Cleaner Production* 434:139900. doi: 10.1016/j.jclepro.2023.139900.

Wang, Chengdong, Weiwei Ming, and Ming Chen. 2016. “Milling Tool’s Flank Wear Prediction by Temperature Dependent Wear Mechanism Determination When Machining Inconel 182 Overlays.” *Tribology International* 104:140–56. doi: 10.1016/j.triboint.2016.08.036.

Wang, Limei, Hanlian Liu, Chuanzhen Huang, Xiangyu Wang, Yang Qiao, Xiuli Fu, and Jintao Niu. 2024. “A New Type of High Thermal Shock Resistance Tool for Inhibiting Thermal Crack.” *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 125:106861. doi: 10.1016/j.ijrmhm.2024.106861.

Wu, Tao, Tianjian Li, Xiaohong Ding, Hong Chen, and Lei Wang. 2018. “Design of a Modular Green Closed Internal Cooling Turning Tool for Applications.” *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 5(2):211–17. doi: 10.1007/s40684-018-0021-x.

Wu, Xifeng, Changhe Li, Zongming Zhou, Xiaolin Nie, Yun Chen, Yanbin Zhang, Huajun Cao, Bo Liu, Naiqing Zhang, Zafar Said, Sujan Debnath, Muhammad Jamil, Hafiz Muhammad Ali, and Shubham Sharma. 2021. “Circulating Purification of Cutting Fluid: An Overview.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*

- 117(9):2565–2600. doi: 10.1007/s00170-021-07854-1.
- Xavior, M. Anthony, M. Manohar, P. Jeyapandiarajan, and Patil Mahesh Madhukar. 2017. “Tool Wear Assessment during Machining of Inconel 718.” *Procedia Engineering* 174:1000–1008. doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.252>.
- Yan, Pei, Yiming Rong, and Gang Wang. 2016. “The Effect of Cutting Fluids Applied in Metal Cutting Process.” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 230(1):19–37. doi: 10.1177/0954405415590993.
- Yin, Ningxia, Can Shen, Hong Xu, Guanghui Li, Jiao Xue, and Guangyu Tan. 2020. “Experiment Research on Cavitation in High-Speed Milling with Internal Cooling.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 108(7–8):2177–85. doi: 10.1007/s00170-020-05308-8.
- Zahoor, Sadaf, Walid Abdul-Kader, Adeel Shehzad, and Muhammad Salman Habib. 2022. “Milling of Inconel 718: An Experimental and Integrated Modeling Approach for Surface Roughness.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 120(3–4):1609–24. doi: 10.1007/s00170-021-08648-1.
- Zhang, Guoqing, Jingjie Zhang, Guanghui Fan, Changhai Xu, and Jin Du. 2023. “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* 127(1–2):335–48. doi: 10.1007/s00170-023-11551-6.
- Zhang, Heng, Jiaqiang Dang, Qinglong An, Weiwei Ming, Ming Chen, and Jinsheng Zhang. 2022. “Investigation of Machinability in Milling of Inconel 718 with Solid Sialon Ceramic Tool Using Supercritical Carbon Dioxide (ScCO₂)-Based Cooling Conditions.” *Ceramics International* 48(4):4940–52. doi: 10.1016/j.ceramint.2021.11.032.
- Zhang, Hui Ping, Qing Yu Zhang, Yi Ren, Tony Shay, and Guo Liang Liu. 2018. “Simulation and Experiments on Cutting Forces and Cutting Temperature in High Speed Milling of 300M Steel under CMQL and Dry Conditions.” *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 19(8):1245–51. doi: 10.1007/s12541-018-0147-3.
- Zhang, S., J. F. Li, and Y. W. Wang. 2012. “Tool Life and Cutting Forces in End Milling

Inconel 718 under Dry and Minimum Quantity Cooling Lubrication Cutting Conditions.” *Journal of Cleaner Production* 32:81–87.

Zheng, Jin, Yaoman Zhang, and Hanying Qiao. 2023. “Milling Mechanism and Chattering Stability of Nickel-Based Superalloy Inconel 718.” *Materials* 16(17):5748. doi: 10.3390/ma16175748.

Zhu, Dahu, Xiaoming Zhang, and Han Ding. 2013. “Tool Wear Characteristics in Machining of Nickel-Based Superalloys.” *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 64:60–77. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2012.08.001.

ZHU, Zerun, Xiaowei TANG, Chen CHEN, Fangyu PENG, Rong YAN, Lin ZHOU, Zepeng LI, and Jiawei WU. 2022. “High Precision and Efficiency Robotic Milling of Complex Parts: Challenges, Approaches and Trends.” *Chinese Journal of Aeronautics* 35(2):22–46. doi: 10.1016/j.cja.2020.12.030.

CAPÍTULO VII

7. APÊNDICE I – RESULTADOS

Tabela 7.1 - Resultados da média das temperaturas por termopar ferramenta-peça

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	T_{med 1} (°C)	T_{med 2} (°C)	T_{med 3} (°C)	T_{med 4} (°C)	T_{med 5} (°C)
1	SR	30	0,1	258	220	186	186	174
2	AC	30	0,1	229	196	172	130	123
3	MQL	30	0,1	238	228	158	155	153
4	TV	30	0,1	272	161	149	146	144
5	Jorro	30	0,1	175	172	171	167	165
6	SR	30	0,2	222	212	212	206	180
7	AC	30	0,2	221	217	203	198	193
8	MQL	30	0,2	206	203	195	192	161
9	TV	30	0,2	206	204	198	178	169
10	Jorro	30	0,2	183	178	170	168	164
11	SR	60	0,1	591	511	478	364	307
12	AC	60	0,1	483	368	354	271	264
13	MQL	60	0,1	411	396	380	378	288
14	TV	60	0,1	517	474	388	378	266
15	Jorro	60	0,1	425	399	390	177	155
16	SR	60	0,2	704	607	605	574	542
17	AC	60	0,2	504	486	474	446	423
18	MQL	60	0,2	565	507	494	436	394
19	TV	60	0,2	560	529	520	451	446
20	Jorro	60	0,2	478	461	448	336	315

Tabela 7.2 - Resultados dos picos das temperaturas por termopar ferramenta-peça

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	T_{20% 1} (°C)	T_{20% 2} (°C)	T_{20% 3} (°C)	T_{20% 4} (°C)	T_{20% 5} (°C)
1	SR	30	0,1	501	446	419	419	417
2	AC	30	0,1	442	413	402	395	392
3	MQL	30	0,1	414	410	409	395	384
4	TV	30	0,1	436	416	414	402	402
5	Jorro	30	0,1	426	425	414	353	352
6	SR	30	0,2	463	434	432	428	428
7	AC	30	0,2	442	434	427	415	413
8	MQL	30	0,2	422	419	407	404	403
9	TV	30	0,2	435	428	424	423	409
10	Jorro	30	0,2	410	408	399	395	394
11	SR	60	0,1	869	777	772	710	636
12	AC	60	0,1	756	736	674	653	646
13	MQL	60	0,1	721	654	650	637	620
14	TV	60	0,1	834	830	736	664	606
15	Jorro	60	0,1	724	684	599	504	497
16	SR	60	0,2	986	957	938	882	846
17	AC	60	0,2	924	907	734	694	676
18	MQL	60	0,2	902	813	795	777	690
19	TV	60	0,2	1001	945	907	788	699
20	Jorro	60	0,2	832	801	743	655	602

Tabela 7.3 – Resultados da componente F_x da força

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	$F_x\ 1$ (N)	$F_x\ 2$ (N)	$F_x\ 3$ (N)	$F_x\ 4$ (N)	$F_x\ 5$ (N)
1	SR	30	0,1	21,3	23,0	23,7	17,1	17,6
2	AC	30	0,1	21,2	23,1	24,0	18,6	18,6
3	MQL	30	0,1	21,4	21,4	21,6	17,2	18,4
4	TV	30	0,1	22,7	21,9	24,4	17,9	20,1
5	Jorro	30	0,1	18,2	20,1	17,6	22,1	24,5
6	SR	30	0,2	19,0	23,0	24,6	25,1	26,8
7	AC	30	0,2	22,8	24,7	25,4	25,6	26,6
8	MQL	30	0,2	25,8	24,7	23,8	25,7	25,8
9	TV	30	0,2	23,8	24,2	25,8	24,7	27,8
10	Jorro	30	0,2	22,8	22,5	26,0	25,9	24,9
11	SR	60	0,1	19,9	19,7	17,5	15,1	15,9
12	AC	60	0,1	18,9	16,4	19,5	18,9	20,9
13	MQL	60	0,1	17,2	18,5	20,2	20,9	15,8
14	TV	60	0,1	21,0	20,2	17,5	22,7	12,9
15	Jorro	60	0,1	21,4	19,9	18,0	19,7	16,0
16	SR	60	0,2	30,2	18,9	25,1	29,3	29,0
17	AC	60	0,2	29,8	25,6	27,5	29,1	28,2
18	MQL	60	0,2	31,7	21,8	26,4	31,6	29,4
19	TV	60	0,2	22,3	27,5	24,5	29,2	21,0
20	Jorro	60	0,2	25,7	28,5	25,8	25,9	26,1

Tabela 7.4 – Resultados da componente F_y da força

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	F_y 1 (N)	F_y 2 (N)	F_y 3 (N)	F_y 4 (N)	F_y 5 (N)
1	SR	30	0,1	18,7	23,4	20,3	22,1	23,1
2	AC	30	0,1	21,2	23,1	24,0	18,6	18,6
3	MQL	30	0,1	21,4	21,4	21,6	17,2	18,4
4	TV	30	0,1	22,7	21,9	24,4	17,9	20,1
5	Jorro	30	0,1	18,2	20,1	17,6	22,1	24,5
6	SR	30	0,2	19,0	23,0	24,6	25,1	26,8
7	AC	30	0,2	22,8	24,7	25,4	25,6	26,6
8	MQL	30	0,2	25,8	24,7	23,8	25,7	25,8
9	TV	30	0,2	23,8	24,2	25,8	24,7	27,8
10	Jorro	30	0,2	22,8	22,5	26,0	25,9	24,9
11	SR	60	0,1	19,9	19,7	17,5	15,1	15,9
12	AC	60	0,1	18,9	16,4	19,5	18,9	20,9
13	MQL	60	0,1	17,2	18,5	20,2	20,9	15,8
14	TV	60	0,1	21,0	20,2	17,5	22,7	12,9
15	Jorro	60	0,1	21,4	19,9	18,0	19,7	16,0
16	SR	60	0,2	30,2	18,9	25,1	29,3	29,0
17	AC	60	0,2	29,8	25,6	27,5	29,1	28,2
18	MQL	60	0,2	31,7	21,8	26,4	31,6	29,4
19	TV	60	0,2	22,3	27,5	24,5	29,2	21,0
20	Jorro	60	0,2	25,7	28,5	25,8	25,9	26,1

Tabela 7.5 – Resultados da componente F_z da força

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	$F_z\ 1$ (N)	$F_z\ 2$ (N)	$F_z\ 3$ (N)	$F_z\ 4$ (N)	$F_z\ 5$ (N)
1	SR	30	0,1	50,7	62,2	55,6	60,7	62,3
2	AC	30	0,1	49,3	52,2	53,4	56,0	59,1
3	MQL	30	0,1	46,4	54,7	51,7	58,6	57,6
4	TV	30	0,1	50,3	46,1	44,1	52,2	62,3
5	Jorro	30	0,1	41,2	46,9	54,5	52,6	40,8
6	SR	30	0,2	62,7	52,9	51,1	54,9	59,1
7	AC	30	0,2	42,7	46,6	49,2	52,1	59,6
8	MQL	30	0,2	52,2	43,9	51,3	52,9	56,7
9	TV	30	0,2	53,6	42,6	51,6	44,2	52,8
10	Jorro	30	0,2	48,9	43,4	45,0	50,2	42,6
11	SR	60	0,1	54,9	49,0	64,3	73,8	59,4
12	AC	60	0,1	67,0	63,9	63,6	40,6	54,4
13	MQL	60	0,1	52,2	52,3	45,9	43,9	43,7
14	TV	60	0,1	55,7	52,1	53,4	56,7	52,2
15	Jorro	60	0,1	55,3	39,9	48,9	39,3	40,7
16	SR	60	0,2	62,1	76,1	57,1	59,0	51,0
17	AC	60	0,2	61,3	47,5	53,1	60,8	58,7
18	MQL	60	0,2	63,4	55,0	55,9	71,6	77,1
19	TV	60	0,2	73,0	59,9	47,0	60,1	62,1
20	Jorro	60	0,2	56,3	61,0	49,9	53,7	57,1

Tabela 7.6 – Resultados da força de resultante

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	Fr 1 (N)	Fr 2 (N)	Fr 3 (N)	Fr 4 (N)	Fr 5 (N)
1	SR	30	0,1	69,1	79,2	72,3	75,5	77,3
2	AC	30	0,1	70,3	68,2	68,8	70,7	72,7
3	MQL	30	0,1	66,8	70,2	67,8	71,8	71,2
4	TV	30	0,1	69,2	63,9	60,9	66,4	76,8
5	Jorro	30	0,1	64,2	64,4	66,0	65,5	60,4
6	SR	30	0,2	84,8	71,8	71,9	74,4	79,8
7	AC	30	0,2	69,1	65,2	69,2	72,5	79,9
8	MQL	30	0,2	66,5	62,7	70,7	71,3	76,7
9	TV	30	0,2	78,2	61,4	70,6	66,6	75,0
10	Jorro	30	0,2	73,7	62,9	64,9	68,2	66,0
11	SR	60	0,1	68,8	62,7	80,5	87,5	71,8
12	AC	60	0,1	80,6	78,5	77,7	54,6	69,1
13	MQL	60	0,1	65,4	65,8	60,9	57,8	56,2
14	TV	60	0,1	70,6	65,4	67,4	70,0	64,1
15	Jorro	60	0,1	71,8	55,9	61,2	56,9	51,7
16	SR	60	0,2	83,3	99,0	76,4	79,4	70,6
17	AC	60	0,2	82,5	66,9	73,0	80,4	78,7
18	MQL	60	0,2	84,1	74,8	75,8	91,5	97,6
19	TV	60	0,2	93,6	81,4	65,2	78,7	81,1
20	Jorro	60	0,2	74,6	81,5	68,8	72,5	78,7

Tabela 7.7 – Resultados da potência de corte

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	Desgaste	P_c 1 (W)	P_c 2 (W)	P_c 3 (W)	P_c 4 (W)	P_c 5 (W)
1	SR	30	0,1	Novo	15,12	15,36	40,73	18,05	17,80
2	AC	30	0,1	Novo	11,46	26,09	42,68	52,19	37,80
3	MQL	30	0,1	Novo	24,14	24,63	23,17	27,07	27,80
4	TV	30	0,1	Novo	32,68	31,95	37,80	28,05	29,26
5	Jorro	30	0,1	Novo	22,31	22,07	22,56	11,34	11,10
6	SR	30	0,2	Novo	44,14	34,14	42,19	56,82	51,94
7	AC	30	0,2	Novo	19,75	22,92	21,70	20,49	23,17
8	MQL	30	0,2	Novo	40,73	45,36	43,17	66,33	45,12
9	TV	30	0,2	Novo	68,04	67,80	60,24	54,87	62,68
10	Jorro	30	0,2	Novo	29,87	29,39	27,68	29,14	28,41
11	SR	60	0,1	Novo	42,68	50,24	56,82	61,21	59,02
12	AC	60	0,1	Novo	21,46	26,34	26,83	30,48	31,70
13	MQL	60	0,1	Novo	41,21	23,66	22,44	22,44	24,39
14	TV	60	0,1	Novo	36,34	32,44	39,02	49,02	43,65
15	Jorro	60	0,1	Novo	31,58	29,63	21,58	16,95	13,78
16	SR	60	0,2	Novo	67,55	95,35	84,38	39,02	61,46
17	AC	60	0,2	Novo	61,21	61,70	82,19	65,85	66,58
18	MQL	60	0,2	Novo	30,73	29,75	39,19	34,85	32,14
19	TV	60	0,2	Novo	49,75	59,99	68,04	77,06	91,45
20	Jorro	60	0,2	Novo	72,31	33,29	47,92	59,14	53,53
21	SR	30	0,1	Gasto	86,09	93,65	82,67	75,36	82,67
22	AC	30	0,1	Gasto	99,01	92,92	93,65	92,92	92,18
23	MQL	30	0,1	Gasto	25,85	25,61	26,09	38,29	39,75
24	TV	30	0,1	Gasto	83,40	88,04	87,06	88,04	79,99
25	Jorro	30	0,1	Gasto	24,02	25,97	28,41	10,36	13,29
26	SR	30	0,2	Gasto	174,61	177,30	164,61	159,98	166,57
27	AC	30	0,2	Gasto	118,52	121,94	94,13	138,76	115,35
28	MQL	30	0,2	Gasto	60,48	59,97	63,65	62,92	67,31
29	TV	30	0,2	Gasto	141,45	163,64	173,15	167,30	153,40
30	Jorro	30	0,2	Gasto	53,77	50,36	51,34	47,92	43,29
31	SR	60	0,1	Gasto	110,72	113,40	109,01	105,11	107,79
32	AC	60	0,1	Gasto	65,36	44,87	57,31	58,04	62,68
33	MQL	60	0,1	Gasto	23,66	32,68	48,77	55,12	46,34
34	TV	60	0,1	Gasto	164,37	155,10	154,37	166,81	149,01
35	Jorro	60	0,1	Gasto	25,73	23,53	24,51	25,73	24,75
36	SR	60	0,2	Gasto	179,49	205,10	195,34	155,83	164,37
37	AC	60	0,2	Gasto	189,49	199,00	181,69	200,71	199,00
38	MQL	60	0,2	Gasto	129,74	155,10	178,76	177,78	173,88
39	TV	60	0,2	Gasto	171,69	171,69	171,20	199,00	220,95
40	Jorro	60	0,2	Gasto	99,13	101,09	85,97	101,33	93,28

Tabela 7.8 – Resultados energia específica de corte

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	Desgaste	u_c 1 (W)	u_c 2 (W)	u_c 3 (W)	u_c 4 (W)	u_c 5 (W)
1	SR	30	0,1	Novo	12,16	12,36	32,75	14,51	14,32
2	AC	30	0,1	Novo	9,22	20,99	34,32	41,97	30,40
3	MQL	30	0,1	Novo	19,42	19,81	18,63	21,77	22,36
4	TV	30	0,1	Novo	26,28	25,69	30,40	22,56	23,54
5	Jorro	30	0,1	Novo	17,95	17,75	18,14	9,12	8,92
6	SR	30	0,2	Novo	17,16	20,20	22,85	24,61	23,73
7	AC	30	0,2	Novo	16,57	9,51	9,02	9,02	9,81
8	MQL	30	0,2	Novo	8,63	10,59	10,79	12,26	12,75
9	TV	30	0,2	Novo	14,61	13,04	15,69	19,71	17,55
10	Jorro	30	0,2	Novo	12,70	11,92	8,68	6,82	5,54
11	SR	60	0,1	Novo	17,75	13,73	16,97	22,85	20,89
12	AC	60	0,1	Novo	7,94	9,22	8,73	8,24	9,32
13	MQL	60	0,1	Novo	16,38	18,24	17,36	26,67	18,14
14	TV	60	0,1	Novo	27,36	27,26	24,22	22,07	25,20
15	Jorro	60	0,1	Novo	12,01	11,82	11,13	11,72	11,42
16	SR	60	0,2	Novo	13,58	19,17	16,97	7,85	12,36
17	AC	60	0,2	Novo	12,31	12,41	16,52	13,24	13,39
18	MQL	60	0,2	Novo	6,18	5,98	7,88	7,01	6,46
19	TV	60	0,2	Novo	10,00	12,06	13,68	15,49	18,39
20	Jorro	60	0,2	Novo	14,54	6,69	9,64	11,89	10,76
21	SR	30	0,1	Gasto	69,24	75,32	66,49	60,61	66,49
22	AC	30	0,1	Gasto	79,63	74,73	75,32	74,73	74,14
23	MQL	30	0,1	Gasto	20,79	20,59	20,99	30,79	31,97
24	TV	30	0,1	Gasto	67,08	70,80	70,02	70,80	64,33
25	Jorro	30	0,1	Gasto	19,32	20,89	22,85	8,34	10,69
26	SR	30	0,2	Gasto	44,52	45,60	43,84	42,27	43,35
27	AC	30	0,2	Gasto	9,51	13,14	19,61	22,16	18,63
28	MQL	30	0,2	Gasto	26,28	18,04	23,05	23,34	25,20
29	TV	30	0,2	Gasto	66,10	62,37	62,08	67,08	59,92
30	Jorro	30	0,2	Gasto	10,35	9,46	9,86	10,35	9,95
31	SR	60	0,1	Gasto	70,22	71,29	66,20	64,33	66,98
32	AC	60	0,1	Gasto	47,66	49,03	37,85	55,80	46,39
33	MQL	60	0,1	Gasto	24,32	24,11	25,60	25,30	27,07
34	TV	60	0,1	Gasto	56,88	65,80	69,63	67,27	61,68
35	Jorro	60	0,1	Gasto	21,62	20,25	20,64	19,27	17,41
36	SR	60	0,2	Gasto	36,09	41,24	39,28	31,33	33,05
37	AC	60	0,2	Gasto	38,10	40,01	36,53	40,35	40,01
38	MQL	60	0,2	Gasto	26,09	31,19	35,94	35,75	34,96
39	TV	60	0,2	Gasto	34,52	34,52	34,42	40,01	44,42
40	Jorro	60	0,2	Gasto	19,93	20,32	17,28	20,37	18,76

Tabela 7.9 – Resultados da rugosidade superficial R_a

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	Desgaste	R_a 1 (μm)	R_a 2 (μm)	R_a 3 (μm)	R_a 4 (μm)	R_a 5 (μm)
1	SR	30	0,1	Novo	0,28	0,4	0,42	0,45	0,28
2	AC	30	0,1	Novo	0,36	0,35	0,36	0,25	0,22
3	MQL	30	0,1	Novo	0,33	0,32	0,28	0,42	0,27
4	TV	30	0,1	Novo	0,25	0,2	0,2	0,19	0,19
5	Jorro	30	0,1	Novo	0,33	0,32	0,28	0,42	0,35
6	SR	30	0,2	Novo	0,36	0,34	0,3	0,38	0,29
7	AC	30	0,2	Novo	0,46	0,5	0,46	0,43	0,54
8	MQL	30	0,2	Novo	0,37	0,34	0,34	0,41	0,39
9	TV	30	0,2	Novo	0,24	0,36	0,35	0,39	0,21
10	Jorro	30	0,2	Novo	0,34	0,32	0,32	0,3	0,38
11	SR	60	0,1	Novo	0,21	0,25	0,19	0,2	0,25
12	AC	60	0,1	Novo	0,2	0,17	0,23	0,21	0,24
13	MQL	60	0,1	Novo	0,33	0,44	0,47	0,54	0,54
14	TV	60	0,1	Novo	0,48	0,47	0,33	0,48	0,3
15	Jorro	60	0,1	Novo	0,21	0,29	0,22	0,22	0,26
16	SR	60	0,2	Novo	0,41	0,37	0,2	0,34	0,67
17	AC	60	0,2	Novo	0,43	0,48	0,32	0,43	0,3
18	MQL	60	0,2	Novo	0,29	0,3	0,32	0,31	0,3
19	TV	60	0,2	Novo	0,2	0,25	0,21	0,49	0,15
20	Jorro	60	0,2	Novo	0,54	0,75	0,77	0,65	0,7
21	SR	30	0,1	Gasto	0,19	0,15	0,19	0,23	0,15
22	AC	30	0,1	Gasto	0,31	0,37	0,54	0,38	0,47
23	MQL	30	0,1	Gasto	0,46	0,45	0,45	0,44	0,5
24	TV	30	0,1	Gasto	0,29	0,28	0,32	0,27	0,34
25	Jorro	30	0,1	Gasto	0,57	0,65	0,71	0,77	0,75
26	SR	30	0,2	Gasto	0,64	0,73	0,62	0,71	0,68
27	AC	30	0,2	Gasto	0,14	0,15	0,16	0,21	0,19
28	MQL	30	0,2	Gasto	0,42	0,4	0,47	0,67	0,53
29	TV	30	0,2	Gasto	0,26	0,25	0,52	0,17	0,15
30	Jorro	30	0,2	Gasto	0,96	1,06	1,25	1,03	1,03
31	SR	60	0,1	Gasto	0,78	0,71	0,63	0,33	0,52
32	AC	60	0,1	Gasto	0,4	0,44	0,4	0,49	0,61
33	MQL	60	0,1	Gasto	0,43	0,6	0,55	0,62	0,84
34	TV	60	0,1	Gasto	0,65	0,38	0,58	0,27	0,34
35	Jorro	60	0,1	Gasto	0,62	0,64	0,74	0,65	0,63
36	SR	60	0,2	Gasto	0,33	0,4	0,42	0,38	0,32
37	AC	60	0,2	Gasto	0,24	0,26	0,47	0,25	0,25
38	MQL	60	0,2	Gasto	0,25	0,25	0,29	0,27	0,8
39	TV	60	0,2	Gasto	0,33	0,59	0,51	0,67	0,29
40	Jorro	60	0,2	Gasto	1,19	1,26	1,4	1,55	1,33

Tabela 7.10 – Resultados da rugosidade superficial RS_m

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	Desgaste	$RS_m\ 1$ (μm)	$RS_m\ 2$ (μm)	$RS_m\ 3$ (μm)	$RS_m\ 4$ (μm)	$RS_m\ 5$ (μm)
1	SR	30	0,1	Novo	17	30	18	28	25
2	AC	30	0,1	Novo	36	29	34	21	22
3	MQL	30	0,1	Novo	29	29	52	37	44
4	TV	30	0,1	Novo	25	25	15	16	29
5	Jorro	30	0,1	Novo	29	52	37	44	50
6	SR	30	0,2	Novo	31	27	35	30	22
7	AC	30	0,2	Novo	41	42	50	27	38
8	MQL	30	0,2	Novo	35	35	29	42	39
9	TV	30	0,2	Novo	17	14	16	14	29
10	Jorro	30	0,2	Novo	50	34	34	32	48
11	SR	60	0,1	Novo	31	34	29	31	33
12	AC	60	0,1	Novo	21	17	22	20	23
13	MQL	60	0,1	Novo	34	57	31	32	37
14	TV	60	0,1	Novo	40	36	26	35	23
15	Jorro	60	0,1	Novo	31	33	33	31	34
16	SR	60	0,2	Novo	51	33	28	36	34
17	AC	60	0,2	Novo	19	37	49	65	32
18	MQL	60	0,2	Novo	36	27	30	33	32
19	TV	60	0,2	Novo	25	25	29	41	17
20	Jorro	60	0,2	Novo	44	47	76	44	46
21	SR	30	0,1	Gasto	15	13	21	15	24
22	AC	30	0,1	Gasto	35	26	43	31	54
23	MQL	30	0,1	Gasto	31	36	34	29	36
24	TV	30	0,1	Gasto	24	36	41	27	30
25	Jorro	30	0,1	Gasto	50	59	66	45	52
26	SR	30	0,2	Gasto	68	75	63	72	70
27	AC	30	0,2	Gasto	23	18	22	23	21
28	MQL	30	0,2	Gasto	46	36	38	34	47
29	TV	30	0,2	Gasto	26	27	50	15	18
30	Jorro	30	0,2	Gasto	66	69	73	56	73
31	SR	60	0,1	Gasto	72	50	80	48	70
32	AC	60	0,1	Gasto	26	32	30	35	43
33	MQL	60	0,1	Gasto	27	31	21	68	40
34	TV	60	0,1	Gasto	42	31	49	26	34
35	Jorro	60	0,1	Gasto	62	50	52	55	55
36	SR	60	0,2	Gasto	38	40	41	43	34
37	AC	60	0,2	Gasto	28	23	47	20	27
38	MQL	60	0,2	Gasto	26	21	23	22	23
39	TV	60	0,2	Gasto	24	48	53	50	28
40	Jorro	60	0,2	Gasto	76	74	76	75	79

Tabela 7.11 – Resultados da rugosidade superficial R_q

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	Desgaste	R_q 1 (μm)	R_q 2 (μm)	R_q 3 (μm)	R_q 4 (μm)	R_q 5 (μm)
1	SR	30	0,1	Novo	0,5	0,7	0,7	0,6	0,6
2	AC	30	0,1	Novo	0,4	0,3	0,4	0,4	0,3
3	MQL	30	0,1	Novo	0,4	0,4	0,4	0,5	0,3
4	TV	30	0,1	Novo	0,3	0,3	0,3	0,2	0,3
5	Jorro	30	0,1	Novo	0,4	0,4	0,4	0,5	0,4
6	SR	30	0,2	Novo	0,4	0,4	0,4	0,5	0,4
7	AC	30	0,2	Novo	0,6	0,6	0,5	0,6	0,7
8	MQL	30	0,2	Novo	0,5	0,5	0,4	0,6	0,5
9	TV	30	0,2	Novo	0,3	0,5	0,4	0,5	0,3
10	Jorro	30	0,2	Novo	0,4	0,4	0,4	0,5	0,4
11	SR	60	0,1	Novo	0,3	0,3	0,2	0,2	0,3
12	AC	60	0,1	Novo	0,2	0,3	0,2	0,2	0,3
13	MQL	60	0,1	Novo	0,5	0,5	0,7	0,7	0,7
14	TV	60	0,1	Novo	0,6	0,6	0,5	0,5	0,4
15	Jorro	60	0,1	Novo	0,3	0,4	0,3	0,3	0,4
16	SR	60	0,2	Novo	0,5	0,5	3	0,4	0,5
17	AC	60	0,2	Novo	0,6	0,6	0,4	0,6	0,4
18	MQL	60	0,2	Novo	0,4	0,4	0,5	0,5	0,4
19	TV	60	0,2	Novo	0,3	0,3	0,3	0,8	0,2
20	Jorro	60	0,2	Novo	0,7	0,9	0,9	0,8	0,8
21	SR	30	0,1	Gasto	0,3	0,2	0,3	0,3	0,2
22	AC	30	0,1	Gasto	0,4	0,6	0,4	0,5	0,6
23	MQL	30	0,1	Gasto	0,6	0,6	0,6	0,6	0,7
24	TV	30	0,1	Gasto	0,4	0,4	0,5	0,4	0,4
25	Jorro	30	0,1	Gasto	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1
26	SR	30	0,2	Gasto	0,8	1	0,8	1	0,9
27	AC	30	0,2	Gasto	0,2	0,2	0,3	0,3	0,3
28	MQL	30	0,2	Gasto	0,9	0,5	0,8	1	0,7
29	TV	30	0,2	Gasto	0,4	0,4	0,7	0,2	0,2
30	Jorro	30	0,2	Gasto	1,2	1,3	1,6	1,4	1,3
31	SR	60	0,1	Gasto	0,8	0,5	0,5	0,7	0,7
32	AC	60	0,1	Gasto	0,5	0,5	0,5	0,6	0,8
33	MQL	60	0,1	Gasto	1,3	0,9	1,3	0,8	1,2
34	TV	60	0,1	Gasto	0,9	0,4	0,7	0,3	0,4
35	Jorro	60	0,1	Gasto	0,9	0,8	0,9	0,8	0,8
36	SR	60	0,2	Gasto	0,5	0,5	0,6	0,5	0,4
37	AC	60	0,2	Gasto	0,3	0,3	0,6	0,3	0,3
38	MQL	60	0,2	Gasto	0,3	0,3	0,2	0,3	0,2
39	TV	60	0,2	Gasto	0,4	0,7	0,7	0,9	0,4
40	Jorro	60	0,2	Gasto	1,5	1,6	1,7	1,9	1,7

Tabela 7.12 – Resultados do grau de recalque

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	R_c 1 (adi)	R_c 2 (adi)	R_c 3 (adi)	R_c 4 (adi)	R_c 5 (adi)
1	SR	30	0,1	1,320	1,200	1,370	1,360	1,220
2	AC	30	0,1	1,370	1,050	1,240	1,060	1,450
3	MQL	30	0,1	1,220	1,080	1,130	1,250	1,370
4	TV	30	0,1	1,130	1,140	1,120	1,080	1,120
5	Jorro	30	0,1	1,180	1,130	1,230	1,030	1,380
6	SR	30	0,2	1,185	1,180	1,160	1,105	1,200
7	AC	30	0,2	1,370	1,050	1,240	1,060	1,450
8	MQL	30	0,2	1,060	1,180	1,020	1,055	1,035
9	TV	30	0,2	1,130	1,140	1,120	1,080	1,120
10	Jorro	30	0,2	1,100	1,075	1,095	1,080	1,070
11	SR	60	0,1	1,120	1,100	1,110	1,060	1,080
12	AC	60	0,1	0,980	1,200	0,860	1,050	1,030
13	MQL	60	0,1	1,080	1,030	1,020	0,930	0,980
14	TV	60	0,1	1,020	1,040	1,140	1,160	1,010
15	Jorro	60	0,1	1,130	0,950	1,020	0,980	1,050
16	SR	60	0,2	1,220	1,160	1,005	1,205	1,200
17	AC	60	0,2	1,005	1,010	1,160	1,200	1,005
18	MQL	60	0,2	1,240	1,175	1,005	1,090	1,010
19	TV	60	0,2	1,080	1,035	1,175	1,050	1,115
20	Jorro	60	0,2	1,115	0,980	1,220	1,260	0,980

Tabela 7.13 – Resultados da vida da ferramenta

Cond.	LR	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	VRM 1 (cm³)	VRM 2 (cm³)	VRM 3 (cm³)
1	SR	30	0,1	2,45	3,13	3,00
2	AC	30	0,1	6,66	7,95	7,88
3	MQL	30	0,1	5,73	4,94	6,96
4	TV	30	0,1	5,55	5,89	6,87
5	Jorro	30	0,1	11,49	10,47	11,24
6	SR	30	0,2	1,61	1,89	2,62
7	AC	30	0,2	6,73	5,34	6,88
8	MQL	30	0,2	8,28	4,70	6,46
9	TV	30	0,2	5,85	5,74	5,11
10	Jorro	30	0,2	11,79	11,83	12,57
11	SR	60	0,1	0,20	0,27	0,24
12	AC	60	0,1	1,47	0,38	0,28
13	MQL	60	0,1	1,26	0,38	0,60
14	TV	60	0,1	0,20	0,28	0,26
15	Jorro	60	0,1	3,38	2,93	1,47
16	SR	60	0,2	0,12	0,18	0,14
17	AC	60	0,2	0,36	0,36	0,24
18	MQL	60	0,2	0,43	1,25	0,27
19	TV	60	0,2	0,16	0,29	0,16
20	Jorro	60	0,2	3,09	2,20	1,80