

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA – UNESP
Faculdade de Engenharia e Ciências – Campus Guaratinguetá

JOÃO FLORENTINO MEIRA DE VASCONCELLOS NETO

**USINAGEM EM TORNEAMENTO DA LIGA NIMONIC 80A UTILIZANDO
FERRAMENTAS CERÂMICAS EXPERIMENTAIS**

Guaratinguetá
2026



JOÃO FLORENTINO MEIRA DE VASCONCELLOS NETO

**USINAGEM EM TORNEAMENTO DA LIGA NIMONIC 80A UTILIZANDO
FERRAMENTAS CERÂMICAS EXPERIMENTAIS**

Dissertação apresentada à Universidade Estadual Paulista (UNESP), Faculdade de Engenharia e Ciências, de Guaratinguetá, para obtenção do título de Grau acadêmico Mestre Engenharia

Área de Concentração: Área de Materiais.

Orientador(a): Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Coorientador(a): Prof. Dr. Marcel Yuzo Kondo

Guaratinguetá

2026

V331u	Vasconcellos Neto, João Florentino Meira de Usinagem em torneamento da liga NIMONIC 80A utilizando ferramentas cerâmicas experimentais / João Florentino Meira de Vasconcellos Neto - Guaratinguetá, 2026. 156 f : il. Bibliografia: f. 147-155 Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia e Ciências de Guaratinguetá, 2026. Orientador(a): Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro Coorientador: Prof. Dr. Marcel Yuzo Kondo 1. Usinagem. 2. Ligas de níquel. 3. Ligas resistentes ao calor. 4. Tornearia. I. Título. CDU 621.9(043)
-------	--

Luciana Máximo

Bibliotecária/CRB-8 3595

IMPACTO POTENCIAL DESTA PESQUISA

O potencial impacto da usinagem em torneamento da liga NIMONIC 80A com ferramentas cerâmicas experimentais é significativo. Do ponto de vista científico, o estudo contribuirá para a criação de novos materiais e técnicas de usinagem avançadas, ampliando o conhecimento técnico. A utilização de ferramentas cerâmicas pode trazer benefícios para os processos industriais, aumentando a eficiência e a competitividade econômica, sobretudo nos setores aeronáutico, automotivo e energético. Isso pode gerar empregos qualificados e promover a sustentabilidade, através do uso de materiais mais resistentes e com menor impacto ambiental. Além disso, a pesquisa terá um impacto educacional positivo, ao formar profissionais especializados e disseminar conhecimento técnico e científico, valorizando a inovação tecnológica. A integração em nível local, regional e nacional fortalecerá a indústria e a economia, promovendo o desenvolvimento tecnológico e a competitividade. O foco no desenvolvimento sustentável será sustentado pela eficiência energética e pela redução de resíduos no processo de usinagem. A usinagem sem o uso de fluido de corte, associada à utilização de ferramentas cerâmicas, reduz o impacto ambiental ao eliminar o uso de fluidos de usinagem, evitando a geração de resíduos tóxicos e a poluição. Essa abordagem está alinhada aos Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS) da ONU, especialmente aqueles relacionados à água potável e saneamento; à indústria, inovação e infraestrutura, e ao consumo e produção responsáveis.

POTENTIAL IMPACT OF THIS RESEARCH

The potential impact of machining NIMONIC 80A alloy using experimental ceramic tools is significant. From a scientific standpoint, the study will contribute to the creation of new materials and advanced machining techniques, expanding technical knowledge. The use of ceramic tools can bring benefits to industrial processes, increasing efficiency and economic competitiveness, especially in the aeronautical, automotive, and energy sectors. This can generate skilled jobs and promote sustainability through the use of more resistant materials with less environmental impact. Furthermore, the research will have a positive educational impact by training specialized professionals and disseminating technical and scientific knowledge, valuing technological innovation. Integration at the local, regional, and national levels will strengthen industry and the economy, promoting technological development and competitiveness. The focus on sustainable development will be supported by energy efficiency

and waste reduction in the machining process. Machining without the use of cutting fluid, combined with the use of ceramic tools, reduces environmental impact by eliminating the use of machining fluids, avoiding the generation of toxic waste and pollution. This approach is aligned with the UN Sustainable Development Goals (SDGs), especially those related to clean water and sanitation; industry, innovation and infrastructure; and responsible consumption and production.

JOÃO FLORENTINO MEIRA DE VASCONCELLOS NETO

**USINAGEM EM TORNEAMENTO DA LIGA NIMONIC 80A UTILIZANDO
FERRAMENTAS CERÂMICAS EXPERIMENTAIS.**

Dissertação apresentada à Universidade Estadual Paulista (UNESP), Faculdade de Engenharia e Ciências de Guaratinguetá, para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Data da defesa: 09/03/2026

Banca Examinadora:

Documento assinado digitalmente
 **MARCOS VALERIO RIBEIRO**
Data: 16/03/2026 13:02:16-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. MARCOS VALERIO RIBEIRO

Orientador - UNESP

Documento assinado digitalmente
 **ALESSANDRO ROGER RODRIGUES**
Data: 09/03/2026 17:55:38-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

USP

Documento assinado digitalmente
 **JOSE VITOR CANDIDO DE SOUZA**
Data: 10/03/2026 13:12:41-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. JOSE VITOR CANDIDO DE SOUZA

UNESP

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Paulo Rubens Meira de Vasconcellos e Geralda Lopes Meira de Vasconcellos (*in memoriam*), cujos valores e exemplos foram os pilares da minha educação e cidadania. Sou eternamente grato pelo incentivo constante ao meu crescimento pessoal e profissional.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro, pela oportunidade de realizar este projeto de vida. Agradeço a orientação compartilhada ao longo deste trabalho; sua orientação foi fundamental para a conclusão desta etapa

Ao meu coorientador, Prof. Dr. Marcel Yuzo Kondo, pelas orientações nas análises e na preparação dos ensaios experimentais.

Ao Prof. Dr. José Vitor Candido de Souza, pelo auxílio técnico e pelas importantes contribuições ao desenvolvimento deste trabalho.

Ao funcionário José Manoel Bernardes, colega de profissão, pela dedicação e auxílio técnico durante a realização dos ensaios de usinagem.

A Murilo Alves, pelo auxílio e dedicação na produção das imagens deste trabalho.

À minha família, pelo incentivo constante e pelo apoio fundamental para a conclusão deste trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

À Villares Metals, pelo fornecimento do material necessário para a execução deste trabalho.

Não se pode ensinar tudo a alguém; pode-se
apenas ajudá-lo a encontrar por si mesmo.

Galileo Galilei

RESUMO

A liga VAT 80A[®], denominação comercial da superliga Nimonic 80A produzida pela Villares Metals, é uma superliga de níquel-cromo endurecível por precipitação, empregada em aplicações de alta temperatura (até 815 °C), como componentes de turbinas a gás, válvulas de exaustão e sistemas nucleares. As superligas como a VAT 80A[®] têm evoluído continuamente para atender às demandas de maior eficiência térmica, durabilidade e resistência à corrosão, sendo essenciais em setores aeronáutico, automobilístico, energia, petróleo e gás. Devido às elevadas exigências de desempenho mecânico, resistência à fluência, fadiga e corrosão, sua usinagem requer ferramentas com alta dureza, resistência ao desgaste, estabilidade térmica e baixa afinidade química com o material a ser usinado. Neste trabalho, foi analisado o torneamento sem fluido de corte da liga VAT 80A[®] utilizando ferramenta cerâmica experimental à base de Al₂O₃-MgO, desenvolvida em escala laboratorial, com densidade relativa de 98,25 +/- 0,11%, dureza de 14,16 GPa e tenacidade à fratura (KIC) de $2,13 \pm 0,25 \text{MPa.m}^{1/2}$. Durante os ensaios, foram monitoradas potência de usinagem, vibração e emissão acústica por sistema de aquisição de dados, enquanto as rugosidades da superfície foram avaliadas por rugosímetro. O desgaste da ferramenta VBC foi analisado por um microscópio. As variáveis de entrada investigadas foram velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p), e as respostas analisadas incluíram potência, vibração, emissão acústica, desgaste de flanco (VBC) e rugosidades (R_a , R_t e R_z). A metodologia de Superfície de Resposta (MSR) foi empregada para análise estatística dos resultados. De modo geral, não foram observadas influências estatisticamente significativas dos parâmetros de usinagem sobre potência, vibração e emissão acústica. Para a rugosidade R_a , observou-se significância do avanço (f) e do termo quadrático da profundidade de usinagem (a_p^2), enquanto para R_t e R_z destacou-se a influência do termo quadrático de a_p , indicando comportamento não linear dessas respostas. No caso de R_z , o modelo apresentou significância estatística global. Para o desgaste de flanco (VBC), verificou-se que apenas o avanço (f), no termo linear, apresentou influência estatisticamente significativa, conclui-se que o avanço exerce papel relevante tanto no acabamento superficial quanto no desgaste da ferramenta, enquanto a profundidade de usinagem influencia a rugosidade por meio de efeitos de segunda ordem. Apesar das limitações estatísticas observadas nos modelos, os resultados permitiram identificar tendências importantes para a otimização do processo de usinagem da liga VAT 80A[®].

Palavras-chave: superligas; torneamento; monitoramento; VAT 80A[®]; metodologia de superfície de respostas.

ABSTRACT

The VAT 80A® alloy, the commercial name for the Nimonic 80A superalloy produced by Villares Metals, is a precipitation-hardenable nickel-chromium superalloy used in high-temperature applications (up to 815 °C), such as gas turbine components, exhaust valves, and nuclear systems. Superalloys like VAT 80A® have continuously evolved to meet the demands for greater thermal efficiency, durability, and corrosion resistance, being essential in the aeronautical, automotive, energy, oil, and gas sectors. Due to the high demands for mechanical performance, creep resistance, fatigue, and corrosion, its machining requires tools with high hardness, wear resistance, thermal stability, and low chemical affinity with the material to be machined. This work analyzed the fluid-free turning of VAT 80A® alloy using an experimental Al₂O₃-MgO-based ceramic tool, developed on a laboratory scale, with a relative density of 98.25 +/- 0.11%, a hardness of 14.16 GPa, and a fracture toughness (KIC) of 2.13 ± 0.25 MPa.m^{-1/2}. During the tests, machining power, vibration, and acoustic emission were monitored by a data acquisition system, while surface roughness was evaluated using a profilometer. VBC tool wear was analyzed using a microscope. The input variables investigated were cutting speed (Vc), feed (f), and depth of cut (ap), and the analyzed responses included power, vibration, acoustic emission, flank wear (VBC), and roughness (Ra, Rt, and Rz). Response Surface Methodology (RSM) was employed for statistical analysis of the results. In general, no statistically significant influences of machining parameters on power, vibration, and acoustic emission were observed. For roughness Ra, significance was observed for feed (f) and the quadratic term of the depth of cut (ap²), while for Rt and Rz, the influence of the quadratic term of ap stood out, indicating non-linear behavior of these responses. In the case of Rz, the model showed overall statistical significance. For flank wear (VBC), it was found that only the feed (f), in the linear term, showed a statistically significant influence. It is concluded that the feed plays a relevant role in both surface finish and tool wear, while the depth of cut influences roughness through second-order effects. Despite the statistical limitations observed in the models, the results allowed the identification of important trends for optimizing the machining process of the VAT 80A® alloy.

Keywords: superalloys; turning; monitoring; VAT 80A®; response surface methodology.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Materiais utilizados na construção de motores a jato	26
Figura 2 – Processos de torneamento	30
Figura 3 – Efeito dos carbeto presentes na microestrutura das superligas	31
Figura 4 – O efeito do tempo de envelhecimento e da temperatura na dureza da liga à base de Ni (Nimonic 80A).	37
Figura 5 – Caracterização metalográfica por microscopia ótica da amostra da liga VAT 80A® com ataque do reagente glicerégia da liga sendo solubilizada a 1.120°C por 30 min (ar) e envelhecida a 700°C por 16 h.	38
Figura 6 – Força de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento	40
Figura 7 – Transdutor de corrente baseado no efeito Hall, do tipo núcleo partido, utilizado para medição da corrente elétrica	42
Figura 8 – Acelerômetro piezoelétrico	43
Figura 9 – Principais fonte de geração de EA	45
Figura 10 – Sensor de emissão acústica piezoelétrico	46
Figura 11 – Métodos de medição dos parâmetros de rugosidade	48
Figura 12 – Mecanismo de formação de cavacos em metais	50
Figura 13 – Tipos de cavacos formados durante o processo de usinagem	51
Figura 14 – Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais	52
Figura 15 – Formato do cavaco durante o torneamento da superliga Inconel 718	52
Figura 16 – Avarias na ferramenta: (a) trincas térmicas, (b) lascamentos, (c) quebra.	54
Figura 17 – Deformação plástica da aresta de corte	55

Figura 18 – Aresta postiça de corte	55
Figura 19 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de usinagem	56
Figura 20 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de usinagem	57
Figura 21 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de usinagem com o tempo	58
Figura 22 – Mecanismos de desgaste em ferramentas em função da temperatura	59
Figura 23 – Diagrama esquemático do mecanismo de desgaste do tipo abrasão	60
Figura 24 – Desgaste de cratera em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD	61
Figura 25 – Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.	62
Figura 26 – Desgaste de entalhe	62
Figura 27 – Comparação das principais propriedades entre as ferramentas de usinagem	64
Figura 28 – Etapas para aplicação do método de superfície de resposta	67
Figura 29 – Representação esquemática de um planejamento do tipo Composto Central	71
Figura 30 – Representação dos tipos de superfície de resposta	73
Figura 31 – Corpo de prova utilizado com Ø 79,85 x 226 mm	74
Figura 32 – Centro de torneamento CNC ROMI GL 240M	75
Figura 33 – Tela do programa supervisor para aquisição de sinais nos ensaios de torneamento	75
Figura 34 Transformador de potência LEM modelo AT-100 B10 conectado a uma das fases do motor	76
Figura 35 – (a) Sensor de vibração (<i>Vibro Control</i> , modelo TV 100), com o cabo de conexão com o módulo de canais; (b) suporte envolvendo o corpo do porta-ferramentas	77
Figura 36 – (a) Sensor de emissão acústica R15α; (b) Amplificador de sinal 1272–1000	77

Figura 37 – Valores de potência em vazio, potência de usinagem, potência total	78
Figura 38 – Gráfico gerado pelo algoritmo para tratamento de dados feito pelo software MATLAB	79
Figura 39 – (a) Medição da rugosidade com rugosímetro portátil <i>MarSurf</i> RD18. (b) aparelho <i>MarSurf</i> M300. (b)	80
Figura 40 – Sistema de medição óptico – Mitutoyo Quick Scope QS – LZB Série 359	81
Figura 41 – Confeccção de ferramentas cerâmicas de alumina com MgO	85
Figura 42 – Imagem da pastilha cerâmica	86
Figura 43 – Desenho esquemático das dimensões da ferramenta cerâmica	86
Figura 44 – Microestrutura da pastilha cerâmica experimental de composição alumina-magnésio.	86
Figura 45 – Porta-ferramenta marca Seco Tools modelo capto B01T9032445	87
Figura 46 – Gráfico dos efeitos principais para potência média de usinagem	92
Figura 47 – Gráfico de superfície de resposta da potência média (W) em função do avanço (f) e velocidade de corte (V_c) com profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm	93
Figura 48 – Gráfico de superfície de resposta da potência média (W) em função do avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min	94
Figura 49 – Gráfico de superfície de resposta da potência média (W) em função da profundidade de usinagem (a_p) e velocidade de corte (V_c), com avanço (f) = 0,15mm/rev	95
Figura 50 – Gráfico dos efeitos principais para potência máxima	97
Figura 51 – Gráfico de superfície de resposta de potência máxima em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f), com profundidade de usinagem = 0,15mm	98
Figura 52 – Gráfico de superfície de resposta de potência máxima em função da profundidade de usinagem (a_p) e velocidade de corte (V_c) com avanço = 0,15 mm/rev	99
Figura 53 – Gráfico de superfície de resposta de potência máxima (W) em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.	99
Figura 54 – Gráfico dos efeitos principais para vibração média.	101

Figura 55 – Gráfico de superfície de resposta de vibração média em função da velocidade de corte (V_c) = 400m/min. e avanço (f) com profundidade de usinagem (a_p) 0,15mm.	102
Figura 56 – Gráfico de superfície de resposta de vibração média em função da velocidade de corte (V_c), com profundidade de usinagem (a_p), com avanço (f) = 0,15mm/rev	103
Figura 57 – Gráfico de superfície de resposta de vibração média em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm	104
Figura 58 – Gráfico dos efeitos principais para vibração máxima	105
Figura 59 – Gráfico de superfície de resposta de vibração máxima em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem = 0,15mm	106
Figura 60 – Gráfico de superfície de resposta de vibração máxima em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem(a_p) com avanço = 0,15mm/rev	107
Figura 61 – Gráfico de superfície de resposta de vibração máxima em função da profundidade de usinagem(a_p) avanço (f), com velocidade de corte (V_c) = 400m/min	108
Figura 62 – Gráfico dos efeitos principais para emissão acústica média	110
Figura 63 – Gráfico de superfície de resposta de emissão acústica média em função do avanço (f) e velocidade de corte (V_c) com profundidade de usinagem a_p = 0,15mm	111
Figura 64 – Gráfico de superfície de resposta de emissão acústica média em função do avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min	112
Figura 65 – Gráfico de superfície de resposta de emissão acústica média em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p) com avanço (f) = 0,15/mm/rev	113
Figura 66 – Gráfico dos efeitos principais para máxima emissão acústica	115
Figura 67 – Gráfico de superfície de resposta máxima emissão acústica em função da velocidade de corte constante (V_c) e avanço (f), com profundidade de usinagem = 0,15mm	116
Figura 68 – Gráfico de superfície de resposta de máxima emissão acústica em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p), com avanço (f) = 0,15mm/rev	116
Figura 69 – Gráfico de superfície de resposta de máxima emissão acústica em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min	117
Figura 70 – Gráfico dos efeitos principais para rugosidade R_a	119

Figura 71 – Gráfico de superfície de resposta da rugosidade R_t em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem constante = 0,15mm	120
Figura 72 – Gráfico de superfície de resposta da rugosidade R_a em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p), com avanço constante = 0,15mm/rev	120
Figura 73 – Gráfico de superfície de resposta em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) constante = 400m/min	121
Figura 74 – Gráfico dos efeitos principais para rugosidade total	123
Figura 75 – Gráfico de superfície de resposta para rugosidade total (R_t) em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem constante = 0,15mm	124
Figura 76 – Gráfico de superfície de resposta para rugosidade total (R_t) em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p), avanço (f) = 0,15mm/rev	125
Figura 77 – Gráfico de contorno de superfície de resposta para rugosidade total (R_t) em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.	126
Figura 78 – Gráfico dos efeitos principais para rugosidade R_z	128
Figura 79 – Gráfico de superfície de resposta da rugosidade R_z em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f) com profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm	129
Figura 80 – Gráfico de superfície de resposta de rugosidade R_z em função da velocidade constante (V_c) e profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) = 0,15mm/rev	130
Figura 81 – Gráfico de superfície de resposta de rugosidade R_z em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte = 400m/min	131
Figura 82 – Gráfico dos efeitos principais para desgaste VBC	133
Figura 83 – Gráfico de superfície de resposta do desgaste de flanco VBC em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm	134
Figura 84 – Gráfico de superfície de resposta do desgaste VBC em função da velocidade constante (V_c) e com profundidade de usinagem (a_p) com avanço (f) = 0,15mm/rev	134
Figura 85 – Gráfico de superfície de resposta do desgaste VBC em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade constante (V_c) = 400m/min	135
Figura 86 – Menor desgaste de flanco com $V_c = 400\text{m/min}$. $f = 0,150\text{ mm/rev}$. e $a_p = 0,150\text{mm}$	136

Figura 87 – Maior desgaste de flanco com $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,200\text{mm/min.}$ e $a_p = 0,200\text{mm}$	136
Figura 88 – Desgaste tipo aderência do cavaco com lascamento, para $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,068\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm}$	137
Figura 89 – Desgaste por adesão $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,232\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm}$	137
Figura 90 – Desgaste de adesão $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,150\text{ mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm}$	137
Figura 91 – Desgaste por adesão, com lascamento na aresta de usinagem para $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,100\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,200\text{mm}$	137
Figura 92 – Desgaste por adesão severa, presença de cavaco aderido e forte indicativo de lascamento, para $V_c = 300\text{m/min.}$, $f = 0,10\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,10\text{mm}$	138
Figura 93 – Cavacos produzidos com $V_c = 400\text{m/min.}$, $a_p = 0,15\text{mm}$ com avanços diferentes	138
Figura 94 – Cavacos produzidos na condição de $V_c = 400\text{ m/min}$ e $a_p = 0,10\text{ mm}$, para diferentes valores de avanço	139
Figura 95 – Cavacos produzidos com $V_c = 400\text{m/min.}$, $a_p = 0,20\text{mm.}$, $f = 0,1\text{mm/rev}$	139
Figura 96 – Cavacos produzidos com $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,15$ com diferentes profundidades	140
Figura 97 – Cavacos produzidos $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,1$ e diferentes profundidades de usinagem.	140
Figura 98 – Cavacos produzidos $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,2$ e diferentes profundidades de usinagem	141
Figura 99 – Morfologias dos cavacos com $V_c = 300\text{m/min.}$, $f = 0,1\text{mm/rev.}$ com $a_p = 0,1\text{mm.}$ e $a_p = 0,2\text{mm}$	142
Figura 100 – Cavacos produzidos com $V_c = 300\text{m/min.}$, $f = 0,2\text{mm/rev.}$ com $a_p = 0,1\text{mm.}$ e $a_p = 0,2\text{mm.}$	142

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Classificação das superligas segundo o seu elemento principal e grupos	25
Quadro 2 – Principais elementos das supeligas à base de ferro-níquel	26
Quadro 3 – Principais elementos das superligas à base níquel	27
Quadro 4 – Principais elementos das supeligas a base cobalto	28
Quadro 5 – Composição química nominal das principais superligas comerciais	28
Quadro 6 – Propriedades físicas e térmicas da liga NIMONIC 80A	36
Quadro 7 – Composição química da liga VAT 80A [®]	37
Quadro 8 – Propriedades mecânicas da superliga VAT 80A [®]	38
Quadro 9 – Classificação da integridade superficial de peças usinadas	47
Quadro 10 – Parâmetros de rugosidade na quantificação de uma peça usinada	48
Quadro 11 – Comprimentos de amostragem de rugosidade para medições de parâmetros R de perfis periódicos	49
Quadro 12 – Combinação dos fatores utilizados no experimento	90
Quadro 13 – Valores medidos de entrada que minimizam as variáveis de saída	143

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Análise química da Alumina CT3000 LS SG. Valores em %.	82
Tabela 2 – Propriedades da Alumina CT3000 LS SG	82
Tabela 3 – Propriedades da ferramenta cerâmica experimental	85
Tabela 4 – Valores experimentais dos parâmetros de usinagem	89
Tabela 5 – Análise de variância (ANOVA) para potência média.	91
Tabela 6 – Análise de variância (ANOVA) para potência máxima.	96
Tabela 7 – Análise de variância (ANOVA) para vibração média.	100
Tabela 8 – Análise de variância (ANOVA) para vibração máxima.	105
Tabela 9 – Análise de variância (ANOVA) da emissão acústica média	109
Tabela 10 – Análise de variância (ANOVA) da emissão acústica máxima.	114
Tabela 11 – Análise de variância (ANOVA) para rugosidade Ra.	118
Tabela 12 – Análise de variância (ANOVA) para rugosidade total (Rt).	122
Tabela 13 – Análise de variância (ANOVA) para rugosidade Rz.	127
Tabela 14 – Análise de variância (ANOVA) para taxa de desgaste de flanco (VBC).	132

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
DCTA/AMR	Departamento de Ciência e Tecnologia Aeroespacial / Área de Materiais
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i> – Instituto Alemão de Normalização
ICDD	<i>International Centre for Diffraction Data</i>
ISO	“ <i>International Organization for Standardization</i> ” - Organização Internacional de Normalização
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
MQO	Mínimos Quadrados Ordinários
MSR	Metodologia da Superfície de Resposta
NBR	Norma Brasileira de Regulamentação
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
PCD	Diamante policristalino
PVD	Método de deposição física de vapor
SAE	“ <i>Society of Automotive Engineers</i> ” – Sociedade de Engenheiros Automotivos

LISTA DE SÍMBOLOS

a_p	Profundidade de usinagem (mm)
EA	Emissão acústica (V)
EARMS	Média quadrática de emissão acústica
EF	Elementos finitos
f	Avanço (mm/rev)
F_c	Força de corte (N)
F_f	Força ativa (N)
F_p	Força de apoio (N)
F_t	Força ativa (N)
F_u	Força de usinagem
L_c	Comprimento de usinagem (m)
P_a	Potência de avanço (W)
P_c	Potência de corte (W)
R_a	Desvio médio aritmético do perfil (μm)
R_t	Rugosidade total do perfil (μm)
R_z	Altura máxima média do perfil (μm)
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta (mm)
U_{cc}	Sinal de tensão do sensor (V)
VBC	Desgaste de flanco (mm)
V_c	Velocidade de corte (mm/min)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	222
1.1	OBJETIVOS GERAIS	23
1.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	23
1.3	JUSTIFICATIVA	24
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	25
2.1	SUPERLIGAS	25
2.2	USINAGEM	28
2.2.1	Processo de torneamento	29
2.2.2	Usinagem de superligas	30
2.3	SUPERLIGAS À BASE DE NIQUEL.....	34
2.3.1	SUPERLIGAS NIMONIC 80A.....	36
2.3.2	Superliga VAT 80A®	37
2.4	ANÁLISE DOS PARÂMETROS DE USINAGEM.....	39
2.4.1	Potência de usinagem	39
2.4.1.1	<i>Medição da potência consumida</i>	41
2.4.2	Vibração.....	42
2.4.3	Emissão acústica (EA).....	43
2.4.4	Rugosidade	46
2.5	MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACOS	49
2.5.1	Classificação dos cavacos.....	51
2.6	DESGASTE E AVARIAS EM FERRAMENTAS DE USINAGEM.....	53
2.6.1	Avárias.....	53
2.6.2	Desgaste da ferramenta.....	55
2.6.3	Mecanismo de desgaste	58
2.6.4	Tipos de desgastes	61
2.6.4.1	<i>Desgastes de cratera</i>	61
2.6.4.2	<i>Desgastes de flanco (VBC)</i>	61
2.6.2.3	<i>Desgaste de entalhe.....</i>	62
2.7	FERRAMENTAS DE USINAGEM CERÂMICAS	63
2.8	METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTAS (MRS)	65
2.8.1	Modelos de primeira ordem.....	67
2.8.2	Modelos de segunda ordem	68

2.8.3	Projeto fatorial completo (FFD)	68
2.8.4	Delineamento <i>Box-Behnken</i> (BBD).....	69
2.8.5	Delineamento Composto central (<i>Central Composite Design</i> – CCD).....	70
2.8.6	Blocos	71
3	MATERIAIS E MÉTODOS	74
3.1	MATERIAL.....	74
3.2	EQUIPAMENTOS E SENSORES DE INSTRUMENTAÇÃO UTILIZADOS NOS ENSAIOS DE TORNEAMENTO E NA AQUISIÇÃO DE DADOS	74
3.3	TRATAMENTOS DE DADOS	78
3.4	MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE	79
3.5	MEDIÇÃO DOS DESGASTES DAS FERRAMENTAS.....	80
3.6	ANÁLISE DOS CAVACOS GERADOS DURANTE O PROCESSO DE USINAGEM.....	81
3.7	FERRAMENTAS E PORTA FERRAMENTA	81
3.8	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL E ANÁLISE DE DADOS	87
3.8.1	Planejamento experimental.....	89
4	RESULTADOS	91
4.1	METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA.....	91
4.1.1	Análise da potência média	91
4.1.2	Análise da potência máxima consumida	95
4.1.3	Análise da vibração média.....	100
4.1.4	Análise da vibração máxima.....	104
4.1.5	Análise da emissão acústica média.....	108
4.1.6	Análise da máxima emissão acústica.....	113
4.1.7	Análise da Rugosidade média aritmética (Ra)	118
4.1.8	Análise da Rugosidade total (Rt).....	122
4.1.9	Análise da Rugosidade (Rz)	126
4.1.10	Análise da taxa de desgaste de flanco (VBC).....	131
4.2	ANÁLISE DOS DESGASTES	136
4.2.1	Desgaste de flanco (VBC)	136
4.2.2	Desgaste e avarias das ferramentas	136
4.3	ANÁLISE DOS CAVACOS	138
4.4	RESUMO DOS RESULTADOS	143
5	CONCLUSÃO	144

5.1	RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	145
	REFERÊNCIAS	147
	DADOS CURRICULARES.....	156

1 INTRODUÇÃO

Materiais que apresentam um comportamento adequado em altas temperaturas tornaram-se essenciais nos dias de hoje. Superligas, conhecidas desde a década de 1930, têm sido amplamente empregadas em aplicações aeronáuticas e automobilísticas. Com as novas regulamentações para redução das emissões atmosféricas e aumento da eficiência, surgiram projetos que submetem componentes de motores, como válvulas, a temperaturas e pressões extremamente elevadas. Dessa forma, exige-se que as ligas utilizadas na fabricação desses componentes possuam maior resistência à alta temperatura, como a NIMONIC 80A. Superligas à base de níquel são particularmente comuns em aplicações de engenharia, incluindo componentes de turbinas a gás, veículos espaciais, motores de foguetes, submarinos e equipamentos petroquímicos, devido à sua elevada tenacidade e excelente resistência à fluência, tração e corrosão, mesmo em temperaturas superiores a 650°C. (Gobbi, 2013; Günay; Korkmaz; Yaşar, 2020). A usinagem é um processo fundamental na manufatura, responsável por transformar materiais brutos em componentes de alta precisão e funcionalidade. Além de remover material utilizando ferramentas de usinagem ou partículas abrasivas mais duras e mecanicamente mais resistentes que a peça trabalhada, a usinagem desempenha um papel estratégico na obtenção de superfícies e dimensões que atendam às exigências rigorosas de projetos avançados. O mecanismo de remoção de material influencia diretamente os fenômenos físicos envolvidos, como força, calor e deformação, impactando não apenas a eficiência do processo, mas também a qualidade final das peças produzidas. De acordo com Qinglong *et al.* (2021), a usinagem é essencial para o desenvolvimento de tecnologias de ponta, especialmente em setores como aeroespacial, automotivo e de energia, onde precisão e desempenho são fatores críticos.

Baseado no princípio da dureza relativa, o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribui para o aparecimento de novos materiais de ferramentas mais resistentes para as operações de usinagem. Segundo Günay, Korkmaz e Yaşar (2020), a liga NIMONIC 80A é uma superliga à base de níquel difícil de usinar devido à sua resistência mecânica superior em altas temperaturas e resistência à oxidação.

O desenvolvimento de materiais de ferramentas mais resistentes para operações de usinagem foi impulsionado pelo desenvolvimento de ligas estruturais e materiais com alta resistência mecânica e alta dureza. Segundo Li *et al.* (2021), Os materiais cerâmicos, também chamados de óxidos cerâmicos, possibilitam elevadas velocidades de usinagem, ao ponto de a

rigidez e a potência da máquina-ferramenta ser um fator limitador no uso destas ferramentas. Devido às suas características, essas ferramentas são recomendadas para a usinagem de peças que demandam alta precisão dimensional, tolerâncias mais rigorosas e que são fabricadas com superligas. Dentro dessas dificuldades abre um campo muito vasto em pesquisa para desenvolver materiais de ferramentas de usinagem para realizar esse trabalho de usinagem, e dentre esses materiais estão as cerâmicas devido à sua excelente resistência ao desgaste, estabilidade mecânica superior em altas temperaturas e alta dureza na escala de Rockwell A (HRA 93–95) e baixa afinidade química na usinagem de superligas.

1.1 OBJETIVOS GERAIS

Avaliar a usinabilidade da superliga VAT 80A[®] no torneamento sem fluido de corte com ferramentas cerâmicas experimentais, à base de alumina tendo como dopante óxido de magnésio, aplicando o método da superfície de resposta (MSR). Identificar a combinação ideal de parâmetros de usinagem, como velocidade, avanço e profundidade, utilizando diferentes parâmetros na aquisição de dados para otimizar a qualidade da superfície da peça usinada e maximizar a vida da ferramenta, promovendo maior eficiência e controle no processo de usinagem.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Análise da influência dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem) sobre:

- A potência consumida;
- Os níveis de vibração;
- Os níveis de emissão acústica;
- Os desgastes e seus mecanismos gerados durante o processo de torneamento em função do comprimento de usinagem de cada aresta utilizada no ensaio.
- As rugosidades Ra, Rt e Rz;
- Os cavacos gerados para cada combinação.
- A combinação de fatores de entrada que traduzam os melhores resultados com base em parâmetros pré-definidos.
- Determinar as regiões de operabilidade que minimizem as variáveis de respostas

para ferramenta cerâmica experimental de alumina-magnésio utilizando um planejamento experimental do tipo superfície de resposta de segunda ordem.

1.3 JUSTIFICATIVA

A usinagem da superliga NIMONIC 80A apresenta grandes desafios devido à sua elevada dureza, resistência térmica e abrasividade, o que resulta em altos custos operacionais e dificuldades no processo. Nesse contexto, este estudo busca avaliar o desempenho de uma ferramenta cerâmica experimental, desenvolvida pelo Laboratório de Estudo da Usinagem da UNESP de Guaratinguetá, na usinagem da liga VAT 80A[®], fabricada pela Villares Metals.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A seguir serão apresentadas informações sobre classificação das superligas, composição das ligas de níquel, o efeito dos elementos de liga nas propriedades mecânicas e térmicas destas ligas, ferramentas apropriadas para sua usinagem e conceitos de usinagem, torneamento, análise de estatística, além disso, serão abordados diversos tópicos de grande relevância relacionados à usinagem dessas ligas.

2.1 SUPERLIGAS

Askeland D.R. e Wright W. J., (2016, p.463) definem superligas como sendo,

[...] As superligas são ligas de níquel, ferro-níquel e de cobalto que contém grandes quantidades de elementos de liga com a finalidade de produzir uma combinação de alta resistência mecânica elevada a elevadas temperaturas, resistência à fluência em temperatura de até 1000° C e resistência à corrosão. Essas excelentes propriedades em altas temperaturas são obtidas ainda que as temperaturas de fusão das ligas sejam aproximadamente as mesmas das dos aços. Aplicações típicas incluem aletas e palhetas para turbinas e motores a jato, trocador de calor, componentes e reatores para processos químicos e equipamentos para tratamento térmico. Para obter alta resistência mecânica e resistência à fluência, os elementos de liga devem produzir uma microestrutura estável e resistente às altas temperaturas. Em geral são empregados os endurecimentos por solução sólida, por dispersão e por precipitação.

De acordo com Long *et al.* (2018) e Sinha *et al.* (2023), as superligas são classificadas com base no elemento principal em sua composição, sendo agrupadas em três categorias principais: superligas de Fe-Ni, que combinam ferro e níquel; superligas de Co, com cobalto como elemento principal e superligas de Ni, com o níquel como elemento principal. Essa divisão reflete a influência do elemento base nas propriedades únicas de cada grupo. No Quadro 1, é apresentada a classificação das superligas por elemento principal e grupos.

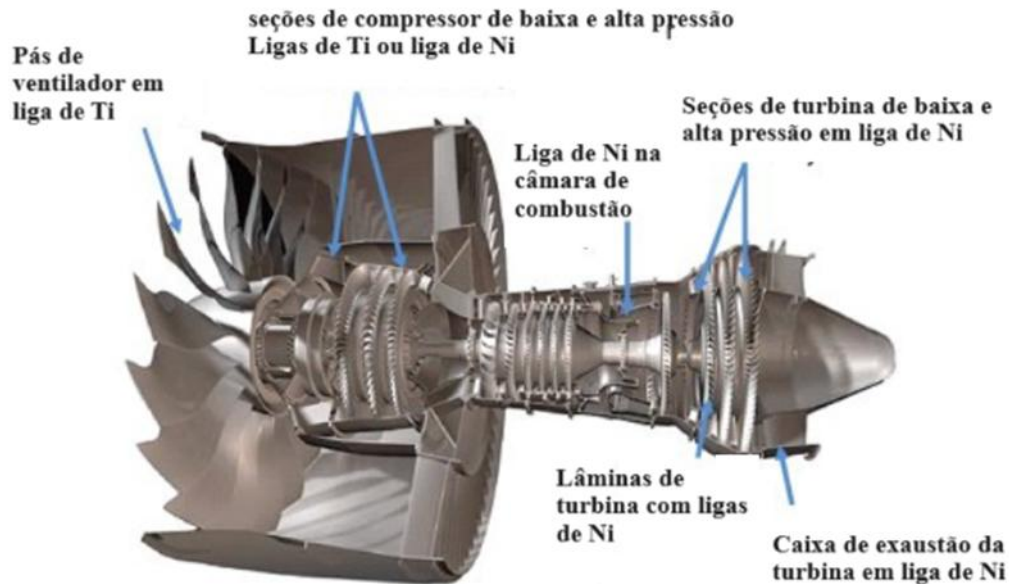
Quadro 1 - Classificação das superligas segundo o seu elemento principal e grupos.

SUPERLIGAS		
Níquel	Ferro	Cobalto
Inconel (718, 600, 617, 625)	Incoloy (800, 825, 903,909)	Haynes 188
Nimonic (75, 80A, 90, 115)	Haynes 556	L-605, MP 35N
Udimet (400, 500, 630, 720)	Alloy 901	MAR-M99, MP35N
Hastelloy (C-22, G-30, S, X)	Discaloy	Stellite 6B
Monel, Rene, Waspaloy	A-286, H-155, V-57	Elgiloy

Fonte: adaptado de Sinha *et al.* (2023).

Na Figura 1, apresenta-se um componente fabricado a partir dessas superligas.

Figura 1 – Turbina de motor a jato que utiliza peças fabricadas com superligas.



Fonte: adaptado de Kaya e Akyüz (2017)

As superligas à base de ferro-níquel tiveram como base os aços inoxidáveis austeníticos para o seu desenvolvimento. O teor de Cr (10% a 25%) deve ser equilibrado para obter resistência à oxidação e corrosão, e o teor de Ni com limite de 50% deve ser suficiente para garantir a austenita às temperaturas elevadas. O objetivo do uso de Nb e Ti é impedir a formação de carbeto de cromo nos contornos do grão. Segundo Hirschmann et al. (2009), o endurecimento por solução sólida pode ser obtido com a adição de elementos como Mo e W. A maioria das superligas à base de ferro-níquel apresenta densidade entre 7,9 e 8,3 g/cm³. No Quadro 2, são apresentados os principais elementos das superligas à base de ferro-níquel.

Quadro 2 - Principais elementos das superligas à base de ferro-níquel

Superligas de Fe-Ni										
Elemento	Ni	Fe	Ti	Al	Mo	Co	Cr	Nb	W	C
% mássica	9-44	29-67	0-3	0,3-1	0-3	0-20	0-25	0-5	0-2,5	<0,35

Fonte: Adaptado de Kondo (2018)

Segundo Long *et al.* (2018), as superligas à base de níquel destacam-se por seu excelente desempenho em altas temperaturas, superando as ligas à base de ferro e sendo mais acessíveis que as de cobalto, o que as torna ideais para aplicações em condições extremas. De

acordo com Akca e Gürsel (2015), essas superligas são as mais complexas do ponto de vista metalúrgico e as mais amplamente empregadas em componentes que operam sob altas temperaturas, sendo consideradas as mais promissoras e versáteis entre todas as superligas. As principais características do níquel como base da liga são a alta estabilidade de fase da matriz de níquel CFC e a capacidade de ser reforçada por uma variedade de meios diretos, como adição de elementos de liga e indiretos, como tratamentos térmicos. Segundo Garat (2005) e Rezende (2015), a estabilidade superficial do níquel é aprimorada com a adição de cromo e/ou alumínio, resultando em ligas com excelente resistência à corrosão, fluência e altas temperaturas, devido as essas características são amplamente utilizadas em partes quentes de turbinas a jato, motores de foguetes, sistemas de gaseificação e plantas químicas, além de desempenharem papéis essenciais nas indústrias nuclear, aeronáutica e petroquímica. No Quadro 3 são apresentados os principais elementos das superligas à base de níquel

Quadro 3 – Principais elementos das superligas à base níquel

Elemento	Ni	Ti	Al	Mo	Co	Cr	Nb	W	C
% mássica	37-79,5	0-5	0-6	0-28	0-20	5-22	0-5,1	0-15	<0,30

Fonte: Adaptado de Kondo (2018)

De acordo com Cao *et al.* (2018), as superligas à base de cobalto comumente estão relacionadas às ligas contendo 40% a 65% de austenita de cobalto. Além disso, geralmente contém 19% a 25% de cromo para melhorar a resistência à oxidação e resistência à corrosão, 5% a 25% de níquel para estabilizar a matriz de austenita γ , para evitar a transformação de isomerismo do elemento Co, 7% a 15% de tungstênio para desempenhar um fortalecimento de solução sólida e uma pequena quantidade de elemento carbono para formar carbetos.

Segundo Li *et al.* (2023), embora as superligas à base de cobalto apresentem grande potencial de desenvolvimento, suas propriedades físicas e mecânicas resultam em baixa usinabilidade. O desgaste acentuado da ferramenta dificulta significativamente a obtenção de um acabamento superficial ideal. Além disso, quando comparadas às superligas de níquel, as superligas de cobalto possuem um ponto de fusão mais elevado, o que, conforme Qu *et al.* (2020), representa uma desvantagem significativa no processo de fabricação. No Quadro 4 podem ser identificados os principais elementos das superligas à base de cobalto.

Quadro 4 – Principais elementos das superligas à base cobalto

Superligas de Co										
Elemento	Co	Ni	Ti	Al	Mo	Fe	Cr	Nb	W	C
% mássica	20-62	0-35	0-3	0-0,2	0-10	0-21	19-30	0-4	0-15	0-1

Fonte: Adaptado de Kondo (2018)

No Quadro 5 é apresentada a composição química nominal das principais superligas comerciais.

Quadro 5 – Composição química nominal das principais superligas comerciais

Liga	Composição Nominal %														
	Ni	Cr	Co	Mo	W	Nb	Al	Ti	Fe	Mn	Si	C	B	Zr	Outros
Astroloy	55	15	17	5,3	...	...	4	3,5	...	...	...	0,06	0,003	...	
Cabot 214	75	16	...	...	...	...	4,5	...	2,5	...	...	...	...	...	0,01Y
Hastelloy G-30	42,7	29,5	2	5,5	2,5	0,8	...	...	15	1	1	0,003	...	...	2,0 Cu
Hastelloy S	67	15,5	...	14,5	...	...	0,3	...	1	0,5	0,4	...	0,009	...	0,05 La
Haynes 230	57	22	...	2	14	...	0,3	...	...	0,5	0,4	0,1	...	...	0,02 La
Inconel 587	Bal	28,5	20	...	...	0,7	1,2	2,3	...	...	...	0,05	0,0003	0,1	...
Inconel 625	61	21,5	...	9	...	3,6	0,2	0,2	2,5	0,2	0,2	0,05	...	...	...
Inconel 718	52,5	19	...	3	...	5,1	0,5	0,9	18,5	0,2	0,2	0,04	...	...	...
Nimonic 80A	76	19,5	...	...	...	...	1,4	2,4	...	0,3	0,3	0,06	0,003	0,1	...
Nimonic 263	51	20	20	5,9	...	...	0,5	2,1	...	0,4	0,3	0,06	0,001	0	...
Nimonic PE 16	43	16,5	1	1,1	...	...	1,2	1,2	33	0,1	0,1	0,05	0,02	...	...
Pyromet 860	43	12,6	4	6	...	...	1,3	3	30	0,1	0,1	0,05	0,01	...	...
Unimet 710	55	18	15	3	1,5	...	2,5	5	...	...	...	0,07	0,02	...	...
Waspaloy	58	19,5	13,5	4,3	...	...	1,3	3	...	...	...	0,08	0,006		

Fonte: adaptada de ASM Internacional (1991)

2.2 USINAGEM

Segundo Machado *et al.* (2012), a usinagem é o processo de fabricação mais utilizado no mundo, transformando cerca de 10% da produção de metais em cavacos. Embora simples na execução, quando as condições ideais de usinagem são determinadas, é um processo complexo devido à dificuldade de prever essas condições, que devem garantir peças dentro das especificações ao menor custo. Apesar de sua imprevisibilidade, estudos detalhados desempenham um papel crucial para aprimorar o entendimento do processo e aproximar a indústria da capacidade de prever seu comportamento com maior precisão. Nos processos

convencionais de usinagem podemos citar: torneamento, fresamento, furação, aplainamento, mandrilamento, serramento, brochamento, roscamento, retificação etc.

A usinagem a seco (sem fluido de usinagem) e a usinagem com fluido de usinagem apresentam vantagens e desafios distintos. A usinagem a seco, embora desafiadora devido às altas temperaturas geradas na interface ferramenta-peça, apresenta um impacto ambiental e econômico significativamente positivo ao eliminar a necessidade de fluidos de usinagem, apesar da maior dificuldade em controlar o calor e o desgaste da ferramenta em comparação à usinagem com fluido lubrificante-refrigerante, que oferece melhor controle térmico e maior vida da ferramenta, a usinagem a seco reduz custos operacionais e contribui para processos de fabricação mais ecológicos, alinhando-se às demandas por maior sustentabilidade na indústria. A pesquisa de Thakur e Gangopadhyay (2016), destaca a viabilidade da usinagem sem fluido de corte como uma alternativa promissora, desde que sejam adotadas estratégias apropriadas para gerenciar o calor gerado e minimizar o desgaste das ferramentas.

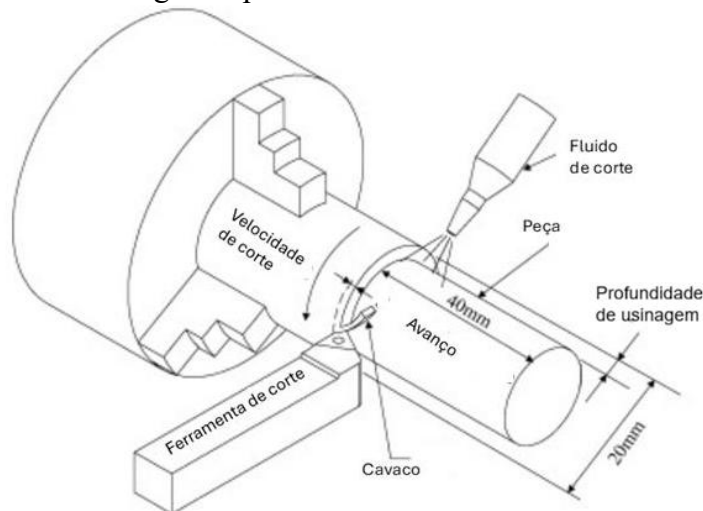
2.2.1 Processo de torneamento

Conforme Jakhar, Nayak e Sharma (2017), o torneamento é um processo de usinagem aplicado à fabricação de superfícies de revolução, sendo amplamente utilizado devido à sua capacidade de produzir peças com precisão dimensional e, quando adequadamente controlado, com elevada qualidade e eficiência produtiva. O processo envolve a rotação da peça de trabalho no torno, enquanto uma ferramenta de usinagem é deslocada ao longo do eixo de rotação para remover material indesejado, pode-se observar pela Figura 2 o processo de torneamento, incluindo todos os fatores presentes na operação. Parâmetros como avanço, velocidade de corte e profundidade de usinagem são cruciais para otimizar a usinagem e garantir a qualidade da superfície. A rugosidade da superfície, circularidade e precisão dimensional da peça, fatores que indicam a qualidade do produto, é influenciada por diversos fatores, incluindo os parâmetros de usinagem, material da peça e da ferramenta, rigidez do sistema, e o tipo de refrigerante utilizado. A seleção adequada desses parâmetros resulta em melhores propriedades mecânicas, maior resistência ao desgaste e desempenho aprimorado das peças, além de garantir um acabamento da superfície da peça satisfatório.

De acordo com Machado *et al.* (2012) as operações no processo de torneamento podem ser: torneamento cilíndrico (externo e interno), torneamento cônico (interno e externo), faceamento, perfilamento, sangramento e recartilhamento. Segundo Tzeng, *et al.* (2009), com

a introdução de tornos CNC e ferramentas avançadas, o processo se moderniza, oferecendo maior precisão e produtividade.

Figura 2 processos de torneamento.



Fonte: adaptado de Tzeng, et al. (2009).

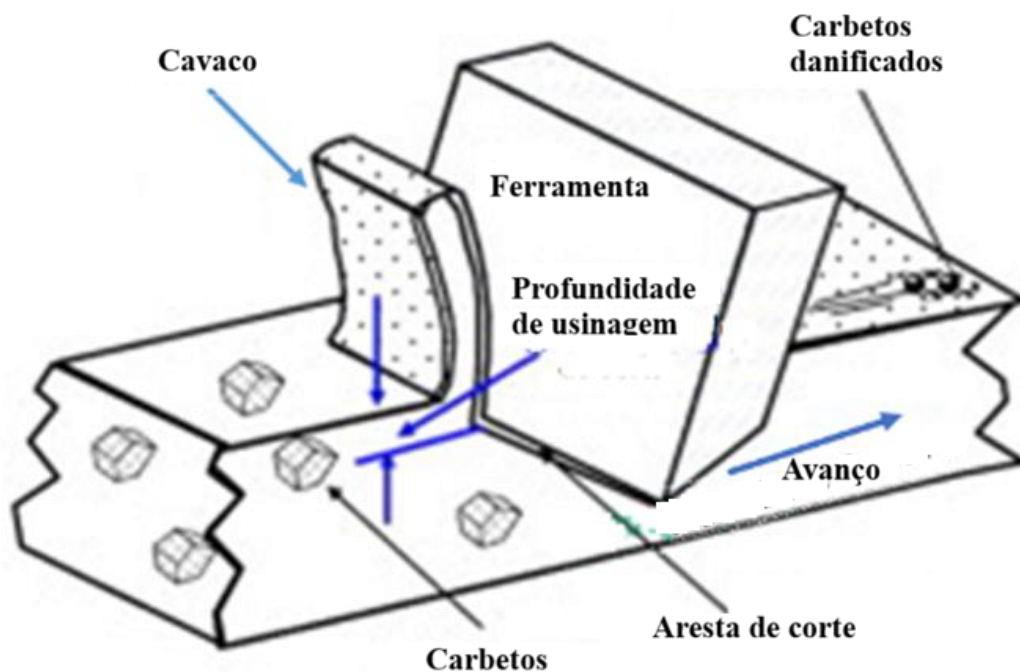
2.2.2 Usinagem de superligas

De acordo com Sen *et al.* (2023), as superligas apresentam elevada resistência a altas temperaturas, estabilidade química e resistência à abrasão, preservando suas propriedades mesmo em condições severas de operação. Contudo essas características resultam em um índice de usinabilidade significativamente reduzido, o que as classificam frequentemente como materiais de difícil usinagem. Na usinagem dessas ligas uma potência maior da máquina é solicitada, por ser um material muito resistente à usinagem, resultando em uma maior geração de calor na zona de usinagem, uma vez que esses materiais possuem baixa condutividade térmica, dificulta a remoção eficiente do calor pelos cavacos. Como consequência, a temperatura aumenta tanto na peça quanto no lado da ferramenta.

Segundo Donachie, Donachie (2002), usinagem de superligas em comparação com usinagem de aços comuns, resulta em custo mais elevados devido, principalmente, ao uso de velocidades de usinagem mais baixas, que representam apenas 5 a 10% das utilizadas nos aços. Além disso, não apenas os custos e as dificuldades relacionadas à usinabilidade são relevantes ao trabalhar com superligas, temos que levar em consideração também as condições da superfície das peças após a usinagem, como rugosidade por exemplo, um fator preponderante em suas propriedades mecânicas, especialmente em condições cíclicas.

As ligas de alta resistência apresentam características que dificultam a usinagem, como elevado custo (Ezugwu *et al.*, 1998; Donachie, 2002; Tandekar *et al.*, 2024). Entre essas propriedades destacam-se a manutenção da resistência em altas temperaturas, a elevada resistência ao cisalhamento dinâmico e a presença de carbeto duros na microestrutura, que tornam as superligas abrasivas e intensificam o desgaste por abrasão. Durante a usinagem, essas ligas sofrem endurecimento por deformação, o que favorece o desgaste por entalhe na ponta da ferramenta. Sua baixa condutividade térmica contribui para o aumento da temperatura na interface de usinagem, reduzindo a vida da ferramenta. Além disso, geram cavacos longos que dificultam o processo e intensificam o desgaste de cratera. A adesão do material à ferramenta também é frequente, ocasionando entalhes e lascamentos severos. Na Figura 3, são apresentados os efeitos dos carbeto presentes na microestrutura das superligas.

Figura 3 – Efeito dos carbeto presentes na microestrutura das superligas



Fonte: Adaptado de Ulutan, Ozel (2011)

Devido as superligas possuírem uma condutividade térmica baixa em relação aos outros aços não possibilitando dissipar o calor pelo cavaco no processo de usinagem, entre a peça e a ferramenta favorecendo a afinidade química entre a peça e a ferramenta. Segundo Thakur e Gangopadhyay (2016), um fator importante a ser considerado na usinagem de superligas é a afinidade química entre o material da peça e o da ferramenta, a qual favorece o desgaste da ferramenta. Nessas condições, ocorre a adesão de material à aresta de corte, levando

à formação de aresta postiça de corte. As características de desgaste da ferramenta são um fator crucial na usinagem de superligas. O estudo do desgaste das ferramentas tem sido amplamente abordado em pesquisas ao longo do tempo, devido à sua importância para a qualidade do produto, incluindo a rugosidade da superfície da peça, que impacta o desempenho do equipamento, além de influenciar o consumo de energia e custo.

Segundo Bijanzad *et al.* (2022), a ferramenta de usinagem para usinagem das superligas deve ter características específicas como dureza a quente, tenacidade, estabilidade química e uma boa resistência ao desgaste do material da peça. Assim sendo, a escolha da ferramenta apropriada e a importância da vida da ferramenta resultam em uma usinagem economicamente viável e com uma melhor qualidade da superfície. Pimenov *et al.* (2024), destacam os seguintes materiais para ferramentas utilizadas na usinagem de superligas, tais como metal duro (com ou sem revestimento), cermets à base de carbeto de titânio, cerâmicas, diamante policristalino (PCD) e nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN).

Günay *et al.* (2020), investigaram a eficiência de uma ferramenta de metal duro revestido disponível comercialmente no torneamento da superliga Nimonic 80A. Foram utilizados valores de usinagem com velocidades de 45; 60 e 75 m/min, mantendo-se o avanço e a profundidade de usinagem constantes em 0,1 mm/rev. e 1,0 mm, respectivamente. O experimento foi realizado sob diferentes condições atmosféricas, incluindo ar, ar refrigerado e MQF (Mínima Quantidade de Fluido). Os resultados mostraram que a combinação de MQF com uma velocidade de corte de 60 m/min. ofereceu o melhor desempenho em termos de remoção de material e desgaste de flanco, enquanto a menor vida da ferramenta foi observada com a velocidade de corte de 75m/min em ambiente de usinagem sem fluido de corte.

Yağmur (2021), desenvolveu um estudo no processo de torneamento da superliga à base de níquel, Inconel 625, utilizando uma ferramenta de metal duro com revestimento MT-TiCN-Al₂O₃-TiN. A pesquisa foi desenvolvida para determinar, a vida da ferramenta, o desgaste da ferramenta, a rugosidade da superfície (Ra), as forças de corte (Fc) e a temperatura da zona de usinagem (t). Os experimentos foram realizados sob três condições de usinagem diferentes: métodos de resfriamento a seco, lubrificação por quantidade mínima (MQL) e vórtice. Três taxas de avanço (0,08; 0,1 e 0,12 mm/rev) e três velocidades de usinagem (60; 80 e 100 m/min) foram usadas. Os testes de desgaste da ferramenta foram conduzidos em velocidade de corte e taxa de avanço médias (80 m/min e 0,1 mm/rev respectivamente). Conclui-se que um dos fatores mais importantes para a vida da ferramenta é a temperatura que ocorre durante a usinagem. O aumento da temperatura de usinagem afeta a vida da ferramenta e compromete significativamente a qualidade e a integridade da superfície.

Em outro estudo, Korkmaz *et al.* (2020), investigaram a usinabilidade da superliga Nimonic 80A com base nas forças de usinagem, por meio de experimentos de torneamento e simulações via método dos elementos finitos (MEF), utilizando uma ferramenta comercial de carbeto revestido. Nesse contexto, parâmetros como forças de usinagem, temperatura e tensões na ferramenta podem ser previstos por simulações baseadas em MEF, especialmente em materiais de difícil usinagem.

O estudo considerou três parâmetros em três níveis: velocidade de corte (45, 60 e 75 m/min), avanço (0,1; 0,2 e 0,3 mm/rev.) e profundidade de usinagem (0,5; 1,0 e 1,5 mm). Os resultados indicaram que as forças associadas ao avanço e à profundidade de usinagem aumentam com a elevação desses parâmetros, enquanto tendem a diminuir com o incremento da velocidade de corte.

Kondo *et al.* (2019a) realizaram um estudo sobre o uso de uma ferramenta de metal duro revestida com Ti-Al-Si-N através do método de deposição física de vapor (PVD) no processo de torneamento da superliga de níquel VAT 32[®]. O experimento foi conduzido utilizando um arranjo ortogonal Taguchi L8, com a velocidade de corte variando em três níveis: 80, 90 e 110 m/min; o avanço em dois níveis: 0,25 e 0,40 mm/rev; a profundidade de usinagem em dois níveis: 0,15 e 0,25 mm; e dois tipos de resfriamento, à seco e abundante. Foi observado que, para as velocidades de usinagem de 80 e 90 m/min, ocorreu adesão de material na aresta de usinagem da ferramenta, levando à formação de uma aresta postiça de corte. Por outro lado, na maior velocidade de corte, 110 m/min, não houve a formação da aresta postiça de corte na ferramenta. O desgaste de flanco foi causado pela abrasão na interface entre a peça e a ferramenta. O fluido de usinagem teve um impacto positivo na potência de usinagem, reduzindo a potência necessária para o processo de usinagem, porém teve um efeito negativo no desgaste do flanco da ferramenta.

O setor de usinagem de materiais difíceis de usinar está empregando uma variedade de ferramentas de usinagem com diversas características. Devido a ótimo custo e desempenho, os metais duros são os materiais de ferramentas mais usados atualmente para usinagem de superligas à base de Ni, porém as velocidades de corte para a usinagem está entre 10 e 30m/min, com velocidades mais altas haverá perda das características de usinagem dessas ferramentas. As ferramentas de cerâmica têm uma vantagem sobre as ferramentas de metal duro porque podem usinar com velocidades superiores a 200 m/min (Seleznnev *et al.* 2021). Segundo Chavan *et al.* (2019), as ferramentas de material cerâmico são muito indicadas para o processo de usinagem de ligas de níquel, já que possuem maior dureza, resistência à abrasão e menor afinidade química se comparadas às ferramentas feitas de metal duro.

Em sua pesquisa, Chavan *et al.* (2019), analisaram o desempenho de uma ferramenta cerâmica composta por $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ no processo de torneamento da superliga Nimonic 80A. Foram testados quatro níveis de velocidade de corte: 100; 200; 300 e 400 m/min; quatro níveis de avanço: 0,12; 0,15; 0,18 e 0,22 mm/rev e três níveis de profundidade de usinagem: 0,75; 0,90 e 1,10 mm. Os resultados indicaram que ao usar velocidades de corte inferiores a 250 m/min, há uma maior probabilidade de adesão de material na aresta de corte, levando à formação de aresta postiça de corte. Isso resulta em uma redução na vida da ferramenta e uma baixa qualidade no acabamento da peça. Diante disso, os pesquisadores recomendam a combinação de valores moderados de avanço e profundidade de usinagem, juntamente com altas velocidades de corte, sem a necessidade de fluido refrigerante, para garantir uma vida da ferramenta satisfatória e uma melhor qualidade na superfície das peças usinadas.

Ainda de acordo com Chavan *et al.* (2019), a usinabilidade de ligas da família Inconel como Inconel 600, 617, 625 e 718 tem sido estudada por muitos pesquisadores. Apesar de ter propriedades superiores e inúmeras aplicações, os aspectos de usinabilidade do Nimonic 80A são pouco estudados.

De acordo com Yu *et al.* (2021), ferramentas cerâmicas surgiram em situações de desgaste severo de ferramentas, devido as suas propriedades como, resistência às altas temperaturas mantendo um bom desempenho de usinagem em temperaturas extremamente altas. Atualmente, é o material ideal para usinagem de superligas à base de níquel. Além disso, as notáveis características físicas e químicas das ferramentas cerâmicas possibilitam sua aplicação em condições extremas com velocidades de corte mais elevadas do que as ferramentas convencionais. É importante ressaltar que maiores velocidades de corte resultam em uma maior eficiência e produtividade no processo de usinagem. Segundo Li *et al.* (2021), as ferramentas feitas de cerâmica são ideais para usinar materiais considerados difíceis de serem usinados, como ligas de titânio e aços endurecidos, devido às suas excepcionais características.

2.3 SUPERLIGAS À BASE DE NIQUEL

Segundo Dodaran *et al.* (2020), essas ligas compreendem uma fase de matriz γ (CFC), reforçada por precipitados coerentes γ' (tipo A_3B de uma estrutura L1_2 ordenada, por exemplo, Ni_3Al) ou γ'' (um tetragonal ordenado de corpo centrado).

O níquel se destaca como base de liga por sua alta estabilidade na fase cúbica de face centrada (CFC) (*Handbook ASM International*, 1991, p. 2302). Além disso, sua microestrutura pode conter diversas fases, importantes para o desempenho dessas ligas.

- A matriz gama (γ) é a fase contínua fundamental nas ligas à base de níquel, com estrutura cúbica de face centrada (CFC). Composta por níquel em solução sólida, contém elementos como cobalto, ferro, cromo, molibdênio e tungstênio, que melhoram a resistência mecânica, térmica e à corrosão. Presente em todas as ligas à base de níquel, a matriz γ é essencial para o endurecimento por solução sólida e precipitação, garantindo alto desempenho em condições extremas.

- Matriz gama, γ' , formada pela precipitação de $\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$ com estrutura CFC, interligando com a matriz gama γ' austenítica. Elementos como nióbio, tântalo e cromo também participam dessa fase, para garantir resistência à fluência e altas temperaturas, sendo fundamental em aplicações de alto desempenho.

- Matriz gama, γ'' , onde o níquel e o nióbio se combinam na presença de ferro para formar Ni_3Nb , que é coerente com a matriz gama, embora inclua grandes cepas de incompatibilidade da ordem de 2,9%, esta fase fornece resistência muito alta em níveis baixos a intermediários de temperaturas, mas é instável em temperaturas acima de cerca de 650 °C (1200 °F). Este precipitado é encontrado em ligas de níquel-ferro.

- Contorno de grão γ' : presença de um filme de γ' ao longo dos limites de grão, característico das ligas de alta resistência utilizadas em aplicações de superligas, produzido pelo tratamento térmico e exposição ao serviço. Acredita-se que este filme melhore as propriedades de ruptura dos carbetos, nos quais o carbono adicionado em quantidades de cerca de 0,02 a 0,2% em peso se combina com elementos, como titânio, tântalo, háfnio e nióbio, para formar carbetos metálicos (MC). Durante o tratamento térmico e a exposição em serviço, os carbetos MC tendem a se decompor, originando outros tipos de carbetos, como M_{23}C_6 e/ou M_6C , que geralmente se precipitam nos limites dos grãos. Carbetos em ligas nominalmente de solução sólida podem se formar após exposições prolongadas de serviço.

- Boretos, uma densidade relativamente baixa de partículas de boreto formadas quando o boro segrega nos limites dos grãos

- Fases do tipo topologicamente compactadas (TCP), que são fases semelhantes às placas ou agulhas, que podem se formar em algumas composições e sob certas condições. Estes causam redução na resistência à ruptura e ductilidade. A probabilidade de sua presença aumenta à medida que a segregação de solutos do lingote aumenta.

2.3.1 Superligas NIMONIC 80A

A superliga NIMONIC 80A é um liga produzida pela indústria *Special metals Corporation*, com nome comercial UNS N07080/W. Segundo Korkmaz *et al.* (2019), as superligas NIMONIC 80A pertencem ao grupo das superligas à base de níquel e tem propriedades mecânicas para serem utilizadas na fabricação de peças que irão trabalhar em temperaturas elevadas comumente usadas em motores a jato e turbinas a gás devido à sua alta resistência à fluência, resistência a oxidação e forte resistência à corrosão em alta temperatura.

A sua composição, principalmente por níquel, mínimo de 65% de níquel, 20% de cromo, com pequenas quantidades de carbono, cobalto e ferro, além dos principais elementos de liga, alumínio, 1% a 1,8%, e titânio, 1,8% a 2,7%. Sua designação é NiCr20TiAl, W.Nr. 2.4952, 2.4631 conforme DIN 17742. Foi desenvolvida para ser utilizada em temperaturas de até 815 °C, para componentes submetidos a altas cargas na faixa de temperatura de 600 –750 °C.

De acordo com Sunulahpašić *et al.* (2012), superliga à base de níquel NIMONIC 80A é uma liga com vários componentes em sua composição que adquire uma estrutura microscópica adequada e resistência através do endurecimento por precipitação em temperaturas elevadas, esse endurecimento por precipitação é alcançado pela formação de fases Ni₃ Al, Ti, além disso, a adição de Co contribui para um aumento adicional da resistência em temperaturas elevadas. Os elementos Al, Ti e Co foram os principais responsáveis pelas propriedades mecânicas da superliga NIMONIC 80A.

Segundo Korkmaz *et al.* (2019), a característica comum de todos esses materiais (“austeníticos”) é que eles apresentam uma estrutura cristalina cúbica de face centrada.

De acordo com o site *Special metals Corporation*, as propriedades físicas e térmicas podem ser visualizadas no Quadro 6.

Quadro 6 – Propriedades físicas e térmicas da liga NIMONIC 80A

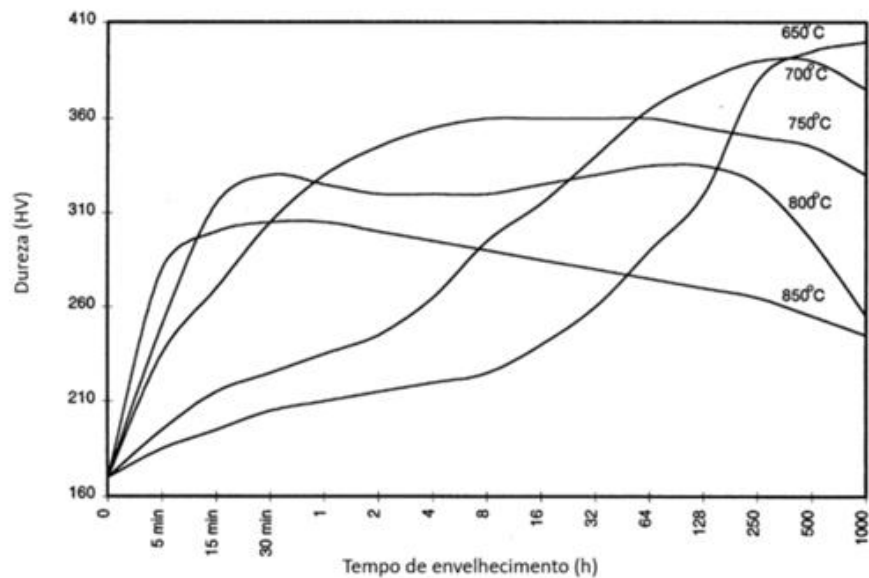
PROPRIEDADES FÍSICAS	NIMONIC 80A
Densidade	8,19 g/cm ³
Condutividade térmica à 600 °C	20,8 W/m°C
Ponto de fusão	1320 – 1365 °C
Calor específico à 600 °C	599 J/kg x °C

Fonte: adaptado de *Special metals Corporation* (2004)

Segundo Ezugwu *et al.* (1999), os tratamentos térmicos, recozimento, solubilização e envelhecimento/precipitação por envelhecimento contribuem para a melhoria das propriedades exigidas das ligas à base de níquel.

O objetivo do tratamento de envelhecimento é precipitar as fases de endurecimento de uma forma que desenvolva as propriedades mecânicas exigidas, pode-se observar pela Figura 4 o efeito do tempo de envelhecimento e da temperatura na dureza nesta liga.

Figura 4 – Efeito do tempo de envelhecimento e da temperatura na dureza da liga à base de Ni (Nimonic 80A).



Fonte: adaptada de Ezugwu *et al.* (1998)

2.3.2 Superliga VAT 80A[®]

A liga de níquel VAT 80A[®] é o nome comercial da superliga NIMONIC 80A produzida em larga escala pela companhia Villares metals de acordo com a composição química da liga NIMONIC 80A. A composição química dessa liga pode ser observada no Quadro 7.

Quadro 7 – Composição química da liga VAT 80A[®]

C %	Si %	Mn %	Cr %	Ni %	Fe %	Cu %	Ti %	Al %	Outros %
0,05	—	—	19,00	Rest.	2,00	—	2,25	1,40	—

Fonte: Villares Metals (2024)

Esta liga está de acordo com as seguintes normas técnicas internacionais:

- ABNT | ASTM | SAE | AISI: B637 e UNS N07080
- DIN / WNr: 17742 e 2.4952

Essas classificações garantem a conformidade com os padrões de qualidade, composição e desempenho exigidos para aplicações em alto desempenho. Esta liga se destaca por sua excelente resistência à fluência em temperaturas de até 760°C, além de possuir alta resistência mecânica, suportando fadiga e oxidação em altas temperaturas. Suas destacadas propriedades mecânicas e térmicas tornam-na ideal para aplicações em componentes submetidos a altas temperaturas, como válvulas de motores a combustão interna, parafusos e moldes industriais Villares Metals (2024).

As propriedades mecânicas da superliga VAT 80A[®] podem ser observadas no Quadro 8 de acordo com Farina *et al.* (2013).

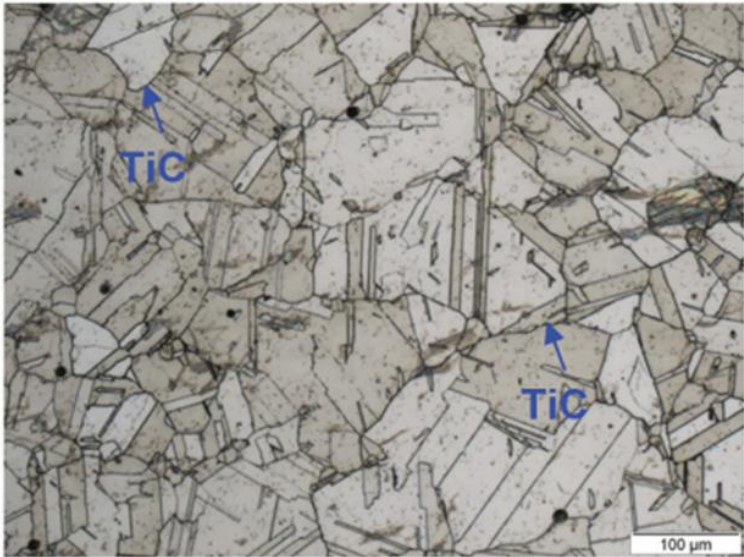
Quadro 8 – Propriedades mecânicas da superliga VAT 80A[®]

PROPRIEDADES MECÂNICAS	VAT 80A [®]
Limite de escoamento em 800 °C	591 MPa
Resistência à fadiga a 750°C. Carga para 100 milhões de ciclos (10 ⁸)	378 MPa
Ruptura sob tensão: Tempo para ruptura a 800°C e carga de 100 MPa	1100 h
Dureza à Quente: Dureza Vickers 10 kg em 760°C	261 HV

Fonte: adaptada de Farina *et al.* (2013).

A caracterização metalográfica por microscopia óptica da amostra da liga VAT 80A[®] com ataque do reagente glicerégia na liga sendo solubilizada a 1.120°C por 30 min (ar) e envelhecida a 700°C por 16 h, destacando os carbetos de titânio nos contornos de grãos, pode ser observada pela Figura 5

Figura 5 – Caracterização metalográfica por microscopia óptica da amostra da liga VAT 80A[®] com ataque do reagente glicerégia da liga sendo solubilizada a 1.120°C por 30 min (ar) e envelhecida a 700°C por 16 h



Fonte: Farina *et al.* (2013)

2.4 ANÁLISE DOS PARÂMETROS DE USINAGEM

Segundo Lauro *et al.* (2014), durante a usinagem do material, vários fenômenos são observados nesse processo. Tais fenômenos podem impactar a produção, reduzindo a qualidade e precisão, ou aumentando os custos (incluindo ferramentas, materiais e tempo). Portanto, compreender tais fenômenos é determinante não só para otimizar a produção, mas também para garantir a segurança dos trabalhadores. Uma forma simples de identificar esses fenômenos é através do monitoramento dos processos de usinagem, como a medição da força de usinagem, temperatura e vibração. Os dados obtidos podem conter informações relevantes sobre a vida das ferramentas, a qualidade da usinagem e possíveis defeitos na peça. Neste contexto é necessário selecionar e definir diferentes técnicas que podem ser empregadas no monitoramento dos processos de usinagem e técnicas para aquisição e processamento dos dados provenientes do monitoramento dos processos. O monitoramento dos processos de usinagem pode trazer benefícios em termos de economia e eficiência, pois auxilia na detecção do desgaste da ferramenta, no acabamento da superfície da peça, e em possíveis problemas durante o processo de usinagem de metais, os quais podem resultar em perdas e danos. O monitoramento do desgaste da ferramenta é uma tarefa complexa e variada, sendo essencial indicar o momento adequado para a substituição da ferramenta sem comprometer o acabamento da peça, a integridade da máquina e as tolerâncias das peças fabricadas.

2.4.1 Potência de usinagem

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2008), uma máquina-ferramenta gera potência para girar seu eixo árvore e executar o movimento de usinagem e para promover o movimento de avanço.

Assim, compreender os esforços de usinagem no processo é essencial, pois eles influenciam diretamente nos fatores como a potência consumida pelo motor da máquina, a precisão dimensional, a temperatura do processo e o desgaste da ferramenta. Para analisar esse fenômeno, existem duas abordagens principais: a teórica e a empírica. Nesta pesquisa optou-se pela abordagem empírica, onde os esforços de usinagem são determinados a partir de coeficientes extraídos de experimentos práticos. Essa estratégia permite obter dados mais realistas e alinhados com as condições reais de usinagem, garantindo uma análise mais precisa e aplicável ao processo.

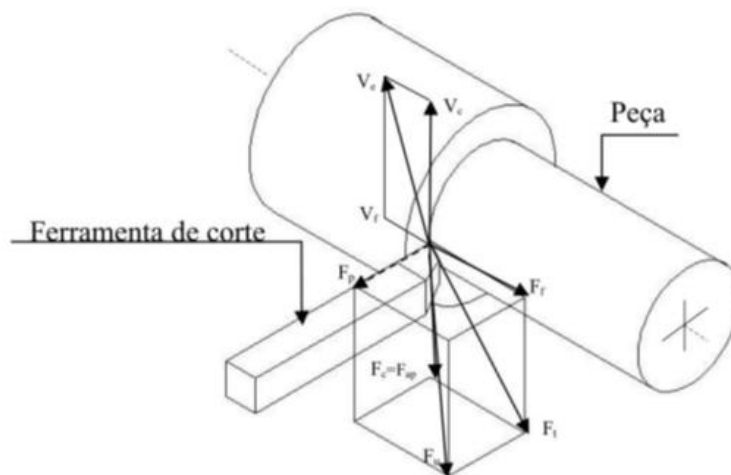
Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), os esforços de usinagem correspondem às forças geradas na interação entre a ferramenta e a peça durante o processo de corte. A resultante total de forças que age sobre a ferramenta durante essa operação é denominada força de usinagem (F_u). Com base na norma DIN 6584 / ABNT NBR 12545, a força de usinagem resultante (F_u) é decomposta em uma componente situada no plano de trabalho, denominada força ativa, e em uma componente perpendicular ao plano de trabalho, denominada força passiva ou força de profundidade (F_p).

A força ativa é decomposta nos seguintes componentes:

- Força de corte (F_c): projeção da força de usinagem (F_u) sobre a direção da usinagem;
- Força de avanço (F_f): projeção da força de usinagem (F_u) sobre a direção de avanço;
- Força de apoio (F_a): projeção da força de usinagem (F_u) sobre a direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho;
- Força efetiva de usinagem (F_e): projeção da força de usinagem (F_u) sobre a direção efetiva de usinagem.

A nomenclatura e os conceitos gerais adotados estão em conformidade com a ABNT NBR 12545. A força de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento pode ser observado pela Figura 6.

Figura 6 – Força de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento.



Fonte: Santos (2021)

A potência é calculada pelo produto da força pela velocidade. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), a potência de usinagem (P_c) e a potência de avanço (P_a) podem ser obtidas, respectivamente, pelas Equações 1 e 2.

$$P_c = \frac{F_c.V_c}{60.10^3} \text{ kW} \quad (1)$$

$$P_a = \frac{F_f.V_f}{60.10^6} \text{ kW} \quad (2)$$

De acordo com Lauro *et al.* (2014), é possível medir as forças de usinagem através de duas maneiras, medições diretas e indiretas. A medição direta é empregada quando é necessário determinar com precisão as forças em termos de magnitude e direção. Este processo envolve a colocação de uma ferramenta ou de um conjunto de ferramentas em um dinamômetro piezoelétrico, que captura as forças por meio de sinais elétricos que são proporcionais às forças aplicadas. As medições indiretas, por sua vez, consistem na determinação das forças de usinagem a partir da medição de grandezas físicas correlacionadas ao processo, tais como potência do motor, torque no eixo-árvore, corrente elétrica, vibração ou deformações estruturais da máquina-ferramenta. Nessas condições, as forças de usinagem não são medidas diretamente na interface ferramenta–cavaco, mas inferidas por meio de modelos físicos ou matemáticos, sendo os métodos indiretos adequados para o monitoramento do processo e avaliação do desempenho da máquina-ferramenta.

2.4.1.1 Medição da potência consumida

Segundo Machado *et al.* (2011), a potência em usinagem pode ser medida experimentalmente, por meio da tensão e da corrente elétrica consumida. A tensão pode ser medida através de um voltímetro na escala de tensão alternada, ligado em paralelo com o motor e a corrente pode ser medida através de um amperímetro na escala de corrente alternada, ligado em série com uma das fases que alimenta o motor. Pela dificuldade em fazer a leitura destas grandezas diretamente com estes aparelhos é utilizado um sensor de efeito Hall, que permite capturar os valores de forma mais precisa e eficiente.

De acordo com Pinheiro (2018), em sensores desse tipo, a tensão gerada é diretamente proporcional à corrente que a produziu, e a relação entre elas é denominada resistência de Hall, que depende do material utilizado. Esses dispositivos são instalados externamente aos cabos elétricos, sem a necessidade de interromper o circuito. O transdutor de corrente pode ser visualizado pela Figura 7.

Figura 7 – Transdutor de corrente baseado no efeito Hall, do tipo núcleo partido, utilizado para medição da corrente elétrica.



Fonte: LEM International SA (2019)

2.4.2 Vibração

Segundo Ståhl (2012) e Samin *et al.* (2024), a vibração na usinagem compromete a qualidade do acabamento superficial, reduz a vida da ferramenta, danifica a máquina-ferramenta e afeta a produtividade. Apesar dos avanços nas pesquisas, controlar a estabilidade da vibração durante a usinagem de metais ainda é um desafio, pois exige a definição precisa de parâmetros como avanço, profundidade e velocidade de corte ideais. As principais estratégias para identificar vibrações em processos de fabricação envolvem a análise de sinais acústicos, vibracionais e de força. Esses dados extraídos são então comparados com referências específicas de vibração ou valores de rugosidade da superfície. No entanto, em condições estáveis, onde as forças permanecem equilibradas, a vibração não se manifesta, garantindo maior precisão no processo.

De acordo com Hassui (2002), a vibração e a força de usinagem na usinagem estão diretamente ligadas, influenciando-se mutuamente ao longo do processo. Qualquer variação na vibração pode alterar a força de usinagem, assim como mudanças na força de usinagem podem intensificar ou modificar a vibração. Essa interação dinâmica entre a máquina-ferramenta e as condições de usinagem é especialmente evidente em situações específicas da usinagem. A vibração surge, principalmente, da regeneração de ondulações formadas pela interação entre a ferramenta e a superfície do material em determinadas frequências rotacionais. Além disso, ocorre o fenômeno de acoplamento de modo, no qual a peça e a ferramenta vibram simultaneamente em duas direções dentro do plano de usinagem.

De acordo com Samin *et al.* (2024), uma grande variedade de princípios de sensoriamento é usada para detectar vibração. No entanto, a transdução piezoelétrica é o tipo mais comum em detecção de vibração de operações de usinagem. Os métodos comumente utilizados para investigar e identificar vibrações envolvem o uso de acelerômetros, transdutores que medem as forças geradas durante os processos ou detectam a própria vibração através de sensores piezoelétricos. Um acelerômetro piezoelétrico, utilizado para a aquisição de sinais de vibração durante o processo de usinagem é ilustrado na Figura 8.

Figura 8 – Acelerômetro piezoelétrico



Fonte: PCB Piezotronics (2023).

No artigo de Samin *et al.* (2024) é descrito um método para identificar vibrações em operações de baixa velocidade de corte, baseado em medições da vibração e rugosidade na superfície da peça durante operações de torneamento. O estudo considera três parâmetros de usinagem: avanço, profundidade de usinagem e velocidade de corte. A pesquisa mostrou que a vibração da ferramenta prejudica a qualidade da superfície usinada, aumentando a rugosidade. A vibração foi medida com um acelerômetro, e a rugosidade, com um rugosímetro. Os resultados indicaram uma relação direta entre a vibração e a rugosidade, especialmente na detecção de trepidação. Além de comprometer o acabamento, a vibração reduz a vida da ferramenta e a produtividade do processo.

2.4.3 Emissão acústica (EA)

De acordo com Guo e Ammula (2005) e Kishawy *et al.* (2018), a emissão acústica (EA) é uma grandeza física associada às ondas mecânicas sonoras que se propagam em sólidos, geradas pela liberação instantânea de energia devido a mudanças no estado de tensão interna

do material, essa característica faz da EA um recurso para monitorar e otimizar processos de usinagem, fornecendo informações em tempo real sobre o comportamento do material durante a operação.

De acordo com Kishawy *et al.* (2018) e Liu *et al.* (2024), os fenômenos de EA na usinagem possuem uma natureza dinâmica, refletindo diferentes mecanismos que ocorrem simultaneamente. A deformação plástica, o atrito entre os cavacos e a peça de trabalho e o desgaste da ferramenta geram sinais de EA com padrões definidos, permitindo a identificação de pequenas variações no processo, tornando sua análise uma ferramenta essencial para compreender e otimizar os processos de usinagem. Portanto, monitorar esses fenômenos é crucial, pois pode fornecer uma boa caracterização do processo para otimizar a produção.

De acordo com Alzugaray-Franz *et al.* (2024), existem quatro fontes principais de emissão acústica que são geralmente reconhecidas em operações de usinagem convencionais, três dessas fontes estão relacionadas à interação entre a aresta de usinagem da ferramenta e a peça nos planos de usinagem, chanfro e usinagem lateral, enquanto a quarta fonte está relacionada à quebra de cavacos e colisões.

Segundo Hassui (2002), a frequência é um fator fundamental na caracterização da emissão acústica (EA), pois define esse fenômeno. Durante o processo de usinagem, essa frequência pode variar significativamente, geralmente situando-se na faixa de quilohertz (kHz) a megahertz (MHz), dependendo de diversos parâmetros do processo. Embora a literatura não estabeleça um intervalo exato para a EA, estudos indicam que os sinais normalmente variam entre 15 kHz e 1200 kHz. Essa faixa de frequência torna a emissão acústica menos suscetível a interferências e ruídos externos, como aqueles provenientes de rolamentos, vibrações da máquina, variações na tensão da rede elétrica, entre outros fatores.

Um parâmetro predominante estudado em pesquisas usando emissão acústica é o valor quadrático médio RMS (*root mean square*). Também conhecido como valor eficaz, é uma medida estatística da magnitude de uma quantidade variável de sinal de emissão acústica calculada pela média aritmética do quadrado dos valores puros de emissão acústica, conforme equação 3 (Euzebio *apud* Kondo; Marcel 2018 p. 34)

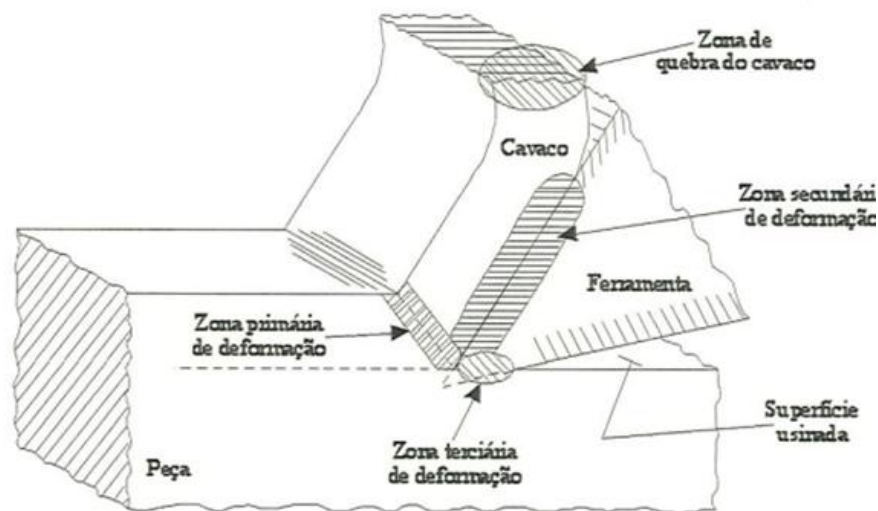
$$EA_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} EA^2(t) dt} \quad (3)$$

Na qual EA_{RMS} é o valor médio quadrático de emissão acústica, Δt o tempo de integração e $(EA)^2$ são o sinal puro de emissão acústica.

Segundo Silva (1999), Joseph Kaiser realizou, na década de 1950, na Universidade de Munique, os primeiros estudos relacionados à emissão acústica (EA). Em suas investigações, o autor mediu os sinais acústicos gerados durante a deformação de materiais e verificou que esse fenômeno está associado a processos irreversíveis. Posteriormente, esse comportamento passou a ser conhecido como efeito Kaiser, no qual não há emissão de sinais durante o recarregamento do material até que o nível de tensão previamente aplicado seja superado.

Ainda de acordo com Silva (1999), as principais fontes de geração de emissão acústica, ilustradas na Figura 9, estão associadas às diferentes zonas de deformação no processo de usinagem: a zona primária de deformação (zona de cisalhamento), a zona secundária de deformação (interface ferramenta–cavaco) e a zona terciária (região de atrito entre o flanco da ferramenta e a superfície usinada). Além dessas, existem fontes secundárias de emissão acústica, como a quebra do cavaco, o enrolamento de cavacos contínuos na face da ferramenta ou na peça, bem como o lascamento ou a fratura da ferramenta.

Figura 9 – Principais fonte de geração de EA



Fonte: Silva 1999

Silva (1999), explica que a emissão acústica (EA) corresponde às ondas geradas pelo material quando este sofre algum tipo de esforço, enquanto o sinal de emissão acústica é o resultado elétrico produzido pelo sensor ao captar essas ondas. O sensor piezoelétrico é o dispositivo mais utilizado para essa função, pois transforma as vibrações mecânicas em sinais elétricos, permitindo identificar e monitorar, em tempo real, as mudanças que ocorrem dentro do material durante processos como a usinagem. De forma complementar, Guo e Ammula (2005) destacam que essa técnica, considerada um método não destrutivo, é baseada justamente

na detecção e conversão dessas ondas de alta frequência, possibilitando diagnósticos precisos sobre a integridade e o comportamento do material.

Kishawy *et al.* (2018) concluíram que o uso de sensores de emissão acústica no monitoramento de processos de usinagem constitui uma técnica eficaz para detecção e acompanhamento em tempo real, uma vez que sua sensibilidade e confiabilidade permitem a obtenção de resultados relevantes na análise de diferentes características do processo, como desgaste da ferramenta e condições de corte. Além disso, a aplicação dessa técnica possibilita a identificação precoce de falhas e a otimização dos parâmetros de usinagem, contribuindo para a melhoria da eficiência e da qualidade do processo produtivo. Um sensor piezoelétrico de emissão acústica, empregado na aquisição de sinais durante o processo de usinagem é mostrado na figura 10.

Figura 10 – Sensor de emissão acústica piezoelétrico.



Fonte: Physical Acoustics Corporation (2023).

2.4.4 Rugosidade

Segundo Benardos e Vosniakos (2003), a rugosidade superficial é um parâmetro amplamente utilizado para avaliar a qualidade dos produtos, sendo frequentemente especificada como requisito técnico em peças mecânicas. Nesse contexto, alcançar a qualidade da superfície desejada é fundamental para assegurar o desempenho funcional da peça. Fatores como marcas de avanço, aresta postiça de corte e desgaste da ferramenta influenciam diretamente nos valores de rugosidade obtidos.

De acordo com Machado *et al.* (2011), a condição final da superfície resulta de um processo complexo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibrações, tensões residuais e, por vezes, reações químicas, os quais influenciam de

maneira distinta a rugosidade da peça, determinando, assim, sua qualidade funcional, desempenho em serviço e durabilidade em aplicações industriais. Esses fenômenos atuam simultaneamente, sendo sua intensidade dependente das condições de usinagem e das propriedades do material usinado. Contudo, a caracterização da integridade superficial não pode ser definida apenas em termos de uma dimensão, tampouco se limita à textura da superfície ou à sua forma geométrica. A integridade da superfície abrange também aspectos metalúrgicos e mecânicos, como endurecimento, microtrincas e modificações estruturais. A classificação das possíveis alterações que podem ocorrer em superfícies usinadas está representada no Quadro 9, servindo como referência para a análise dos efeitos provocados pelo processo de usinagem.

Quadro 9 – Classificação da integridade superficial de peças usinadas.

Integridade superficial	Acabamento	Ondulações	
		Falhas	
		Rugosidade	
	Alterações subsuperficiais	Fatores mecânicos	Deformação plástica
			Rebarbas
			Alteração de microdureza
			Micro ou macrotrincas
			Tensões residuais
		Fatores metalúrgicos	Recristalização
			Transformações metalúrgicas

Fonte: Adaptado de Machado *et al.* (2011).

De acordo com Machado *et al.* (2011), a rugosidade é influenciada por uma ampla gama de fatores e pode ser mensurada através de diversos critérios, os quais podem ser classificados em: parâmetros de amplitude, determinados por alturas dos picos, profundidades dos vales ou pelos dois, sem considerar o espaçamento entre as irregularidades ao longo da superfície; parâmetros de espaço, determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície; parâmetros híbridos, determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e espaço. No Quadro 10, pode-se observar, conforme a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), os parâmetros de rugosidade Ra, Rt e Rz, utilizados para quantificar a rugosidade de uma peça usinada.

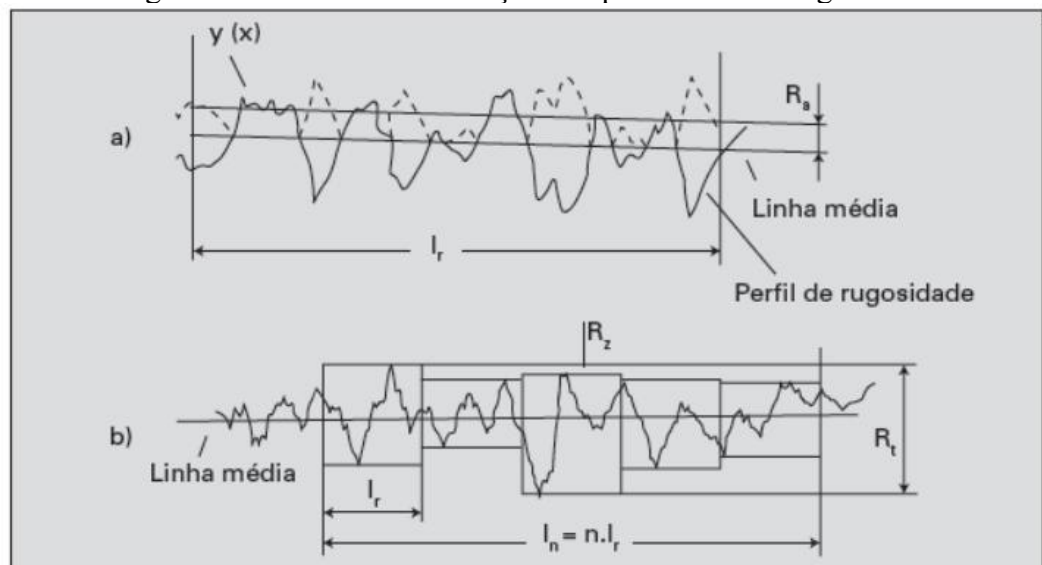
Quadro 10 – Parâmetros de rugosidade na quantificação de uma peça usinada

Símbolo	Nome	Definição
Ra	Desvio aritmético médio	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem
Rt	Altura total do perfil	Altura do perfil correspondente à distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo dentro do comprimento de avaliação.
Rz	Altura máxima do perfil	Média das alturas máximas do perfil, sendo cada altura máxima definida como a soma da altura do pico mais alto e da profundidade do vale mais profundo dentro de cada comprimento de amostragem, ao longo do comprimento de avaliação.

Fonte: Adaptado de ABNT NBR ISO 4287 (2002).

Na Figura 11 estão esquematizados os métodos de medição dos parâmetros de rugosidade Ra, Rt e Rz.

Figura 11 – Métodos de medição dos parâmetros de rugosidade



Fonte: Adaptado de Machado *et al.* (2011).

Segundo Kondo (2018), o parâmetro Ra é o mais usado no controle de processos de usinagem, mas, por ser uma média aritmética, é pouco sensível a defeitos, podendo levar a decisões equivocadas. Para contornar essa limitação, utiliza-se conjuntamente o parâmetro Rt, que considera a distância máxima entre picos e vales, sendo mais afetado por irregularidades na superfície. A rugosidade também depende do comprimento de amostra (l_r), ou *cut-off*, vinculado à faixa de Ra, conforme a norma ISO 4288:1996. Essa norma estabelece os critérios para avaliação da textura superficial. No Brasil, as normas equivalentes são as ABNT NBR ISO

4287 (2002) e 4288 (2008), que associam o valor de *cut-off* à distância entre sulcos (RSm), demonstrado no Quadro 11.

Quadro 11 – Comprimentos de amostragem de rugosidade para medições de parâmetros R de perfis periódicos.

RSm (mm)	Comprimento de amostragem $l_r [cut-off](mm)$	Comprimento de avaliação de rugosidade l_n (mm)
$0,013 < RSm \leq 0,04$	0,08	0,4
$0,04 < RSm \leq 0,13$	0,25	1,25
$0,13 < RSm \leq 0,4$	0,8	4
$0,4 < RSm \leq 1,3$	2,5	12,5
$1,3 < RSm \leq 4$	8	40

Fonte: Adaptado da ISO 4288 (2008).

De acordo com Machado *et al.* (2011), os parâmetros de Ra e Rt podem ser calculados teoricamente, o cálculo em torneamento de Ra e Rt é feito pelas equações 4 e 5 respectivamente. Estes valores são apenas indicativos,

$$Ra = \frac{f^2}{31,2 \cdot r_e} \quad (4)$$

$$Rt = \frac{f^2}{8 \cdot r_e} \quad (5)$$

No qual f é o avanço em mm/rev. e r_e é o raio de ponta da ferramenta de usinagem, em mm.

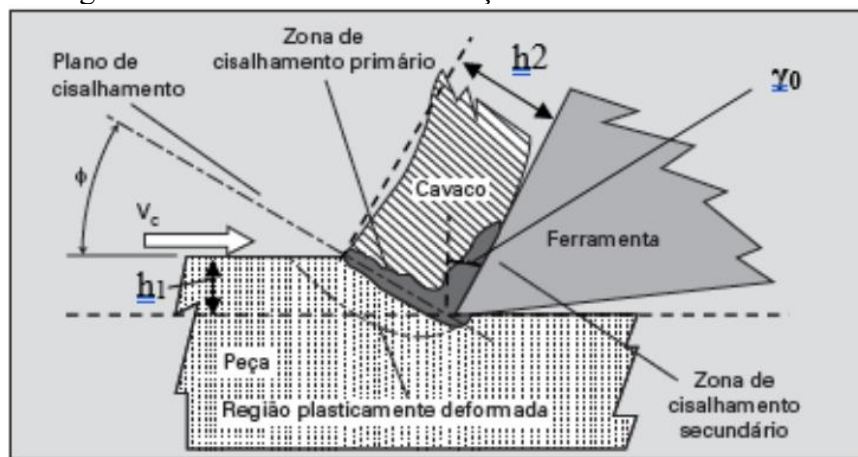
A análise das equações revela a influência do avanço e a importância da geometria da ferramenta, com o raio da aresta de usinagem sendo um fator relevante nas equações 4 e 5. Observa-se que o avanço é diretamente proporcional ao aumento de Ra e Rt, enquanto o raio da ferramenta possui uma relação inversamente proporcional com Ra e Rt.

2.5 MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACOS

De acordo com Diniz, Coppini e Marcondes (2008), a formação do cavaco exerce influência direta em diversos fatores da usinagem, como o desgaste da ferramenta, os esforços envolvidos, a geração de calor e a eficácia do fluido de corte, entre outros. Dessa forma, aspectos econômicos, a qualidade da peça, a segurança do operador e a adequada utilização da máquina-ferramenta estão diretamente relacionados ao comportamento do cavaco durante a usinagem.

Segundo Machado *et al.* (2011), o estudo do processo de formação do cavaco contribui para um melhor entendimento de todos os processos de usinagem contribuindo para a melhoria da geometria da ferramenta, como arestas de usinagem, quebra cavacos e estudos de novos materiais para ferramentas. O processo da formação do cavaco ocorre em altíssima velocidade de deformação, seguidas de ruptura do material da peça continuamente até o final da usinagem. Para um estudo mais detalhado, divide-se o processo em quatro fases: recalque inicial, em razão da penetração da cunha cortante no material da peça, uma pequena porção deste, ainda aderido à peça, é pressionada contra a superfície de saída da ferramenta; deformação e ruptura, o material pressionado passa inicialmente por deformação elástica e em seguida por deformação plástica, que aumenta progressivamente até que o estado de tensões leve à ruptura formando a zona primária de cisalhamento, ou plano de cisalhamento; deslocamento das lamelas, à medida que a ferramenta penetra na peça, ocorrerá uma ruptura parcial ou total na região de cisalhamento, influenciada pelas propriedades do material. Os valores das velocidades de avanço e de usinagem determinam, assim, as características dos cavacos, contínuos para materiais dúcteis e ruptura para materiais frágeis; saída do cavaco, a saída do cavaco acontece pelo deslizamento da porção deformada e rompida do material sobre a superfície de saída da ferramenta, resultando no desenvolvimento de uma região conhecida como zona de cisalhamento secundário. Esse processo se repete para as próximas seções de material a serem processadas. O mecanismo da formação do cavaco em metais pode ser observado pela Figura 12.

Figura 12 – Mecanismo de formação de cavacos em metais.



Fonte: Pinheiro (2018).

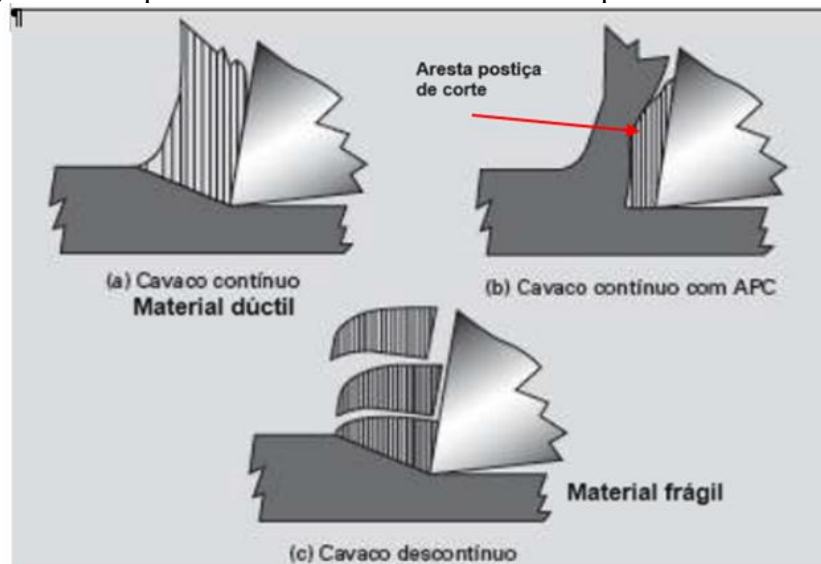
2.5.1 Classificação dos cavacos

Ferraresi (1977) define cavaco como a porção de material da peça, retirada pela ferramenta, caracterizando-se por apresentar forma geométrica irregular.

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2008), os cavacos são usualmente classificados em tipos e formas.

Tipos: cavaco contínuo, que apresenta lamelas justapostas em disposição contínua, cuja distinção não é nítida, formando-se na usinagem de materiais dúcteis, sendo favorecido por ângulos de saída elevados; cavaco de cisalhamento, que apresenta lamelas justapostas bem distintas; e cavaco de ruptura, constituído por fragmentos arrancados da peça usinada, com reduzida área de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, resultando em menor atrito nessa interface, sendo, nessas condições, associado a ângulos de saída baixos, nulos ou negativos. Quanto às formas de cavacos, segundo Machado *et al.* (2011), eles podem ter a seguinte classificação: em fita, helicoidais, em espiral, em lascas ou pedaços. Na Figura 13, são apresentados os tipos de cavacos formados durante o processo.

Figura 13 – Tipos de cavacos formados durante o processo de usinagem



Fonte adaptada Pinheiro (2018)

Segundo Machado *et al.* (2011), o material da peça é o principal fator que influencia a forma e o tipo de cavacos. Cavacos descontínuos só podem ser definidos por lascas ou pedaços. Os parâmetros de usinagem também influenciam, com o avanço sendo o mais relevante, seguido da profundidade de usinagem, que define a largura do cavaco. Profundidades pequenas tendem a gerar cavacos contínuos, o que deve ser evitado. O controle adequado dos

parâmetros permite obter cavacos desejáveis, mas o método mais eficaz é o uso de quebra-cavacos. A norma ABNT NBR ISO 3685:2017 anexo G, classifica os cavacos no torneamento, conforme ilustrado na Figura 14.

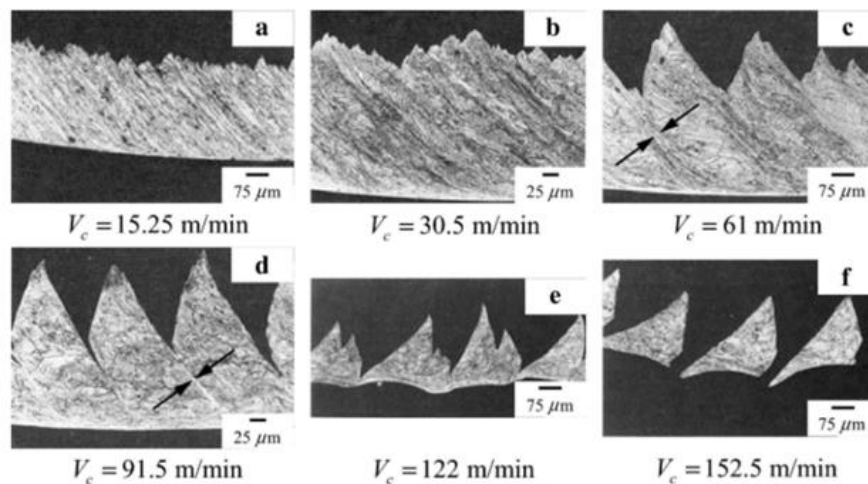
Figura 14 – Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais.

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco helicoidal tipo arruela	5- Cavaco helicoidal cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conectado		
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto		
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Fonte: ABNT/ NBR/ ISO 3685 (2017).

Rakesh e Datta (2020) e Liu *et al.* (2021) estudaram a formação do cavaco na usinagem da liga de níquel Inconel 718. Pode-se observar pela Figura 15 o formato do cavaco durante o torneamento desta liga com diferentes velocidades de usinagem. Segundo Liu et al. (2021), em velocidades de usinagem baixas, o cavaco gerado é contínuo. À medida que a velocidade de corte aumenta, ocorre uma transição no tipo de cavaco, mudando para cavaco de cisalhamento em velocidades médias e cavacos de ruptura em altas velocidades de usinagem.

Figura 15 – Formato do cavaco durante o torneamento da superliga Inconel 718



Fonte: Liu et al. (2021)

2.6 DESGASTE E AVARIAS EM FERRAMENTAS DE USINAGEM

Em processos de usinagem de metais, é importante possuir um entendimento completo acerca do desgaste da ferramenta de usinagem. Isso se torna importante, uma vez que a qualidade da superfície da peça usinada é diretamente afetada pelo desgaste da ferramenta.

Diniz, Marcondes e Coppini (2008) fazem uma diferenciação entre desgastes e avarias, sendo desgaste a perda contínua e microscópica de partículas da ferramenta devido à ação da usinagem. E as demais ocorrências são denominadas de avarias.

Considerando o princípio da dureza relativa no processo de usinagem, segundo Machado *et al.* (2011), independentemente da dureza e resistência ao desgaste das ferramentas de usinagem, assim como da resistência mecânica da peça em trabalho, é inevitável que haja desgaste na ferramenta de usinagem alterando sua geometria, ocasionando sua substituição em algum momento. Estas alterações estão relacionadas a três fenômenos pelos quais uma ferramenta de usinagem perde sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica.

2.6.1 Avarias

A avaria da ferramenta é um fenômeno que pode ocorrer de forma inesperada e instantânea, como nos casos de quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte. Esses mecanismos envolvem a perda de material, alterando a geometria de corte e ocasionando problemas no processo. Já a deformação plástica da aresta de corte constitui um mecanismo distinto de avaria, caracterizado pela deformação permanente sem remoção de material.

De acordo com Ferraresi (1977), as pequenas quebras da aresta cortante acontecem quando o material da peça apresenta incrustações duras. Particularmente isto é observado no emprego de pastilhas de materiais cerâmico e de carbeto duros, os quais são afetados às bruscas solicitações locais. Isto não ocorre frequentemente com ferramentas tenazes. A quebra da ponta ou da aresta de corte da ferramenta é desenvolvida pela ação de grandes forças de usinagem nos seguintes casos: ângulo de ponta ou ângulo de cunha pequeno, material da peça quebradiço, corte interrompido, parada instantânea do movimento de corte sem a retirada prévia da ferramenta da peça.

A trinca é um fenômeno onde ocorre a abertura de uma fenda no corpo da ferramenta, de acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2008), são provocadas pela variação de temperatura e pelos esforços mecânicos, podendo ocorrer simultaneamente na aresta de corte da ferramenta durante o processo de usinagem.

A quebra e o lascamento são formas de falha da ferramenta de corte caracterizadas por danos súbitos na aresta de usinagem, diferindo do desgaste progressivo. A quebra corresponde à fratura completa da aresta ou da ponta da ferramenta, geralmente provocada por elevadas tensões mecânicas, choques térmicos ou condições severas de corte, como usinagem interrompida e geometrias desfavoráveis. Já o lascamento consiste na remoção localizada de pequenos fragmentos da aresta de corte, resultando em microfraturas que alteram a geometria da ferramenta e comprometem a qualidade superficial da peça e a estabilidade do processo (Diniz; Marcondes; Coppini, 2008; Machado *et al.*, 2011).

A deformação plástica da ferramenta não implica remoção de material, mas provoca um deslocamento localizado na aresta de corte, alterando permanentemente sua geometria e comprometendo a precisão dimensional e a qualidade do acabamento superficial da peça. De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2008), a deformação plástica da aresta de usinagem constitui um tipo de avaria na ferramenta, gerada pela combinação entre elevadas pressões na região da ponta e altas temperaturas desenvolvidas durante a usinagem. Esse fenômeno pode dificultar o controle da forma do cavaco, prejudicar o acabamento superficial da peça e, quando intensificado, levar à quebra da aresta de corte. Para minimizá-lo, recomenda-se o emprego de ferramentas com maior dureza a quente e maior resistência à deformação plástica, além do ajuste das condições de usinagem e da geometria da ferramenta, de modo a reduzir os esforços e a temperatura no processo. Segundo Machado *et al.* (2011), a ocorrência de deformação plástica em ferramentas cerâmicas é improvável, uma vez que a elevada fragilidade desses materiais impede a formação de um campo plástico capaz de promover o deslocamento do material, resultando, em geral, em quebra ou fratura.

Na Figura 16, podem ser identificadas as avarias nas ferramentas de corte, tais como trincas térmicas (a), lascamento (b) e quebra (c). Já na Figura 17, observa-se a ocorrência de deformação plástica na aresta de usinagem durante o processo de torneamento.

Figura 16 – Avarias na ferramenta: (a) trincas térmicas, (b) lascamentos, (c) quebra.



Fonte: adaptada Sandvik, (2019)

Figura 17 – Deformação plástica da aresta de corte.



Depressão da aresta

Impressão da aresta

Fonte: Adaptado catálogo Sandvik 2020

2.6.2. Desgaste da ferramenta.

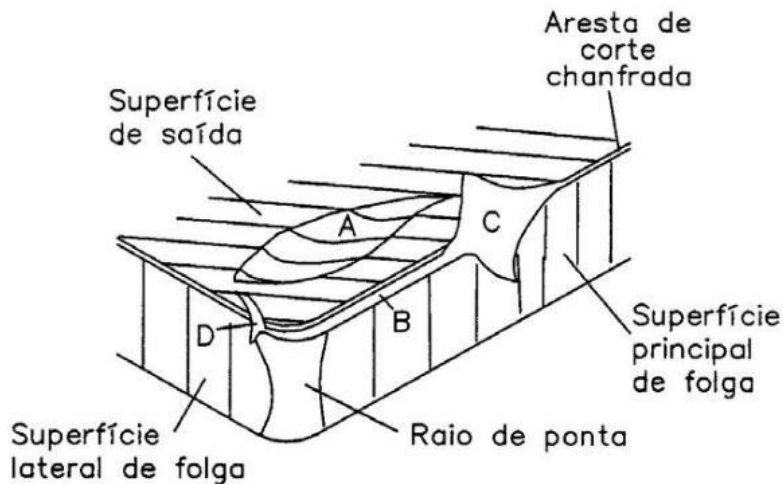
Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), Machado *et al.* (2011) e Wang *et al.* (2022), o desgaste da ferramenta de corte corresponde à perda gradual de material na interface ferramenta–cavaco–peça, resultando na alteração da geometria e na redução do desempenho da ferramenta. Esse desgaste ocorre principalmente nas superfícies de folga e de saída, sendo classificado em desgaste de cratera, de flanco e de entalhe, influenciando diretamente a rugosidade da superfície usinada. Além disso, a aresta postiça de corte (APC) consiste na adesão de material da peça à aresta de corte da ferramenta, formando uma camada de material encruado que atua temporariamente como parte da ferramenta. Sua formação, comum na usinagem de materiais dúcteis, pode alterar a geometria efetiva da ferramenta e comprometer a qualidade da superfície da peça (ZHANG *et al.* 2021). Nas Figuras 18 e 19, observam-se, respectivamente, o fenômeno da aresta postiça de corte e as principais regiões onde ocorrem esses tipos de desgaste.

Figura 18 – Aresta postiça de corte



Fonte: Adaptado catálogo Sandvik (2020)

Figura 19 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de usinagem



Fonte: Santos (2021)

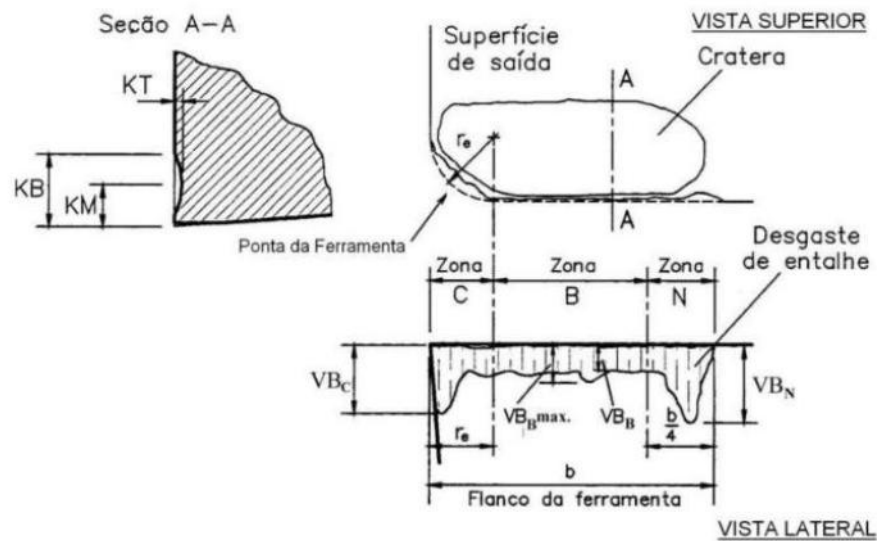
Segundo a regulamentação ABNT/ NBR 3685:2017 são especificadas as diretrizes para avaliar e mensurar a vida da ferramenta monocortante no processo de torneamento, indicando os critérios para medir o desgaste. Pode-se observar pela Figura 20 os parâmetros empregados na medição do desgaste das ferramentas de usinagem. Esses critérios incluem:

- KT: profundidade de cratera, em milímetros;
- VBB: desgaste de flanco médio, em milímetros;
- VBMAX: desgaste de flanco máximo, em milímetros;
- VBN: desgaste de entalhe, em milímetros.

Os parâmetros de fim de vida recomendado pela norma ABNT 3685:2017, estão listados abaixo:

- Desgaste de flanco médio, $VB = 0,3 \text{ mm}$ (desgaste regular);
- Desgaste de flanco máximo, $Vb_{max.} = 0,6 \text{ mm}$;
- Profundidade da cratera, $KT = 0,06 + 0,3f$ onde f é avanço em mm/rev;
- Desgaste de entalhe (VBN e VBC) = 1 mm;
- Falha catastrófica.

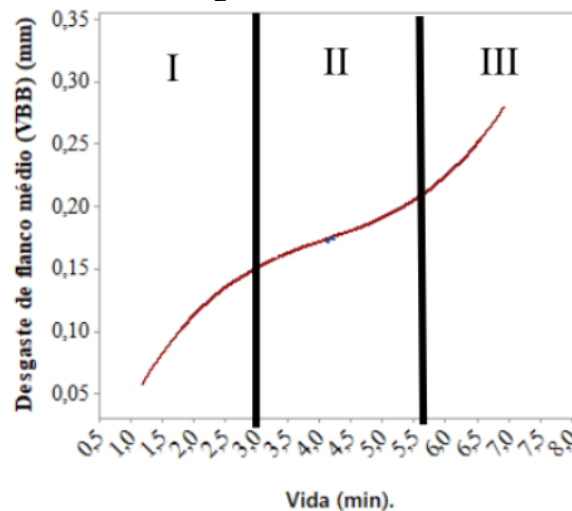
Figura 20 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de usinagem.



Fonte: ABNT ISO 3685 (2017).

Conforme Machado *et al.* (2011), durante a usinagem, as arestas das ferramentas de usinagem sofrem desgaste de acordo com um padrão específico, pode-se observar pela Figura 21 que este fenômeno pode ser dividido em três estágios distintos. No primeiro estágio, há um desgaste rápido da ferramenta, à medida que a aresta de usinagem se adapta ao processo, resulta em uma diminuição gradual da taxa de desgaste ao longo do tempo, culminando em uma primeira mudança significativa no final dessa fase. Já no segundo estágio, ocorre um desgaste com taxa quase constante ao longo do tempo, indicando que a ferramenta está totalmente ajustada ao processo e os mecanismos de desgaste específicos operam em uma taxa estável até chegar a uma nova mudança significativa. No terceiro estágio, dá-se o começo de uma intensificação no desgaste elevando consideravelmente a velocidade e provocando em um curto intervalo a quebra da ferramenta.

Figura 21 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de usinagem com o tempo



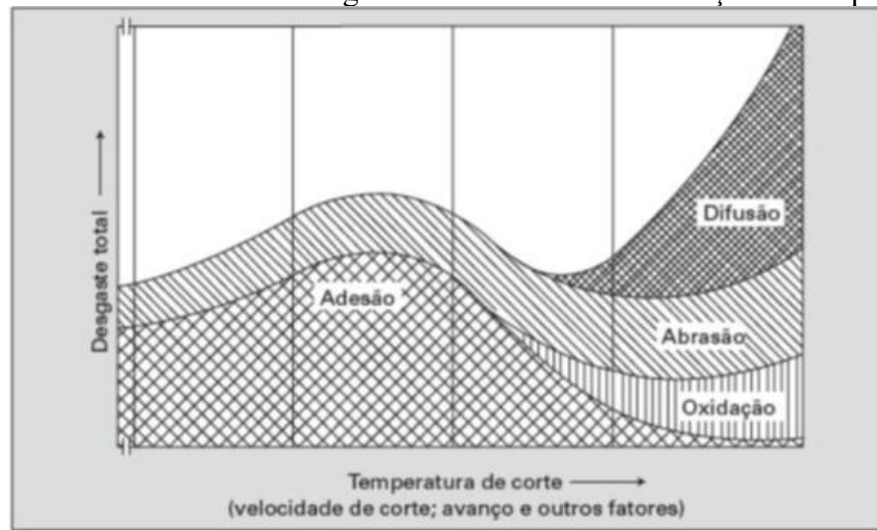
Fonte: Pinheiro (2018)

2.6.3 Mecanismo de desgaste

Conforme Wang *et al.* (2022), o desgaste da ferramenta geralmente resulta de interações mecânicas (desgaste termodinâmico, principalmente abrasão) e químicas (desgaste termoquímico e difusão) e que o desgaste da ferramenta influencia diretamente na rugosidade da superfície e estudos frequentes dos pesquisadores são feitos para entender estes mecanismos, principalmente porque a rápida taxa de falha da ferramenta durante a usinagem de superligas à base de níquel é uma ocorrência comum entre a ferramenta e a peça. As características mecânicas e físico-químicas do material a ser trabalhado, juntamente com as condições de usinagem, são responsáveis pelos principais processos de desgaste da ferramenta. Dentre as causas fundamentais de desgaste da ferramenta, destacam-se, difusão, adesão, abrasão e a oxidação, estando relacionados com o aumento da temperatura, à medida que a temperatura aumenta, os mecanismos começam a agir diretamente sobre a aresta de usinagem.

Conforme Silva *et al.* (2004), os mecanismos de desgaste das ferramentas cerâmicas são complexos e geralmente influenciados por: difusão, lascamento, abrasão na superfície de flanco, adesão na superfície de saída, abrandamento térmico, quebra da ferramenta, cratera e desgaste na aresta secundária. Verifica-se o mecanismo de desgaste pela Figura 22.

Figura 22 – Mecanismos de desgaste em ferramentas em função da temperatura.



Fonte: Adaptado de Machado *et al.* (2011).

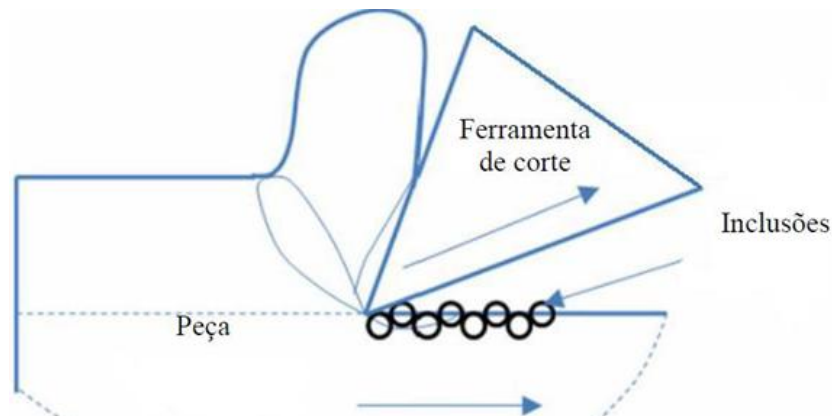
Adesão: o processo de adesão ocorre geralmente, a baixas velocidades de usinagem, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. A aresta postiça de corte pode acontecer, e na sua presença o processo tem natureza menos contínua, principalmente se ela for instável. Sob tais condições, fragmentos microscópicos são arrastados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface, Machado *et al.* (2011).

Abrasão: a abrasão mecânica é uma das principais causas de desgaste da ferramenta, podendo ocorrer tanto na superfície de saída, como no flanco da ferramenta, na superfície de saída o desgaste é ocasionado pela saída do cavaco em atrito com a ferramenta, já no flanco da ferramenta o desgaste é mais relevante, pois o atrito é em decorrência do contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. O mecanismo da abrasão é proeminente, no caso do flanco da ferramenta, pela presença de partículas duras (nas ligas à base de níquel são os carbeto) presentes no material da peça e pela temperatura de usinagem, que reduz a dureza da ferramenta. Desta maneira, quanto maior a dureza a quente da ferramenta, maior será sua resistência a esse fenômeno.

Em sua pesquisa Akhtar *et al.* (2014) cita que o mecanismo de desgaste por abrasão foi frequentemente relatado na usinagem de superligas à base de níquel com todos os tipos de materiais de ferramentas.

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), ocasionalmente partículas duras arrancadas de outra região da ferramenta por aderência ou mesmo por abrasão e arrastada pelo movimento da peça causam o desgaste abrasivo em uma área adjacente da ferramenta. Na Figura 23, verifica-se o processo do mecanismo de desgaste do tipo abrasão.

Figura 23 – Diagrama esquemático do mecanismo de desgaste do tipo abrasão.



Fonte: Santos (2021)

Difusão: segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), a difusão ocorre entre a ferramenta e o cavaco, sendo um fenômeno microscópico desencadeado pelas altas temperaturas na zona de usinagem. Esse fenômeno no estado sólido envolve a transferência de átomos de um metal para outro. Os principais fatores que influenciam esse processo são: temperatura, o tempo de contato e a afinidade físico-química entre os metais na zona de cisalhamento secundário (zona de fluxo). A difusão está diretamente associada ao desgaste de cratera nas ferramentas de usinagem. Esse tipo de desgaste não ocorre com ferramentas de aço rápido, pois operam em baixas velocidades, nem com ferramentas cerâmicas, que não apresentam afinidade físico-química com metais ferrosos. Já em ferramentas de metal duro revestidas com Al_2O_3 (camada cerâmica), a difusão é significativamente reduzida. Segundo Wang et al. (2022), o desgaste por difusão também é um dos mecanismos predominantes nas ferramentas utilizadas na usinagem de superligas. Esse fenômeno é especialmente relevante em altas velocidades de usinagem, comuns no torneamento de materiais de difícil usinabilidade.

A oxidação ocorre devido às elevadas temperaturas geradas durante o processo de usinagem, associadas à presença de oxigênio no ar ou à água contida nos fluidos de corte, fatores que favorecem reações oxidativas na maioria dos metais. O desgaste decorrente desse mecanismo tende a se manifestar na região extrema de contato entre o cavaco e a ferramenta, onde há maior acesso ao ar. Esse fenômeno pode contribuir para a formação do desgaste de entalhe, conforme descrito por Diniz, Marcondes e Coppini (2008).

2.6.4 Tipos de desgastes.

2.6.4.1 *Desgaste de cratera (Kt)*

O desgaste de cratera ocorre na superfície de saída da ferramenta devido ao atrito com o cavaco é menos comum em alguns processos, especialmente com ferramentas de metal duro. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), quando o desgaste em cratera se une ao desgaste frontal, pode causar a quebra da ferramenta. Esse desgaste é influenciado pelas condições de usinagem e pelo material da peça. Ferramentas com revestimento (TiAl)N+TiN obtido por PVD apresentam maior resistência, esse fenômeno é relevante em operações com altas temperaturas. Esse tipo de desgaste em ferramenta de metal duro revestida pode ser observado pela Figura 24.

Figura 24 – Desgaste de cratera em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.



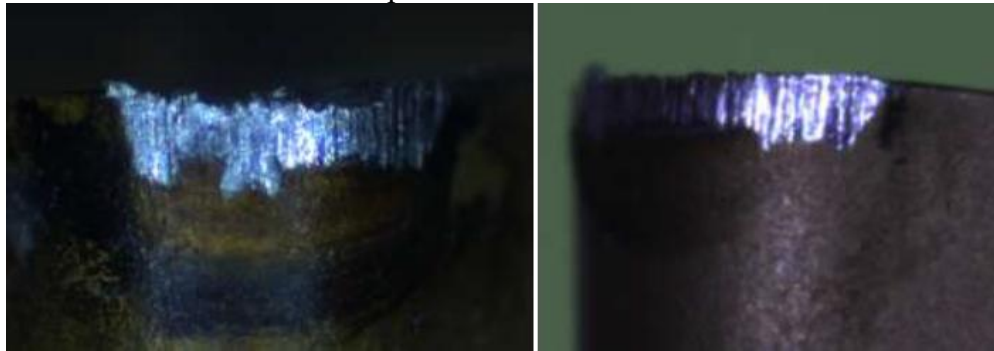
Fonte: Pinheiro (2018)

2.6.4.2 *Desgastes de flanco (VB)*

O desgaste de flanco é o mais comum durante a usinagem, ocorrendo na superfície de folga da ferramenta devido ao atrito com a peça. Esse desgaste pode se manifestar tanto como desgaste uniforme de flanco (VB) quanto como desgaste localizado na região do raio de ponta (VBC), sendo este último associado à atuação direta da aresta ativa durante o corte. O aumento da velocidade de corte tende a intensificar esses mecanismos de desgaste. Em determinadas condições, o desgaste pode evoluir para desgaste em entalhe, localizado na linha correspondente à profundidade de corte (Diniz; Marcondes; Coppini, 2008). Esses tipos de desgaste comprometem a integridade da aresta de usinagem e afetam diretamente a qualidade superficial da peça usinada. Ferramentas de metal duro com revestimento (TiAl)N+TiN obtido

por PVD apresentam maior resistência ao desgaste. Esse fenômeno em ferramenta revestida pode ser observado na Figura 25. O monitoramento do desgaste de flanco, especialmente dos parâmetros VB e VBC, é essencial para evitar falhas prematuras da ferramenta.

Figura 25 – Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.

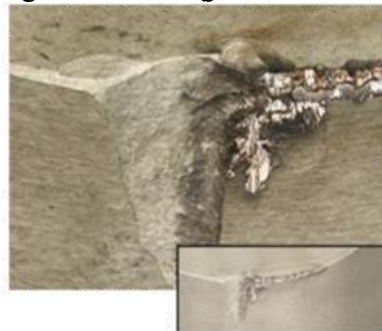


Fonte: Pinheiro (2018)

2.6.4.3 Desgaste de entalhe

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2008), não se trata exatamente de um mecanismo, mas sim de um tipo de desgaste localizado, e pode se desenvolver em ambas as superfícies, de saída e de folga da ferramenta ou somente na superfície de folga, observado na Figura 26. Contudo, ainda não há um consenso na literatura que explique precisamente o processo que leva ao desgaste de entalhe. Isso ocorre, sobretudo, durante a usinagem de materiais que são altamente resistentes às temperaturas elevadas e possuem um alto nível de encruamento, como ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável ocorrendo devido aos fenômenos da abrasão, difusão, "attrition" e oxidação, afetadas pelas interações com a atmosfera. Este tipo específico de desgaste altera a geometria da ponta da ferramenta e, dessa forma, impacta a qualidade superficial da peça usinada.

Figura 26 – Desgaste de entalhe



Fonte: Sandvik (2020).

2.7 FERRAMENTAS DE CORTES DE MATERIAIS CERÂMICOS

A evolução dos materiais de engenharia levou ao desenvolvimento de ligas avançadas, como as superligas à base de níquel e titânio, amplamente utilizadas em aplicações que exigem elevada resistência mecânica e térmica; entretanto, essas características tornam sua usinagem mais complexa, devido à elevada geração de calor e ao intenso desgaste das ferramentas, exigindo o emprego de materiais com alta estabilidade térmica e química e elevada resistência ao desgaste, como as ferramentas cerâmicas, que se destacam especialmente em condições de usinagem sem fluido de corte. Nesse contexto, conforme Akhtar (2021), a usinagem de materiais de baixa usinabilidade em altas temperaturas representa um grande desafio, sendo fundamental o desenvolvimento de ferramentas capazes de operar de forma eficiente nessas condições. Entre os principais grupos, destacam-se as ferramentas cerâmicas à base de alumina (Al_2O_3) e de nitreto de silício (Si_3N_4), amplamente utilizadas na usinagem de materiais endurecidos e superligas, sobretudo quando se requer elevada dureza e resistência ao desgaste. As cerâmicas à base de alumina apresentam elevada inércia química ao usar materiais ferrosos, embora não sejam indicadas para ligas de alumínio devido a maior afinidade química, enquanto as ferramentas de Si_3N_4 apresentam excelente desempenho em ligas de níquel e ferros fundidos, mas podem apresentar limitações na usinagem de aços em altas temperaturas, em função da reatividade química com o ferro (Trent e Wright, 2000; Diniz *et al.*, 2013); sendo esse efeito minimizado com modificações composicionais, como nas cerâmicas do tipo Sialon.

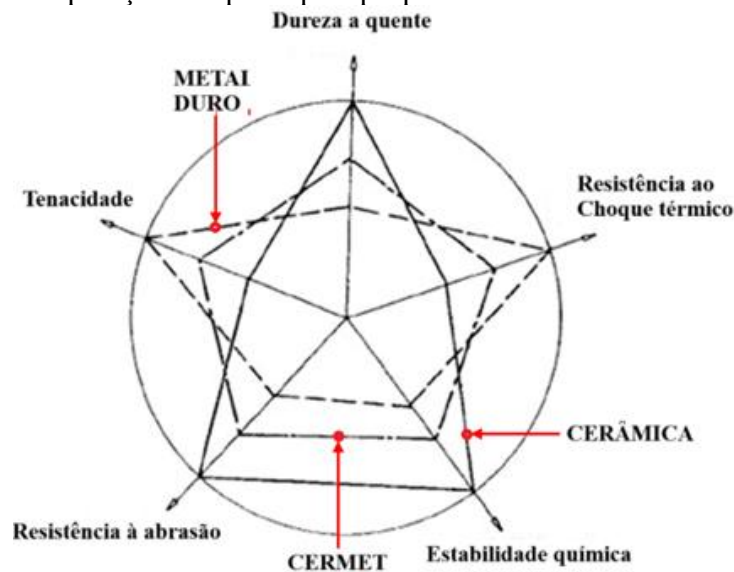
Apesar das vantagens, essas ferramentas apresentam limitações, como baixa tenacidade à fratura e sensibilidade ao choque térmico, exigindo condições de corte estáveis e usinagem preferencialmente contínua (Trent; Wright, 2000); ainda assim, quando corretamente aplicadas, constituem uma alternativa eficiente e ambientalmente favorável, sobretudo por possibilitarem a eliminação de fluidos de corte Diniz; Marcondes; Coppini, (2013). Com o avanço das pesquisas, foram desenvolvidas cerâmicas reforçadas, como aquelas à base de alumina com adições de partículas (TiC , TiN e ZrO_2) e reforços monocristalinos de SiC (whiskers), que apresentam melhorias significativas nas propriedades mecânicas, especialmente na tenacidade à fratura e na resistência ao desgaste (Machado *et al.*, 2011; Elgazzar *et al.*, 2023).

As ferramentas de alumina são obtidas por metalurgia do pó, apresentando elevada dureza, resistência à abrasão e estabilidade química, embora ainda possuam limitações relacionadas à fragilidade e ao choque térmico, sendo seu desempenho melhorado pela adição

de dopantes, como o MgO, que atua como inibidor de crescimento de grão, promovendo uma microestrutura mais fina e homogênea, reduzindo defeitos microestruturais e contribuindo para o aumento da tenacidade à fratura. Por sua vez, as ferramentas à base de Si_3N_4 são constituídas por uma microestrutura multifásica com fase intergranular, o que lhes confere maior tenacidade e melhor resistência a solicitações mecânicas severas, além de menor coeficiente de dilatação térmica, reduzindo a ocorrência de trincas térmicas. Por outro lado, as ferramentas à base de Al_2O_3 apresentam menor custo de produção, associado à maior disponibilidade de matéria-prima e à menor complexidade microestrutural, caracterizada por uma estrutura mais simples quando comparada às cerâmicas à base de Si_3N_4 e Sialon, que envolvem múltiplas fases e maior controle de processamento, tornando-as, assim, uma alternativa economicamente mais viável em diversas aplicações industriais.

As cerâmicas em comparação com cermets e os metais duros possuem algumas propriedades melhores ou piores. A comparação das principais propriedades das cerâmicas dos cermets e dos metais duros, podem ser analisadas na Figura 27.

Figura 27 – Comparação das principais propriedades entre as ferramentas de usinagem



Fonte: Adaptado de Grigoriev et al. (2019)

De acordo com Machado *et al.* (2011) as cerâmicas se destacam pela resistência à altas temperaturas, excelente resistência à oxidação e baixa afinidade química com o material da peça, enquanto o metal duro se destaca pela tenacidade e resistência ao choque térmico. o cermet sempre se posiciona em um ponto intermediário entre o metal duro e a cerâmica quando se considera qualquer uma dessas características.

2.8 METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTAS (MSR)

A Metodologia de Superfície de Resposta (MSR) é uma técnica estatística e matemática que otimiza processos ajustando um modelo polinomial aos dados experimentais para representar o comportamento do sistema e permitir previsões. Ela é empregada para melhorar, planejar e desenvolver processos em que uma ou mais respostas são influenciadas por diversas variáveis. Desenvolvida por Box e Wilson na década de 1950, a MSR busca reduzir o número de experimentos necessários ao analisar os parâmetros e suas interações. Segundo Yolmeh; Jafari (2017), o nome “Superfície de Resposta” refere-se à representação gráfica que mostra como as variáveis independentes afetam as respostas dependentes, auxiliando na determinação das condições ótimas de operação ou da região do espaço fatorial que atende às necessidades do sistema

Segundo Bezerra *et al.* (2008), a finalidade da técnica da superfície de resposta é analisar o desempenho de uma variável de interesse ou um grupo delas usando uma equação polinomial ajustada aos resultados dos experimentos. A relação entre resposta e os fatores está de acordo com a Equação 6.

$$\eta = f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) + \varepsilon \quad (6)$$

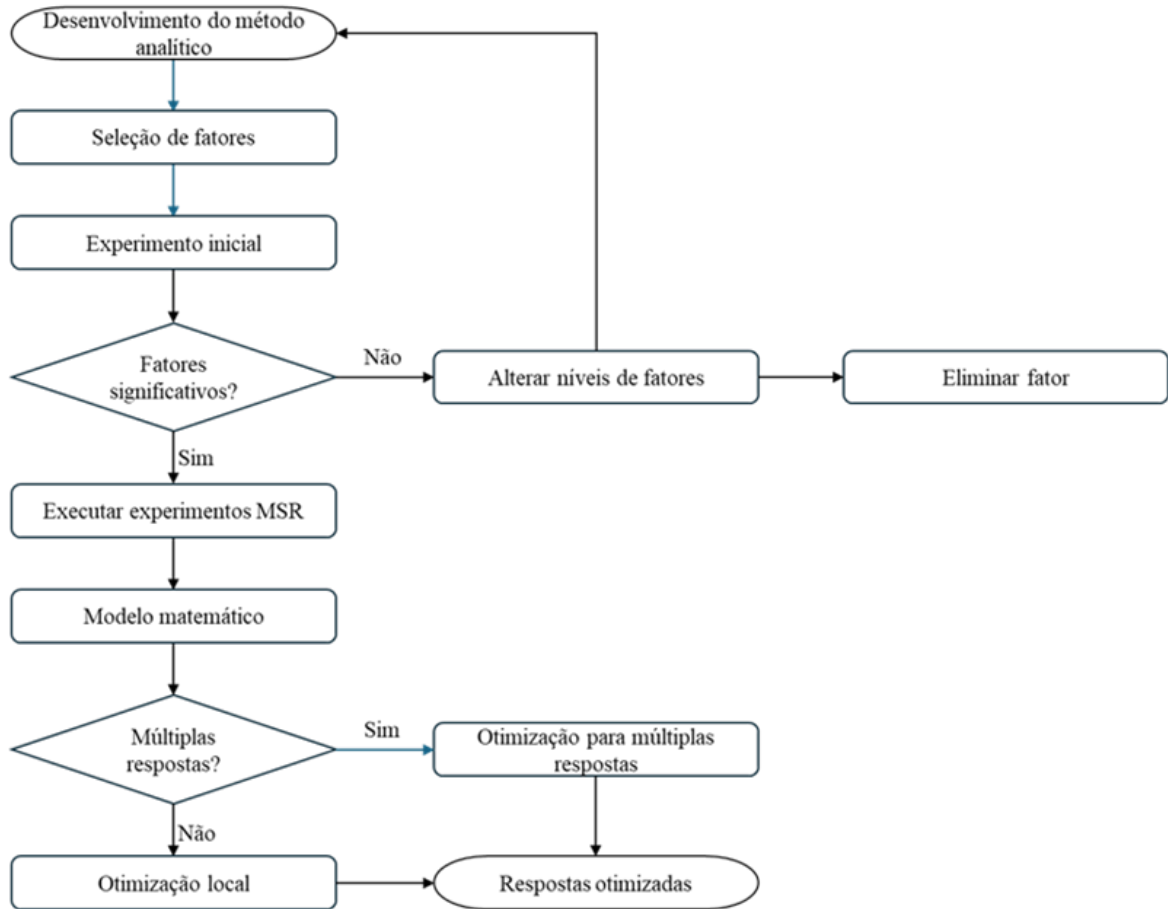
No qual η é a resposta, f é a função desconhecida da resposta e x_1, x_2 e x_n são os fatores independentes, n é o número de fatores e ε é o erro estatístico que representa outra fonte de variações que não são expressas através da função f .

Dessa forma, a metodologia emprega arranjos para modelos quadráticos, além de fazer uso de testes de hipótese.

A combinação da ANOVA (análise de variância), MQO (Mínimos Quadrados Ordinários) e cálculos de gradientes, Lagrangeanas e Hessianas cria uma análise robusta para entender o comportamento das variáveis e identificar pontos críticos ou estacionários em sua pesquisa. A ANOVA ajuda a identificar variáveis significativas e suas interações, enquanto a regressão por MQO define as relações lineares principais entre as variáveis. Os cálculos de gradiente e das matrizes Hessianas ajudam a explorar a topologia da superfície de resposta, fornecendo informações sobre mínimos locais, máximos e pontos de sela, o que é essencial para localizar o ponto ótimo com precisão. Diversas pesquisas têm mostrado a aplicação da Metodologia de Superfície de Resposta (MSR) na análise de processos de usinagem. Essas pesquisas demonstram amplamente a relevância da Metodologia de Superfície de Resposta

(MSR) para a análise e otimização de processos de usinagem, evidenciando sua aplicação em diferentes contextos e materiais. Mandal *et al.* (2011) utilizaram a MSR para avaliar a influência da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem no desgaste de flanco durante o torneamento do aço AISI 4340 com ferramenta cerâmica ZTA, empregando planejamento Taguchi e regressão para determinar condições que minimizam o desgaste; enquanto Campos *et al.* (2011) utilizaram a MSR para examinar como os fatores do processo influenciam a vida da ferramenta e a rugosidade das peças usinadas no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido, com ferramenta de cerâmica mista e geometria alisadora Wiper. Além disso, Bouacha *et al.* (2010) aplicaram a metodologia de superfície de resposta (MSR) para analisar a rugosidade da superfície e as forças de usinagem no torneamento duro do aço ABNT 52100, utilizando ferramenta de CBN, por meio de modelagem estatística e análise de regressão. Öktem, Erzurumlu e Kurtaran (2005) aplicaram a metodologia de superfície de resposta (MSR) para otimizar as condições de usinagem em função da rugosidade superficial no fresamento do aço AISI 1040, utilizando fresa de topo de metal duro revestida com TiN. A modelagem estatística e a análise de regressão permitiram avaliar a influência dos parâmetros de usinagem e determinar combinações operacionais mais adequadas para a melhoria do acabamento superficial. Por fim, Benga e Abrão (2003) investigaram a vida da ferramenta e o acabamento do aço 100Cr6, utilizando pastilhas de cerâmica e PCBN, com a ajuda da MSR. O fluxograma das etapas para a aplicação do método de superfície de resposta é apresentado na Figura 28.

Figura 28 – Etapas para aplicação do método de superfície de resposta.



Fonte: adaptado Santos (2021)

2.8.1 Modelos de primeira ordem

Um modelo de primeira ordem consiste em uma equação linear que é empregada para descrever a relação entre variáveis independentes (fatores) e uma variável dependente (resposta). Em linhas gerais, o modelo pressupõe que a resposta é um resultado direto dos fatores de forma linear, sem a inclusão de interações ou termos quadráticos. A forma geral do modelo de primeira ordem é definida de acordo com a equação 7.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \dots + \beta_n X_n + \epsilon \quad (7)$$

No qual: Y é a variável resposta; $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_n$ são os coeficientes polinomiais do modelo; $X_1, X_2, \dots, X_n$ são as variáveis independentes (fatores); ϵ é o erro aleatório associado aos experimentos.

Segundo Yolmeh, Jafari, (2017), esse tipo de modelo é útil para situações em que a relação entre a resposta e os fatores é aproximadamente linear.

2.8.2 Modelos de segunda ordem

Um modelo de segunda ordem é aquele que envolve termos lineares, quadráticos e de interação para explicar a ligação entre as variáveis independentes (fatores) e uma variável dependente (resposta). Esses tipos de equações são aplicados quando a relação entre os fatores e a resposta não segue um padrão linear, possibilitando a observação de efeitos mais elaborados, como curvas na superfície de resposta. Segundo Montgomery e Anderson-Cook (2014), os modelos de segunda ordem são usualmente utilizados na Metodologia de Superfície de Respostas (MSR) quando se busca otimizar a resposta levando em consideração diversos fatores, uma vez que possibilitam analisar a curvatura na superfície de resposta e encontrar os pontos ótimos de máximo ou mínimo. Os modelos de segunda ordem são definidos de acordo com a Equação 8.

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i X_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} X_i^2 + \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k \beta_{ij} X_i X_j + \varepsilon \quad (8)$$

No qual β_0 e β_i são os coeficientes polinomiais; β_{ij} é o coeficiente da interação dos fatores; β_{ii} é o coeficiente do fator quadrático; X_i são os fatores independentes; ε é o erro residual associado aos experimentos; k é o número de variáveis e Y é a resposta.

Conforme Box e Draper (1987), os modelos de primeira ordem para sistemas lineares e de segunda ordem para sistemas com curvatura são utilizados para resolver a maioria dos problemas relacionados à superfície de resposta. Entretanto, é pouco provável que um modelo polinomial seja uma representação precisa do modelo verdadeiro em toda a extensão do experimento, mas pelo menos em uma área específica, ele terá um desempenho satisfatório (Montgomery, 2001).

Entre os modelos simétricos de segunda ordem mais populares, destacam-se o projeto fatorial de três níveis (3^k), o projeto Box-Behnken, o projeto composto central e o projeto Doehlert. Cada um desses modelos diferencia-se pela escolha dos pontos experimentais, pela quantidade de níveis das variáveis e pelo número de repetições e blocos (Bezerra *et al.*, 2008).

2.8.3 Projeto fatorial completo (FFD)

Embora o planejamento fatorial completo (FFD) seja eficaz para avaliar efeitos principais e interações, ele apresenta limitações para a modelagem de funções quadráticas e

torna-se pouco atrativo em estudos com um número elevado de fatores. Nesses casos, o custo experimental é elevado, exigindo um número de ensaios que muitas vezes é inviável na prática. Por isso, são frequentemente preferidos planejamentos que demandam um número reduzido de experimentos, como o Planejamento Composto Central (CCD) e o método de Box-Behnken (MONTGOMERY, 2017; MYERS; MONTGOMERY; ANDERSON-COOK, 2016).

2.8.4 Delineamento *Box-Behnken* (BBD)

Box e Behnken (1960) foram os responsáveis por criar o planejamento experimental que utiliza três níveis (-1, 0, +1) para cada fator pela primeira vez. Esse planejamento experimental, conhecido como Box-Behnken (BBD), é um subconjunto específico das combinações fatoriais do planejamento fatorial 3^k . Nos experimentos do planejamento Box-Behnken (BBD), os pontos experimentais são dispostos sobre uma hipersfera equidistante do ponto central. Embora o BBD não seja inerentemente rotativo, diferentemente do Planejamento Composto Central (CCD), algumas configurações específicas podem apresentar comportamento próximo à rotatividade. Esse planejamento experimental é amplamente utilizado, especialmente na área de alimentos, devido à sua eficiência experimental, proporcionando a obtenção de modelos representativos com um número reduzido de ensaios.

O planejamento Box-Behnken (BBD) permite a avaliação dos efeitos principais, das interações entre fatores e dos termos quadráticos, sendo particularmente vantajoso em estudos que evitam condições extremas de operação, uma vez que não inclui combinações simultâneas dos níveis máximos e mínimos dos fatores. Além disso, o BBD é estruturado com três níveis por fator (-1, 0, +1), característica que o torna adequado para a modelagem por superfície de resposta (Yolmeh; Jafari; Seid, 2017).

O número total de experimentos do planejamento Box-Behnken (BBD) pode ser determinado pela Equação 9, em que N representa o número de ensaios, k o número de fatores estudados e C_p o número de repetições no ponto central, utilizadas para a estimativa do erro experimental e verificação da falta de ajuste do modelo.

$$N = 2k(k - 1) + c_p \quad (9)$$

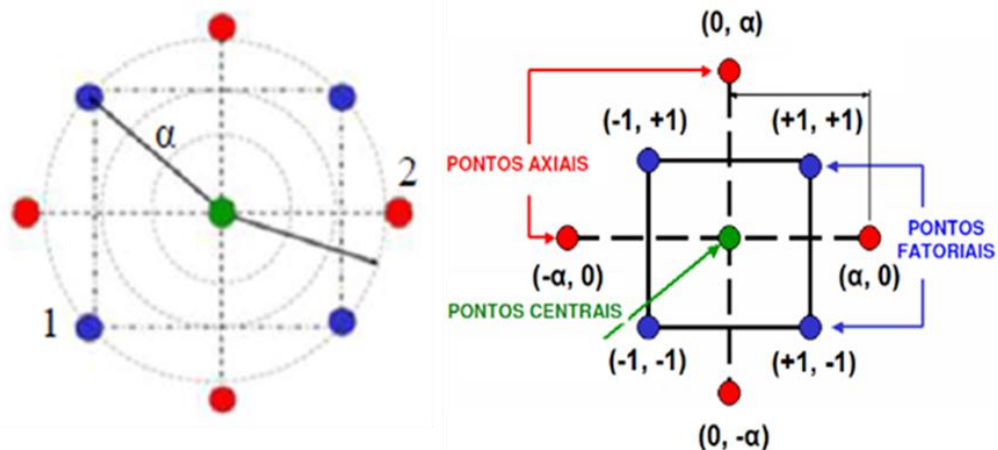
2.8.5 Delineamento Composto central (*Central Composite Design* – CCD)

Um método de segunda ordem pode ser eficazmente desenvolvido utilizando CCD. Box e Wilson (1951) foram os pioneiros nessa técnica. O CCD é composto por três grupos distintos de elementos experimentais: um fatorial completo ou um fatorial fracionário, um ponto central e pontos axiais localizados a uma distância α do ponto central. Essa abordagem é ideal para experimentos sequenciais e oferece informações suficientes para avaliar possíveis falhas de ajuste, sem a necessidade de muitas execuções experimentais. Além disso, o CCD é adequado para analisar fatores com três e/ou cinco níveis (Yolmeh; Jafari, 2017). Conforme Myers, Montgomery e Anderson-Cook (2016) mencionaram, os pontos fatoriais estão relacionados aos termos de primeira ordem e interação dos fatores. O ponto central indica a curvatura da superfície (se houver) e os pontos axiais fornecem uma estimativa para os termos de segunda ordem. Esse arranjo permite avaliar tanto efeitos lineares quanto quadráticos, ampliando a precisão do modelo. A distância dos pontos axiais em relação ao ponto central é frequentemente representada por α , que atribui ao arranjo a característica de "Rotacionalidade", ou seja, a habilidade dos arranjos de superfície de respostas de manter a variância para a resposta esperada em todos os pontos localizados em uma circunferência com raio α (Myers; Montgomery; Anderson-Cook, 2016).

Conforme Bezerra *et al.* (2008), os delineamentos compostos centrais (CCD) rotativos apresentam características estruturais específicas. O número total de experimentos é definido pela Equação 10, na qual k representa o número de fatores e C_p o número de réplicas do ponto central. Os valores de α dependem do número de variáveis, para duas, três e quatro variáveis, eles são, respectivamente, 1,41, 1,68 e 2,00. Essa configuração exige o estudo dos fatores em cinco níveis ($-\alpha$, -1 , 0 , $+1$, $+\alpha$), conforme ilustrado na Figura 29.

$$N = k^2 + 2k + C_p \quad (10)$$

Figura 29 – Representação esquemática de um planejamento do tipo Composto Central.



Fonte: adaptado Nunes (2019). *Delineamento do composto central*

2.8.6 Blocos

Segundo Montgomery (2017), no delineamento composto central (*Central Composite Design - CCD*), os agrupamentos são utilizados para organizar os experimentos em subgrupos que podem ser realizados em diferentes condições ou momentos distintos, visando controlar a variabilidade que não está associada aos fatores em estudo. A inclusão dos agrupamentos ajuda a reduzir o impacto de fontes de variação externas, como a variação de tempo, equipamentos ou operadores.

Os blocos são empregados para lidar com a heterogeneidade, isto é, desigualdades sistemáticas entre as condições experimentais que podem influenciar a resposta. No delineamento composto central (CCD), constituído por pontos fatoriais, axiais e centrais, o uso de blocos pode ser particularmente relevante em determinadas situações. Considerando que os pontos fatoriais representam os extremos do intervalo dos fatores e os pontos axiais ultrapassam esses limites, a organização desses pontos em blocos distintos pode ser vantajosa, pois permite reduzir a influência de variações externas na comparação entre os diferentes grupos experimentais. Além disso, em cenários nos quais há limitações de tempo ou recursos que impedem a realização de todos os ensaios sob condições homogêneas, o uso de blocos contribui para a segregação dessas variações externas, evitando que interfiram na avaliação dos fatores experimentais. De acordo com Montgomery (2017), a utilização de blocos em delineamentos compostos centrais torna os resultados mais robustos, ao isolar a variabilidade proveniente de fontes externas e evidenciar a influência dos fatores controlados no experimento.

Segundo Yolmeh *et al.* (2017), os pontos críticos (máximos ou mínimos) da superfície de resposta são determinados a partir da equação matemática do modelo, calculando-se a primeira derivada e igualando-a a zero, conforme apresentado na Equação 11.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \beta_{12} x_1 \cdot x_2 \quad (11)$$

O ponto ótimo é encontrado calculando $\frac{\Delta y}{\Delta x_1}$ e $\frac{\Delta y}{\Delta x_2}$ e definindo o zero, de acordo com as equações 12 e 13.

$$\frac{\Delta y}{\Delta x_1} = \beta_1 + 2\beta_{11}x_1 + \beta_{12}x_2 = 0 \quad (12)$$

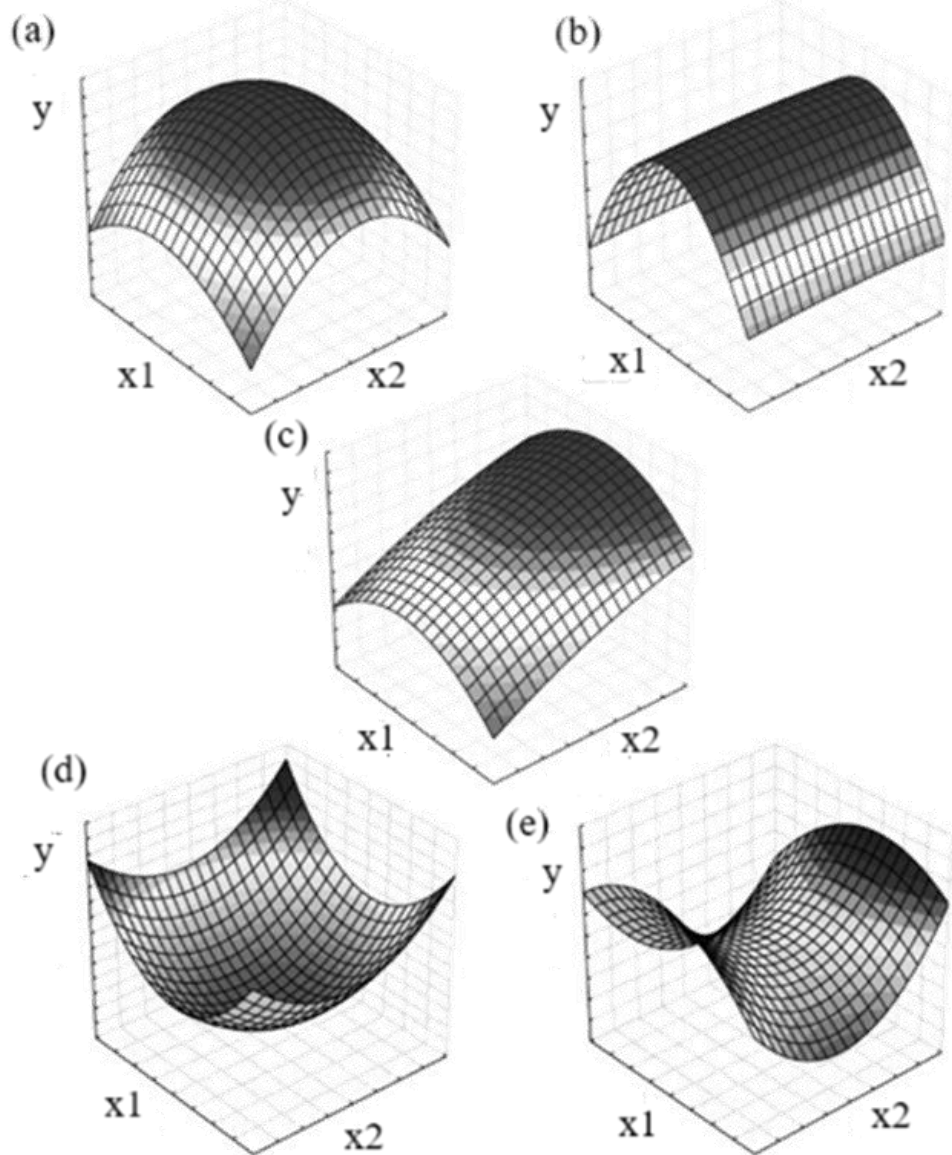
$$\frac{\Delta y}{\Delta x_2} = \beta_2 + 2\beta_{22}x_2 + \beta_{12}x_1 = 0 \quad (13)$$

As equações são resolvidas para determinar os valores de x_1 e x_2 , que correspondem aos níveis codificados dos fatores. Esses pontos indicam as regiões onde ocorrem respostas máximas ou mínimas, sendo sua identificação fundamental para orientar o ajuste dos parâmetros do processo e a otimização dos resultados experimentais. A visualização do modelo matemático obtido pode ser realizada por meio de gráficos de superfície de resposta, os quais representam uma superfície n-dimensional em um espaço $(n + 1)$ -dimensional. Na prática, utiliza-se comumente uma representação bidimensional de um gráfico tridimensional. Dessa forma, quando há três ou mais variáveis envolvidas, torna-se necessário fixar uma ou mais delas em valores constantes para possibilitar a visualização gráfica. Essa abordagem permite analisar o comportamento da resposta em regiões de interesse, facilitando a identificação de pontos de máximo, mínimo ou de inflexão. Os diferentes tipos de superfícies geradas por um modelo quadrático podem ser observados na Figura 30.

- a) O ponto de máximo se encontra dentro do intervalo do experimento.
- b) O ponto crítico identificado é um platô localizado no intervalo experimental da variável X_2 , indicando que sua variação não afeta significativamente a resposta. Esse comportamento demonstra a baixa sensibilidade de X_2 no sistema estudado. Assim, a variável pode ser mantida constante. Isso simplifica o controle do processo sem comprometer o desempenho.
- c) Mostra que o ponto máximo está fora da área experimental e que é necessário, se possível, alterar o projeto inicial para atingi-lo.

- d) O ponto de mínimo se encontra dentro do intervalo do experimento
- e) O ponto estacionário, conhecido como ponto de sela, não representa um máximo ou mínimo absoluto. Ainda assim, suas coordenadas são essenciais para orientar a otimização do sistema.

Figura 30 – Representação dos tipos de superfície de resposta.



Fonte: Bezerra *et al.* (2008)

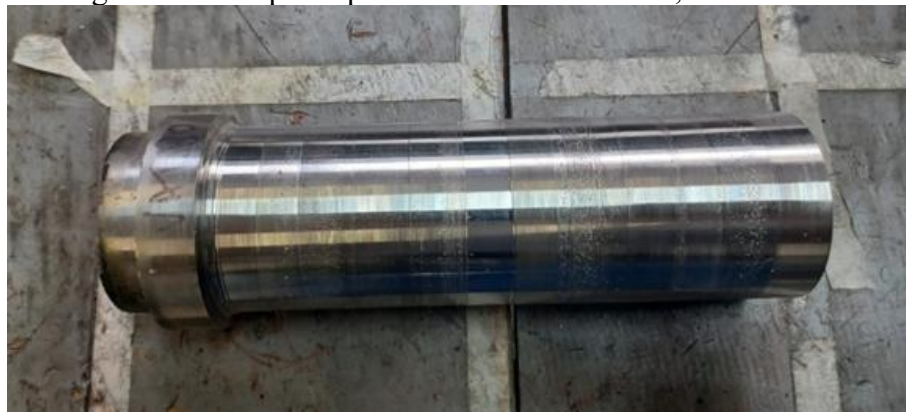
3 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta seção, serão apresentados os materiais utilizados nos ensaios de torneamento, incluindo o material usinado, a ferramenta de usinagem, o centro de torneamento e os sensores para monitoramento e aquisição de dados. Esses dados permitiram a análise da superfície usinada por meio dos parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t . O planejamento experimental, baseado em metodologia estatística, será descrito junto às análises realizadas para identificar os efeitos significativos das variáveis de entrada. Também serão discutidos os critérios adotados para garantir a repetibilidade e confiabilidade dos ensaios.

3.1 MATERIAL

O material utilizado para o torneamento externo neste trabalho foi um corpo de prova cilíndrico da liga VAT 80A[®], doado pela empresa Villares Metais, na condição solubilizada e envelhecida, de acordo com a norma SAE J775 e com Farina, Liberto e Barbosa (2013). Suas dimensões iniciais eram de 79,85 mm de diâmetro e 226 mm de comprimento, conforme ilustrado na Figura 31.

Figura 31 – Corpo de prova utilizado com $\varnothing 79,85 \times 226$ mm.



Fonte: própria do autor

3.2 EQUIPAMENTOS E SENSORES DE INSTRUMENTAÇÃO UTILIZADOS NOS ENSAIOS DE TORNEAMENTO E NA AQUISIÇÃO DE DADOS

Os ensaios de torneamento ocorreram no centro de torneamento CNC ROMI GL 240M, com potência de 15 kW, localizado no LABORATÓRIO DE ESTUDO DE

USINAGEM da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá-UNESP. Conforme ilustrado na Figura 32.

Figura 32 – Centro de torneamento CNC ROMI GL 240M

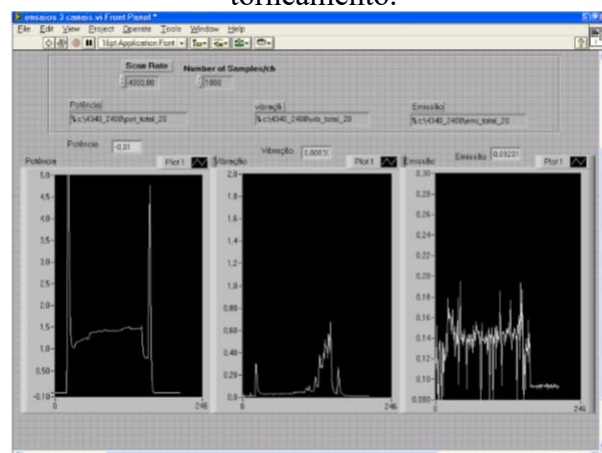


Fonte: própria do autor

Em conjunto com o centro de torneamento foi instalado um sistema de aquisição para registro em tempo real dos sinais de potência de usinagem, emissão acústica e vibração durante os processos de usinagem. O sistema é formado por um módulo de canais da marca National Instruments, modelo BNC-2120, que está conectado a uma placa de aquisição de dados, também da mesma marca ligada a um computador.

Utilizando o *software* LABVIEW® da National Instruments, foi desenvolvido um programa de supervisão que permite monitorar os dados capturados e salvá-los no formato de arquivo com a extensão ".txt". O sinal elétrico das entradas de dados dos sensores foi a unidade de tensão (V). A interface do software de supervisão empregado é apresentada na Figura 33, na qual se observa o monitoramento da coleta dos sinais de potência, vibração e emissão acústica.

Figura 33 – Tela do programa supervisorio para aquisição de sinais nos ensaios de torneamento.



Fonte: Kondo (2019)

Durante os ensaios de usinagem da liga VAT 80[®], a corrente foi monitorada por um sensor LEM AT 100, com precisão de $\pm 1,5\%$ e linearidade de $\pm 0,5\%$, conectado em série a uma das fases do motor do centro de torneamento. As informações captadas pelo sensor foram enviadas ao sistema de aquisição de dados, que por meio de uma rotina específica, considerou a tensão da rede para calcular a potência consumida durante a usinagem do material. Isso permitiu uma medição indireta da potência de usinagem, fundamental para analisar o comportamento do processo sob diferentes condições. A confiabilidade do método garante maior controle dos parâmetros de usinagem. O transdutor de corrente empregado no ensaio é apresentado na Figura 34. De acordo com dados do fabricante, equação 13 é utilizada para o cálculo da potência consumida ($P_{consumida}$).

$$P_{consumida} = U_{cc} \times 10 \times 220 \times \sqrt{3} \times 0,79 \quad (13)$$

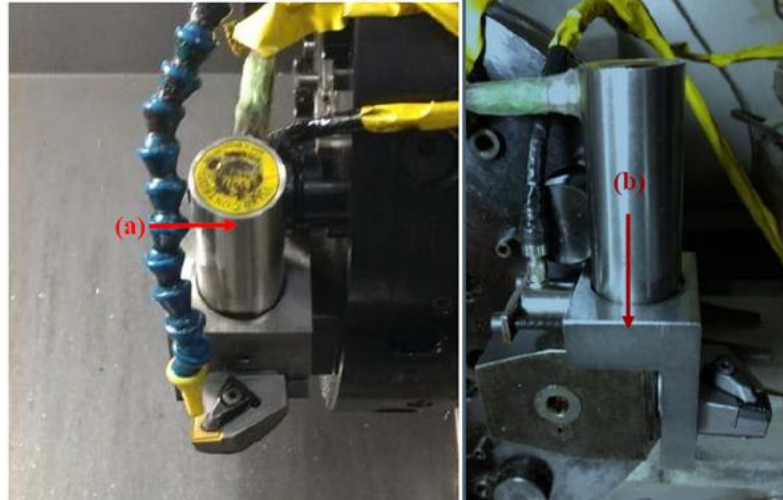
Figura 34 – Transformador de potência LEM modelo AT-100 B10 conectado a uma das fases do motor.



Fonte: Pinheiro (2018)

Os sinais de vibração foram coletados através de um sensor da marca Vibro Control, modelo TV-100, com alcance de 25 mm/s em sinal RMS, conectado ao módulo de canais. O sensor foi posicionado em um suporte que envolve o corpo do porta-ferramentas, garantindo estabilidade na medição. A localização adequada do sensor é essencial para captar variações reais do processo. O sensor de vibração utilizado na aquisição de dados pode ser visualizado na Figura 35.

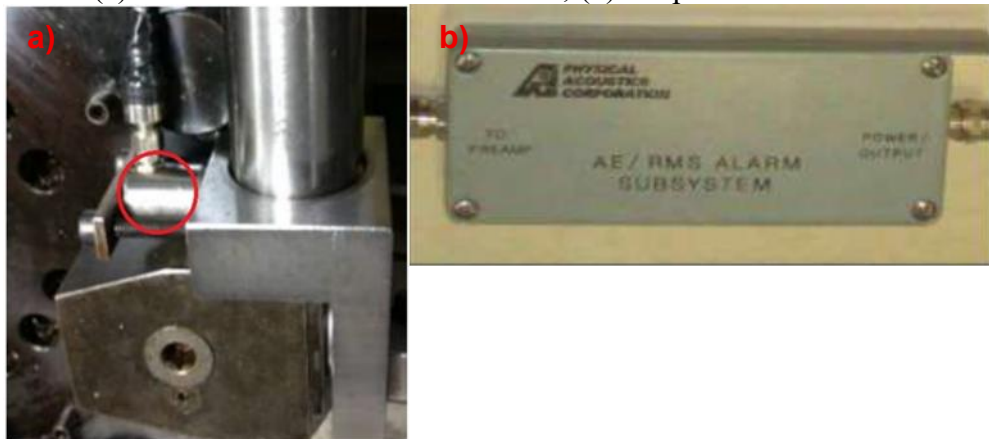
Figura 35 – (a) Sensor de vibração (*Vibro Control*, modelo TV 100), com o cabo de conexão com o módulo de canais; (b) suporte envolvendo o corpo do porta-ferramentas.



Fonte: Pinheiro (2018)

Para a aquisição dos valores de emissão acústicas foi empregado um sensor R15α da marca *Physical Acoustic Corporation*, que foi conectado a um pré-amplificador modelo 1272, com saída RMS para o módulo de canais. Na Figura 36, são apresentados o sensor de emissão acústica utilizado na aquisição de dados e o amplificador desses sinais. Todos os sinais foram registrados usando uma taxa de aquisição de 4000 Hz, que equivale a obtenção de 4000 pontos por segundo.

Figura 36 – (a) Sensor de emissão acústica R15α; (b) Amplificador de sinal 1272–1000.



Fonte: adaptada de Pinheiro (2018)

As Equações 15 e 16 foram fornecidas pelos fabricantes dos sensores para converterem seus valores medidos em corrente para seus respectivos valores de vibração (m/s) e emissão acústica (RMS)

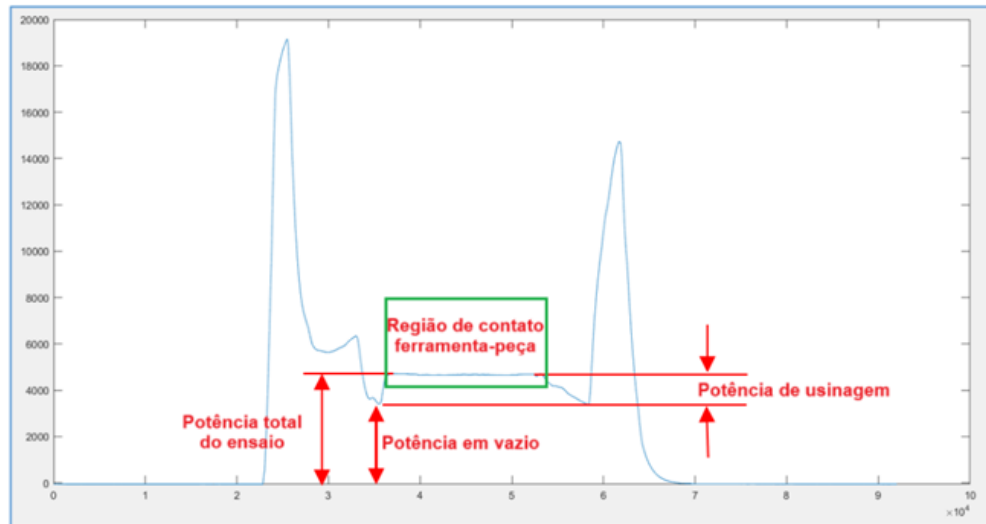
$$\text{Vibração (mm/s)} = \frac{(u_{cc} \times 25)}{8} \quad (15)$$

$$\text{Emissão acústica(RMS)} = u_{cc} \quad (16)$$

3.3 TRATAMENTOS DE DADOS

Após a coleta de dados utilizando o software LabVIEW, eles foram tratados através do software MATLAB® R2022b com a finalidade de remover os valores iniciais e finais do gráfico que são considerados vazios. Esse pré-processamento garante maior precisão na análise dos dados. Na Figura 37, é apresentado um exemplo de obtenção dos valores de potência em vazio, potência de usinagem, potência total de ensaio e dos instantes de contato efetivo entre a ferramenta de usinagem e a peça.

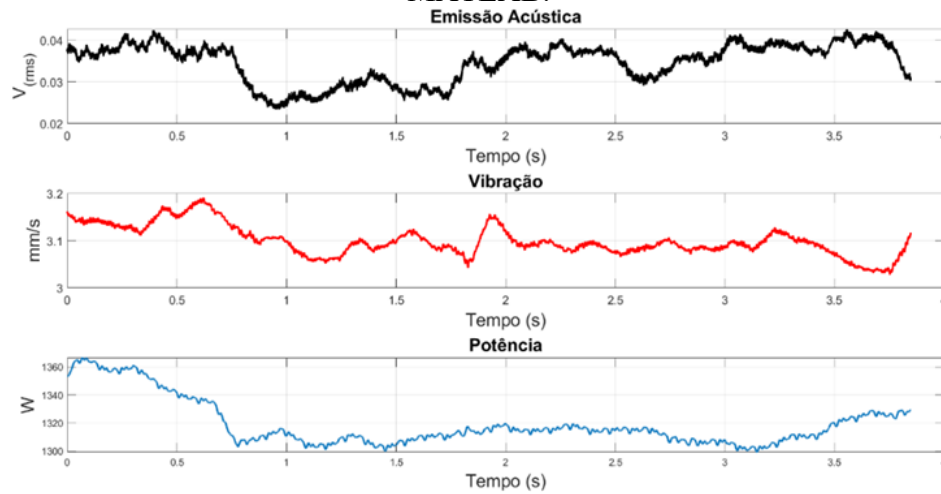
Figura 37 – Valores de potência em vazio, potência de usinagem, potência total



Fonte: Própria do autor

Após a remoção dos valores iniciais e finais, foram utilizados apenas os dados correspondentes ao período em que a ferramenta em teste estava em contato com o corpo de prova. Esses dados foram então convertidos e transformados em sinais de potência (W), vibração (mm/s) e emissão acústica (RMS), em seguida, o programa coletou os valores médios e máximos de potência de usinagem, emissão acústica e vibração nos momentos em que houve contato efetivo entre a ferramenta e a peça para cada ensaio realizado. Esses valores foram empregados na análise da influência dos parâmetros de usinagem nas respectivas respostas. A escolha de utilizar a média dos valores máximos de emissão acústica e vibração se deu pelo fato de serem mais representativos do processo do que a simples média dos sinais durante o processo de torneamento. Na Figura 38 visualiza-se o gráfico dos dados tratados no MATLAB.

Figura 38 – Gráfico gerado pelo algoritmo para tratamento de dados feito pelo software MATLAB.



Fonte: Própria do autor

A análise estatística das respostas dos ensaios foi realizada utilizando o software estatístico MINITAB 17.0. A análise de variância (ANOVA) foi empregada, conforme o planejamento experimental adotado em cada ferramenta testada.

3.4 MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE

Para a medição dos parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t , utilizou-se um rugosímetro portátil da marca Mahr, modelo MarSurf M300 + RD 18. O equipamento foi operado com *cut-off* de 0,8 mm e comprimento de amostragem de 4 mm. Os parâmetros adotados estão de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4288:2008 – Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: método do perfil, que estabelece os critérios e procedimentos para a avaliação da rugosidade superficial.

As medições foram realizadas na direção do avanço da ferramenta, imediatamente após o término de cada ensaio. Para assegurar a representatividade dos resultados, foram efetuadas medições em três pontos distintos da superfície da peça, distribuídos angularmente a 120° entre si, garantindo uma amostragem mais confiável da condição superficial. O método de medição adotado, bem como o equipamento utilizado nos ensaios, é apresentado na Figura 39.

Figura 39 – (a) Medição da rugosidade com rugosímetro portátil *MarSurf* RD18. (b) O aparelho *MarSurf* M300. (b)



Fonte: Adaptado de Sousa (2020)

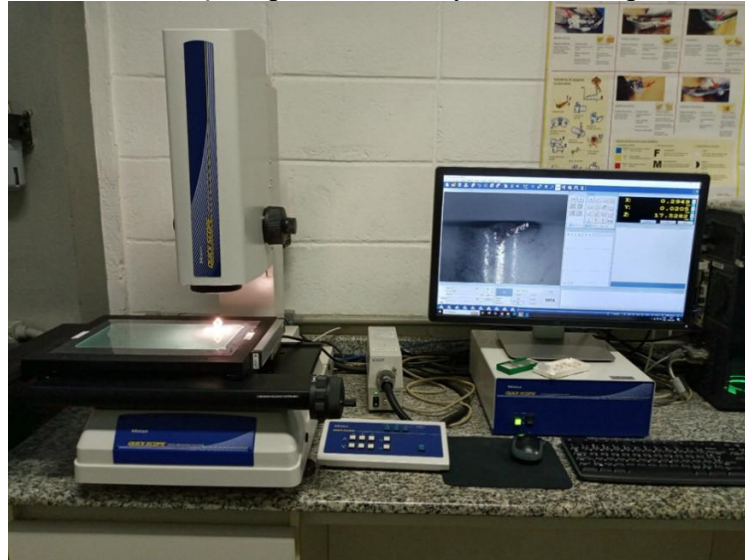
3.5 MEDIÇÃO DOS DESGASTES DAS FERRAMENTAS

A medição dos valores de desgaste de flanco das ferramentas (VBC) foi realizada no Laboratório de Estudo da Usinagem do Departamento de Materiais e Tecnologia da FEG-UNESP, ambiente devidamente equipado para análises de precisão em processos de usinagem. Para isso, utilizou-se o sistema de medição óptico Mitutoyo Quick Scope QS – LZB Série 359, o qual possibilitou a obtenção de imagens ampliadas das arestas de usinagem e superfície de saída. Essas imagens permitiram identificar com clareza os níveis de desgaste ao longo dos ensaios. Pode-se visualizar o sistema óptico empregado na análise das imagens na Figura 40, evidenciando o método aplicado para aquisição dos dados. Para a quantificação do desgaste, os valores de VBC foram normalizados em relação ao percurso de usinagem (L_c), com o objetivo de proporcionar uma comparação coerente entre as diferentes condições experimentais. Isso se deve ao fato de que, a cada ensaio, além da variação do avanço, o diâmetro do corpo de prova sofre redução, o que altera o comprimento efetivo de usinagem. A normalização foi fundamental para manter a consistência dos dados obtidos. O percurso de usinagem (L_c) foi determinado conforme a Equação 17, apresentada a seguir.

$$L_c = \frac{\pi \times D \times L_f}{1000 \times f} \quad (17)$$

No qual D é o diâmetro da peça; L_f é o percurso do avanço em mm e f é o avanço em mm/rev.

Figura 40 – Sistema de medição óptico – Mitutoyo Quick Scope QS – LZB Série 359



Fonte: Própria do autor

3.6 ANÁLISE DOS CAVACOS GERADOS DURANTE O PROCESSO DE USINAGEM

Após cada ensaio os cavacos foram coletados e armazenados para serem analisados quanto ao formato e tipo. A análise foi feita de acordo com a norma ABNT NBR ISO 3685:2017, anexo G.

3.7 FERRAMENTAS E PORTA FERRAMENTAS

As ferramentas utilizadas neste trabalho foram produzidas em escala laboratorial pelo Grupo de Estudo da Usinagem da Universidade Estadual Paulista – Campus de Guaratinguetá. Após confecção as ferramentas foram retificadas e lapidadas na geometria SNMN120408 (12,7 x 12,7 x 4,76 mm) pela empresa Feicial (Pr).

As ferramentas cerâmicas utilizadas nos ensaios foram produzidas a partir de pós de alumina α ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$) fornecidos pela empresa Almatris do Brasil Ltda., tipo CT3000 LS SG. Como dopante, foi utilizado óxido de magnésio (MgO), fornecido pela empresa Magnesita do Brasil, com a finalidade de modificar as propriedades microestruturais da cerâmica.

A composição adotada foi de 99,75% em peso de Al_2O_3 e 0,25% em peso de MgO . A adição de MgO tem como objetivo controlar o crescimento do tamanho de grão durante a sinterização, promovendo aumento da dureza e melhoria da tenacidade à fratura do material cerâmico. As partículas de MgO utilizadas apresentam tamanho médio na faixa de 0,40 a 0,60 μm .

Essa metodologia evidencia a relevância do controle rigoroso da composição química e das etapas de processamento na fabricação de cerâmicas avançadas. Através desse controle, torna-se viável a otimização de propriedades como dureza, tenacidade à fratura e resistência térmica. Tais características são essenciais para o bom desempenho das ferramentas cerâmicas, especialmente em operações de usinagem de ligas de alta resistência e difícil usinabilidade. Com isso, é possível obter ferramentas à base de alumina com comportamento mecânico ajustado às condições severas do processo. Além disso, essas ferramentas apresentam maior estabilidade química e térmica, menor desgaste. As características da Alumina CT3000 estão dispostas nas Tabelas 1 e 2.

Tabela 1 – Análise química da Alumina CT3000 LS SG. Valores em %.

Al_2O_3	Na_2O	Fe_2O_3	SiO_2	MgO	CaO
99,8	0,03	0,015	0,015	0,040	0,015

Fonte: Adaptado de Catálogo Almatris (2017)

A composição química da Alumina CT3000 é composta principalmente por Al_2O_3 (99,8%), com pequenas quantidades de impurezas, incluindo Na_2O , Fe_2O_3 , SiO_2 , MgO e CaO . A alta pureza da alumina é essencial em aplicações avançadas, especialmente em materiais cerâmicos de engenharia que exigem elevada dureza, resistência ao desgaste, estabilidade térmica e química.

Tabela 2 – Propriedades da Alumina CT3000 LS SG.

Propriedade	Valor	Unidade
Tamanho da partícula – D50 Cilas	0,5	μm
Tamanho da partícula – D90 Cilas	2,0	μm
Densidade à verde	2,24	g/cm^3
Densidade sinterização (1540° C/ 1600 °C)	3,91/3,95	g/cm^3
Densidade à fogo (retração) (1540° C/ 1600 °C)	16,8 / 17,3%	%

Fonte: Adaptado de Catálogo Almatris (2017)

As matérias primas foram avaliadas em termos de pureza, tamanho e composição de partículas, tempo e meio de moagem, tempo e temperatura de secagem, percentual de adição

de ligante e cargas de compactação uniaxial e isostática. O objetivo foi obter uma densidade a verde superior a 55%, com variações nas taxas de aquecimento, patamares de sinterização e resfriamento após sinterização. Os processos de desenvolvimento das cerâmicas foram realizados com reprodutibilidade e sob um controle rigoroso para obter as propriedades desejadas.

Foram realizadas análises de retração linear, caracterizações das propriedades físicas e mecânicas, além da verificação de macrodefeitos após a sinterização. O grupo de pesquisa observou que, para uso como ferramenta de usinagem, a resistência à fratura deve ser superior a 15 GPa e $2,5 \text{ MPa.m}^{1/2}$, e a densidade relativa precisa ser superior a 98%. Após a determinação desses parâmetros, necessários para o uso como ferramenta de usinagem, os *blanks* são submetidos ao processo de retificação conforme a norma ISO 1832, que especifica o tamanho, espessura do chanfro e raios de ponta para cada liga específica. A literatura e as experiências do grupo de pesquisa servem como base para os métodos de desenvolvimento, caracterização e ajuste das ferramentas para suas aplicações.

O processo de caracterização das amostras cerâmicas foi conduzido por meio de um procedimento rigoroso, com o objetivo de garantir a qualidade e avaliar propriedades físicas relevantes do material. Inicialmente, realizou-se o controle de qualidade visual e dimensional das ferramentas cerâmicas, por meio de inspeção visual e medições com paquímetro, a fim de verificar a conformidade com os padrões estabelecidos. Em seguida, as amostras foram submetidas à análise de microtrincas, utilizando microscopia óptica, com o propósito de identificar possíveis descontinuidades que pudessem comprometer a integridade estrutural do material. Posteriormente, foi realizada a análise de perda de massa, na qual as amostras foram pesadas em balança analítica de alta precisão (0,0001 g), permitindo a avaliação da variação de massa durante o processo de sinterização, por meio da comparação entre a massa do corpo verde e a massa após a sinterização. Por fim, procedeu-se à avaliação da densidade relativa das amostras, utilizando o método de imersão de Arquimedes. A massa específica obtida experimentalmente foi comparada à massa específica teórica do material, determinada pela regra das misturas, possibilitando o cálculo da densidade relativa.

Este procedimento é fundamental para garantir que as amostras cerâmicas atendam às propriedades físicas desejadas e sejam adequadas para suas aplicações previstas.

A caracterização microestrutural detalhada de cerâmicas sinterizadas, destaca o uso de técnicas avançadas de preparação e análise para compreender as propriedades e fases das amostras. Aqui está um resumo dos principais passos.

Preparação das Amostras para MEV: as amostras cerâmicas foram cortadas ao meio e embutidas para facilitar a preparação e análise; as superfícies das amostras foram lixadas sequencialmente com lixas de diferentes granulações (80, 120, 220, 320, 400, 500, 600, 1200) para alcançar uma superfície uniforme. O polimento foi realizado com pasta de diamante de granulometrias de 3 μm e 1 μm , até que se obtivesse uma superfície espelhada, crucial para uma análise clara em microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Limpeza e Tratamento Térmico: após o polimento, as amostras foram removidas do embutimento, colocadas em água destilada em um banho ultrassônico para remover resíduos, secas em estufa e submetidas a um tratamento térmico. O tratamento térmico foi realizado a 1550 °C por 30 minutos em um forno tubular vertical da marca Naber Therm, um passo importante para estabilizar a microestrutura das amostras antes da análise.

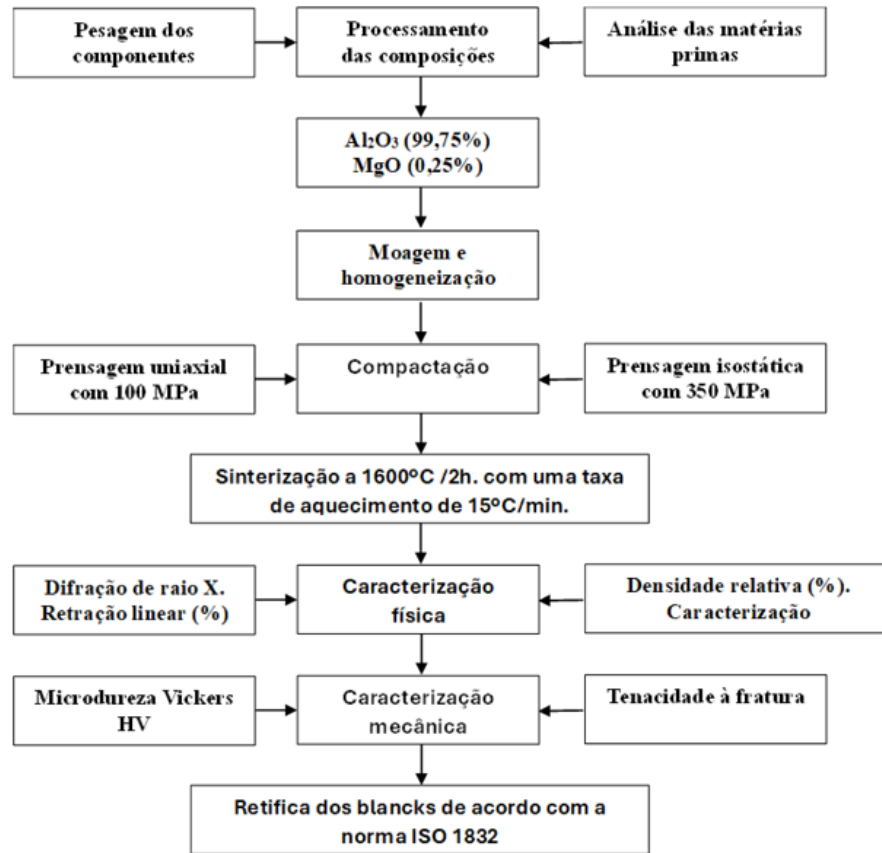
Análise Microestrutural (MEV): a microscopia eletrônica de varredura (MEV) foi usada para caracterizar a microestrutura das cerâmicas sinterizadas, fornecendo imagens de alta resolução das características da superfície, incluindo a presença de porosidade, tamanho de grão e possíveis defeitos.

Análise de Fases Cristalinas: as fases cristalinas presentes nas misturas de pós e nas amostras sinterizadas foram avaliadas por difratometria de Raios-X; as identificações foram feitas usando fichas do Centro Internacional de Dados de Difração, conforme dados do *INTERNATIONAL CENTRE FOR DIFFRACTION DATA* (ICDD) (2020), permitindo a determinação precisa das fases cristalinas presentes nas amostras.

Este processo fornece uma compreensão abrangente da microestrutura e das fases cristalinas das cerâmicas, essenciais para correlacionar as propriedades microestruturais com o desempenho das cerâmicas em suas aplicações finais.

Os tratamentos térmicos e as caracterizações microestruturais foram realizados no Departamento de Ciência e Tecnologia Aeroespacial (DCTA/AMR), localizado em São José dos Campos. As análises de microscopia eletrônica foram conduzidas utilizando um microscópio eletrônico modelo Leo 435VPI, da Zeiss. As demais caracterizações foram realizadas nos laboratórios da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá (FEG-UNESP). A confecção das ferramentas cerâmicas de alumina com MgO é descrita na Figura 41.

Figura 41 – Confeção de ferramentas cerâmicas de alumina com MgO.



Fonte: adaptado de Silva (2022)

As propriedades das ferramentas cerâmicas estão descritas na Tabela 3.

Tabela 3 – Propriedades da ferramenta cerâmica experimental.

Propriedade	Al ₂ O ₃ + MgO
Densidade relativa (%)	98,25 +/- 0,11%
Dureza (GPa)	14,16
Tenacidade à fratura (MPa.m ^{1/2})	2,13 ± 0,25

Fonte: Adaptado de Silva (2020)

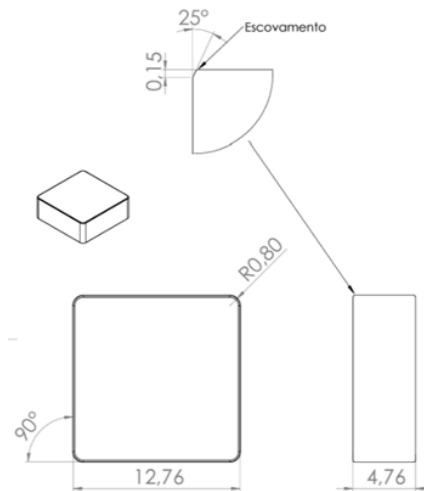
A geometria da ferramenta é codificada em SNGN120408, conforme a norma ABNT NBR ISO 1832:2019, com 12,7 mm de largura, espessura de 4,76 mm e raio de ponta de 0,8 mm, além de apresentar chanfro nas arestas de usinagem de $0,15 \times 25^\circ$ (T01525). A pastilha cerâmica de Al₂O₃ pode ser observada nas Figuras 42, 43 e 44, que apresentam respectivamente a pastilha cerâmica, o desenho esquemático da ferramenta e a microestrutura do material.

Figura 42 – Imagem da pastilha cerâmica.



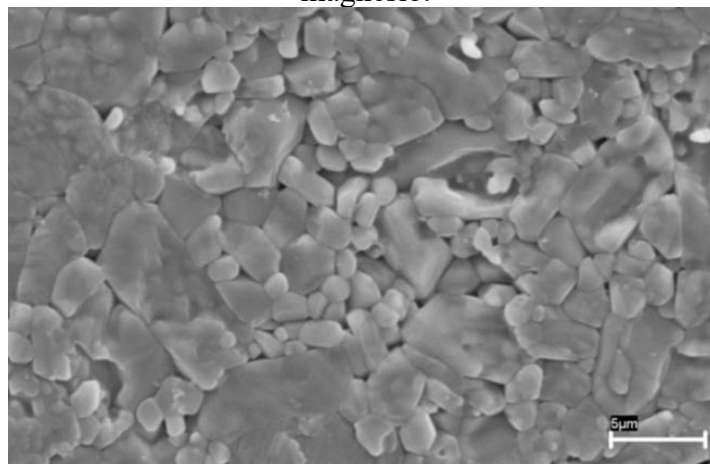
Fonte: própria do autor

Figura 43 – Desenho esquemático das dimensões da ferramenta cerâmica.



Fonte: UNESP – Laboratório de Estudo de Usinagem – LEU (2024)

Figura 44 – Microestrutura da pastilha cerâmica experimental de composição alumina-magnésio.



Fonte: UNESP (2020)¹

¹ Material fornecido pelo grupo de pesquisa em usinagem do Departamento de Materiais e Tecnologia – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá – UNESP, Guaratinguetá/SP, 2020

Para a realização dos ensaios de torneamento, as pastilhas cerâmicas foram fixadas em um porta-ferramenta modelo CAPTO B01T9032445, da empresa Seco Tools™, conforme ilustrado na Figura 45. O sistema de fixação utilizado é do tipo cunha-grampo, sendo compatível com pastilhas do tipo S. As principais características das pastilhas utilizadas no suporte são apresentadas a seguir. Ângulo de posição (Kr) de 75°

- Ângulo de inclinação (λ_s) de -6°
- Ângulo de saída (γ_o) de -6° , em ferramentas sem quebra-cavacos.

Figura 45 – Porta-ferramenta marca Seco Tools modelo capto B01T9032445.



Fonte: Riberio (2020)

3.8 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL E ANÁLISE DE DADOS

Para o planejamento experimental, realizou-se estudos exploratórios para os parâmetros de entradas, velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p). Após a obtenção dos resultados experimentais, foram realizadas análises por meio de gráficos de efeitos principais, gráficos de superfície de resposta e análise de variância (ANOVA), considerando um intervalo de confiança de 95%. O objetivo dessas análises foi identificar os parâmetros estatisticamente significativos e determinar os níveis dos fatores que proporcionam os menores valores para a variável de resposta.

Segundo Montgomery e Runger (2003), na análise de uma tabela ANOVA associada a modelos de regressão, alguns parâmetros estatísticos são fundamentais para avaliar a qualidade do ajuste do modelo. O coeficiente de determinação (R^2) quantifica a proporção da variabilidade da variável resposta que é explicada pelo modelo, sendo amplamente utilizado como indicador do seu poder explicativo. Valores de R^2 próximos de 1 indicam que o modelo

descreve bem os dados experimentais, enquanto valores próximos de 0 indicam baixo nível de explicação da variabilidade observada.

O coeficiente de determinação ajustado (R^2 ajustado) consiste em uma modificação do R^2 que considera o número de variáveis independentes (p) e o tamanho da amostra (n), reduzindo o valor do coeficiente quando são incluídos termos que não contribuem significativamente para o modelo. Dessa forma, o R^2 ajustado fornece uma avaliação mais criteriosa do ajuste, sendo mais apropriado para a comparação entre modelos com diferentes números de parâmetros.

Adicionalmente, considerando um nível de confiança de 95% ($\alpha = 0,05$), a significância estatística dos termos do modelo é avaliada por meio do p-valor, de modo que não se rejeita a hipótese nula quando $p\text{-valor} \geq 0,05$, e rejeita-se a hipótese nula quando $p\text{-valor} < 0,05$.

Caso a hipótese nula seja rejeitada, torna-se necessário normalizar os dados para atender às premissas da análise de variância. Para isso, foi aplicada a transformação Box-Cox. Desenvolvida por G.E.P. Box e D.R. Cox, a transformação Box-Cox foi originalmente publicada no estudo "*An Analysis of Transformations*". Segundo Montgomery (2012), essa transformação é utilizada para estabilizar a variância da variável resposta, aproximando-a de uma distribuição normal. A transformação Box-Cox é descrita pelas Equações 19 e 20.

$$y^n = \begin{cases} \frac{y^\lambda - 1}{\lambda \bar{Y}^{\lambda-1}} & \lambda \neq 0 \\ \bar{Y} \ln y & \lambda = 0 \end{cases} \quad (19)$$

$$\bar{Y} = n^{-1} \left[\left(\frac{1}{n} \right) \sum \ln y \right] \quad (20)$$

No qual: $\bar{Y}$ é a média geométrica das respostas e λ é a estimativa de máxima verossimilhança de λ onde o valor em que a soma dos quadrados do erro é mínima.

O valor de λ é usualmente escolhido quando se realiza a análise gráfica dos valores da soma dos erros pelo valor de λ e escolhendo o valor que minimiza os valores da soma dos erros.

Para que os resultados da análise de variância sejam confiáveis, é essencial que os resíduos dos dados sigam uma distribuição normal. Para avaliar a normalidade, foi aplicado o teste de Anderson-Darling.

O teste Anderson-Darling (AD), criado por T.W. Anderson e D.A. Darling e publicado em 1954 no artigo "*A test of goodness of fit*", serve para verificar se um conjunto de dados segue uma distribuição de probabilidade específica, como a distribuição normal. O teste AD é descrito pela Equação 21.

$$W_n^2 = -\frac{1}{2} \sum (2i-1) [\log F^*(X_i) + \log (1 - F^*(X_{n+1-i}))] \quad (21)$$

Onde $F^*(X_i)$ é a função cumulativa para a distribuição, X_{is} são os dados ordenados e n é o tamanho da amostra.

As duas hipóteses consideradas no teste de Anderson-Darling para a distribuição normalmente são as seguintes:

- H0: Os dados seguem uma distribuição específica.
- H1: Os dados não seguem uma distribuição específica.

3.8.1 Planejamento experimental

O planejamento experimental adotado para as ferramentas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$ foi o composto central com três fatores. Os fatores selecionados para analisar o desempenho da ferramenta no torneamento foram a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Cada parâmetro foi definido em dois níveis: baixo e alto (-1,1). Os valores estabelecidos foram de 300 e 500m/min para a velocidade de corte (V_c), 0,10 e 0,20 mm/rev para o avanço (f), e 0,10 e 0,20 mm para a profundidade de usinagem (a_p). Os níveis dos fatores utilizados no processo podem ser visualizados na Tabela 4.

Tabela 4. Valores experimentais dos parâmetros de usinagem

Fator	-1,68	-1	0	+1	+1,68
V_c	237	300	400	500	563
f	0,068	0,1	0,15	0,2	0,232
a_p	0,068	0,1	0,15	0,2	0,232

Fonte: Própria do autor

O comprimento do avanço utilizado em cada ensaio foi de 25 mm. Os ensaios foram realizados de acordo com a sequência mostrada no Quadro 12, que resume os experimentos em função das repetibilidades dos ensaios. Em decorrência da grande quantidade de experimentos, cada repetição foi estruturada em blocos, totalizando quinze blocos diferentes de ensaios com

mesma velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem, porém com diâmetros diferentes A rotação para cada experimento foi determinada pela equação 21.

$$\eta = \frac{V_c \cdot 1000}{\pi \cdot D} \quad (21)$$

No qual: η rotação calculada, V_c velocidade de corte, π constante matemática, D diâmetro da peça.

A combinação dos fatores utilizados no experimento com as repetições de alguns fatores pode ser visualizada no Quadro 12

Quadro 12. – Combinação dos fatores utilizados no experimento

Bloco	Repetições	Vc (m/min)	f (mm/rev)	a _p (mm)	Ø (mm)	η (rpm)
1	2	563	0,150	0,150	79,85	2244
					77,40	2315
2	10	400	0,150	0,150	79,85	1594
					79,40	1603
3	s / repetição	400	0,068	0,150	79,40	1603
4	s / repetição	400	0,232	0,150	79,85	1594
5	2	237	0,150	0,150	78,70	958
6	2	500	0,100	0,100	78,90	2017
7	2	500	0,200	0,100	78,90	2017
7	2	500	0,200	0,100	77,40	2056
8	2	300	0,100	0,100	78,90	1210
					78,70	1213
9	2	300	0,200	0,100	78,70	1213
10	2	500	0,100	0,100	78,30	2032
11	2	500	0,200	0,200	78,30	2032
12	s / repetição	300	0,100	0,200	78,30	1219
13	2	300	0,200	0,200	77,40	1233
14	s / repetição	300	0,100	0,200	77,40	1233
15	2	400	0,150	0,068	78,70	1617
16	2	400	0,150	0,232	77,70	1638
9	2	300	0,200	0,100	78,70	1213
10	2	500	0,100	0,100	78,30	2032
11	2	500	0,200	0,200	78,30	2032
12	s / repetição	300	0,100	0,200	78,30	1219
13	2	300	0,200	0,200	77,40	1233
14	s / repetição	300	0,100	0,200	77,40	1233
15	2	400	0,150	0,068	78,70	1617
16	2	400	0,150	0,232	77,70	1638

Fonte: própria do autor

4 RESULTADOS

Nessa etapa do trabalho foram analisados: a análise de variância ANOVA, gráfico de efeitos principais e gráfico de superfície de resposta para cada variável de saída.

Para a análise do gráfico de superfície de resposta foi fixada uma variável de entrada e a influência de outras variáveis de entradas no processo.

4.1 METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA.

4.1.1 Análise de potência média.

A análise ANOVA para os valores de potência de usinagem média durante os ensaios podem ser analisados pela Tabela 5.

Tabela 5 – Análise de variância (ANOVA) para potência média.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	887140	98571	1,08	0,403
Linear	3	384560	128187	1,41	0,260
..Vc	1	1431	1431	0,02	0,901
..f	1	99154	99154	1,09	0,305
..ap	1	283976	283976	3,12	0,087
.Quadrado	3	63215	21072	0,23	0,874
..Vc*Vc	1	13331	13331	0,15	0,705
..f*f	1	53983	53983	0,59	0,447
..ap*ap	1	5591	5591	0,06	0,806
. Interação com 2 Fatores	3	439382	146461	1,61	0,208
..Vc*f	1	21775	21775	0,24	0,628
..Vc*ap	1	211554	211554	2,32	0,138
..f*ap	1	206053	206053	2,26	0,143
Erro	30	2729848	90995		
Falta de ajuste	5	417144	83429	0,90	0,495
Erro puro	25	2312704	92508	*	*
Total	39	3616988	R ² = 24,53	R ² (aj) = 1,89	

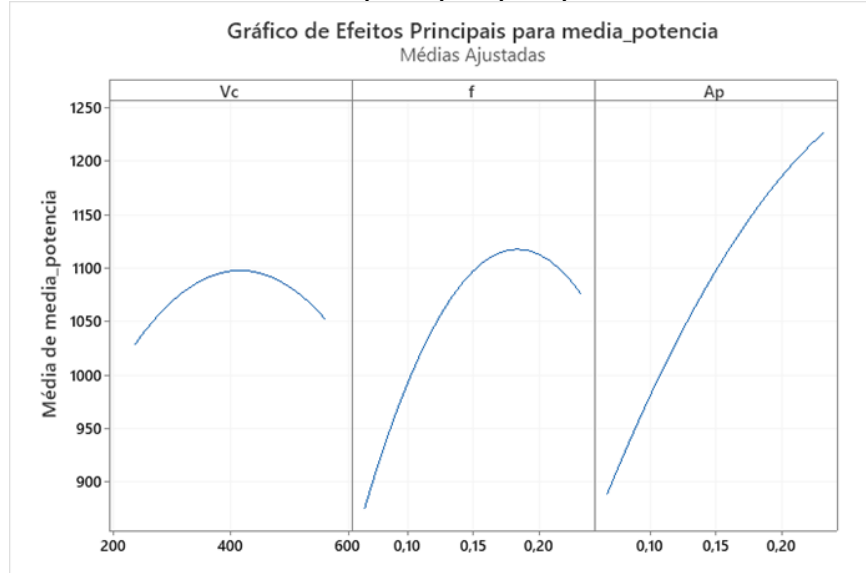
Fonte: própria do autor

Analisando a Tabela ANOVA, o valor de R² igual a 24,53% indica que apenas essa fração da variação da resposta é explicada pelas variáveis independentes, sugerindo que o modelo não representa bem os dados. O R² ajustado de 1,89% reforça que o modelo é pouco explicativo e que as variáveis de entrada não têm relevância estatística significativa para prever

a resposta. Os fatores lineares e quadráticos não apresentaram significância (valor- $p > 0,05$), e a falta de ajuste do modelo também não foi significativa (p -valor $> 0,05$).

A partir dos valores de potência média de usinagem obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise dos efeitos principais conforme ilustrado na Figura 46.

Figura 46 – Gráfico dos efeitos principais para potência média de usinagem.

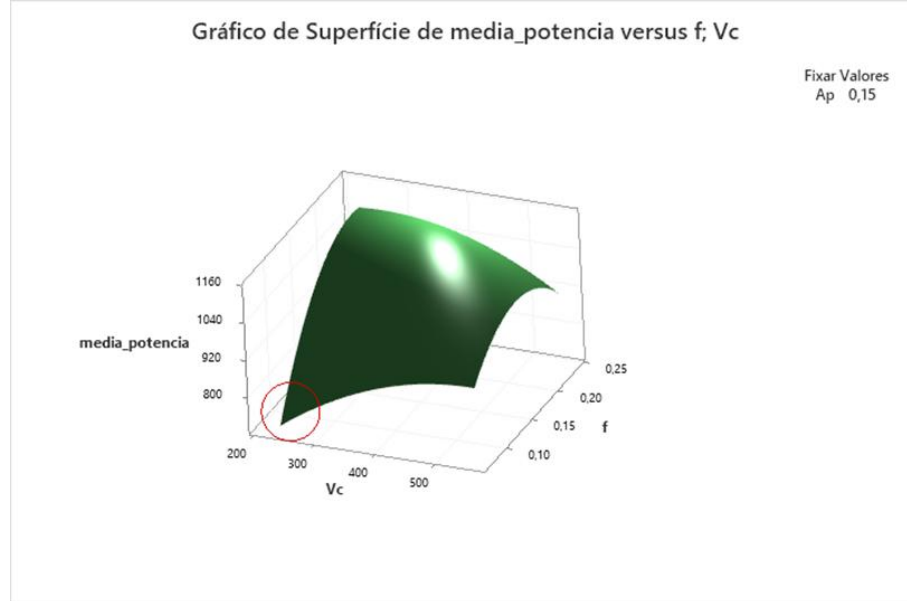


Fonte: Própria do autor.

A análise dos efeitos principais sobre a potência média mostra que a curva da velocidade de corte (V_c) apresenta um ponto de máximo entre 400 e 450 m/min. Inicialmente, o aumento da velocidade de corte (V_c) eleva a potência consumida, mas após o máximo, ela diminui devido à redução do tempo de contato entre ferramenta e peça, diminuindo atrito e calor. A curva do avanço (f) tem um ponto de máximo entre 0,15 e 0,20 mm/rotação; a potência aumenta até esse ponto e depois diminui, devido ao equilíbrio entre remoção de material e forças de usinagem. Avanços elevados geram instabilidade, atrito e menor eficiência. A profundidade de usinagem (a_p) apresenta comportamento linear crescente, indicando aumento contínuo da potência com o maior volume removido e exigência maior do motor, o que impõe carga adicional sobre a ferramenta e o sistema.

Os gráficos da superfície de resposta para a potência média em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 47, 48 e 49.

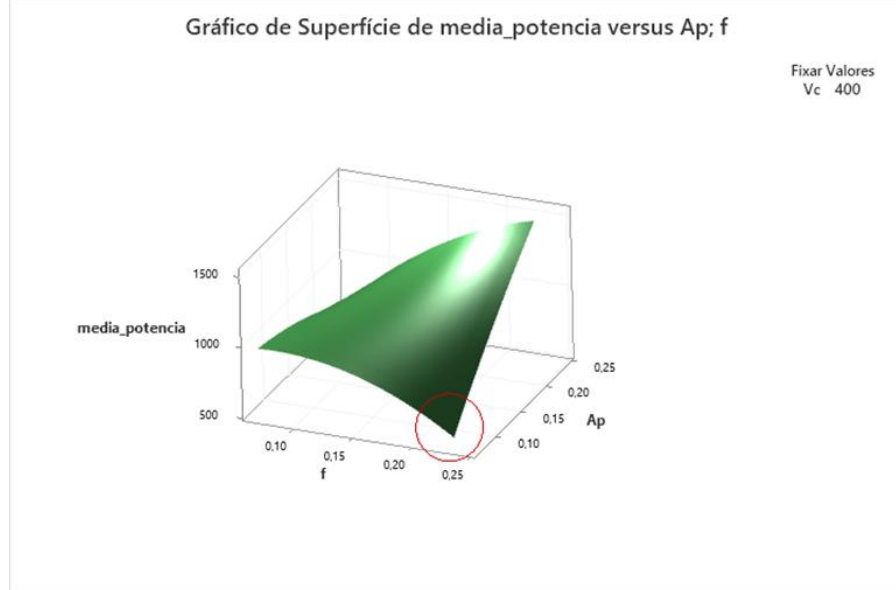
Figura 47 – Gráfico de superfície de resposta da potência média (W) em função do avanço (f) e velocidade de corte (V_c) com profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta apresenta a potência média em função da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), com a profundidade de corte fixada em $a_p = 0,15$ mm. Menores valores de avanço (f) e velocidade de corte (V_c), resultam em menor consumo de potência, e menores V_c com maiores avanços o consumo de potência é maior, indicando que nestas condições, o avanço contribuiu para o maior consumo de potência. Isso é esperado, pois maiores valores de avanço implicam maior volume de material removido por unidade de tempo, elevando o esforço de corte. O gráfico sugere a existência de um ponto de máximo dentro da região experimental analisada.

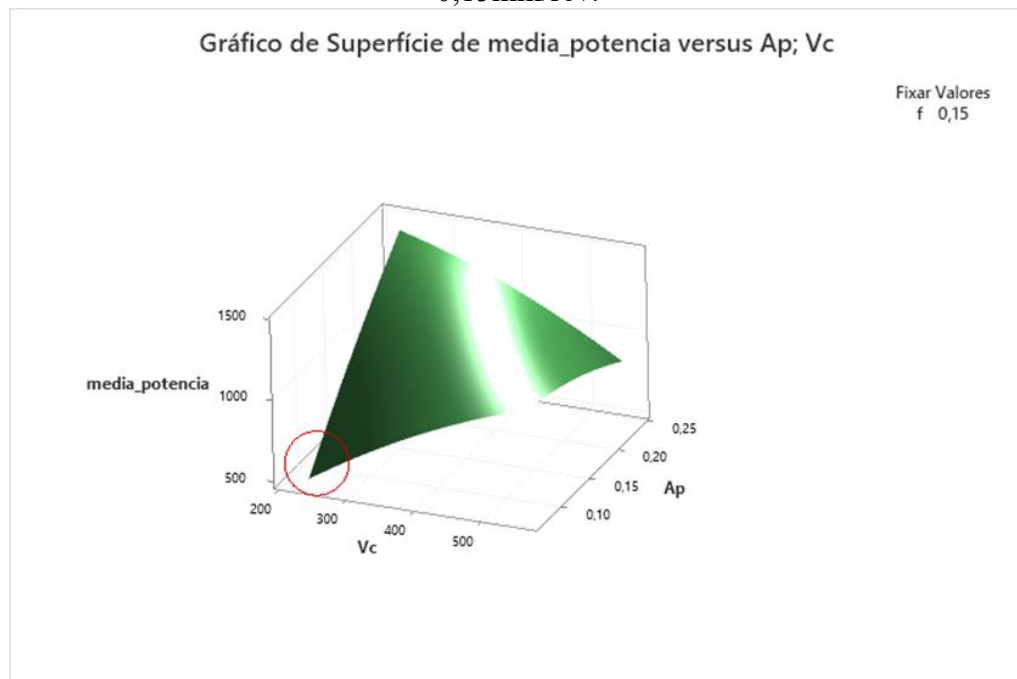
Figura 48 – Gráfico de superfície de resposta da potência média (W) em função do avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta apresenta a potência média em função do avanço (f), profundidade de usinagem (a_p) com velocidade de corte (V_c) fixada = 400m/min. Observou-se que maiores valores de avanço (f) combinados com menores profundidades de usinagem (a_p), levam a um menor consumo de potência. Essa condição reduz o volume de material removido por passe, aliviando o esforço sobre a ferramenta e, como resultado, diminuindo a potência consumida. Por outro lado, quando há um acréscimo na profundidade de corte com o mesmo avanço há um aumento na potência. Essa condição aumenta o volume de material removido e consequentemente exige maior potência do motor. Sendo a profundidade de usinagem a variável que mais contribuiu para o consumo de energia nestas condições de usinagem.

Figura 49 – Gráfico de superfície de resposta da potência média (W) em função da profundidade de usinagem (a_p) e velocidade de corte (V_c), com avanço (f) = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta apresenta a potência média em função da velocidade de corte (V_c) e da profundidade de usinagem (a_p), com o avanço fixado em 0,15 mm/rev indica que o consumo de potência é fortemente influenciado pela profundidade de usinagem, nestas condições de usinagem, apresentando aumento significativo com o seu incremento. Esse comportamento está relacionado ao aumento da seção de corte e, conseqüentemente, dos esforços de usinagem. Observa-se que os menores valores de consumo de potência estão associados a baixas profundidades de usinagem e velocidades de corte reduzidas, evidenciando que condições menos severas de usinagem demandam menor energia no processo.

4.1.2 Potência máxima consumida

A análise ANOVA para os valores de potência de usinagem máxima consumida durante os ensaios podem ser analisados pela Tabela 6.

Tabela 6 – Análise de variância (ANOVA) para potência máxima.

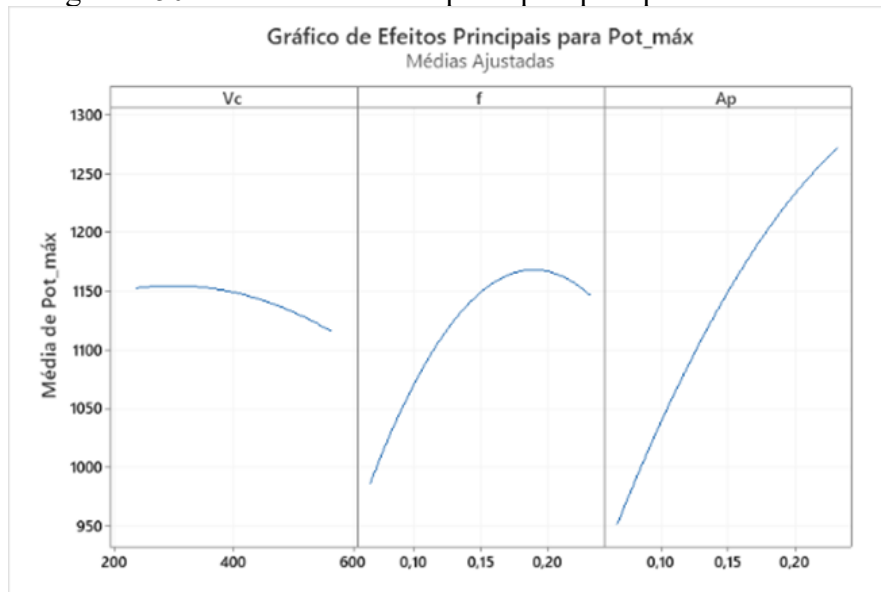
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	756189	84021	0,89	0,542
.Linear	3	321774	107258	1,14	0,348
..Vc	1	3648	3648	0,04	0,845
..f	1	63045	63045	0,67	0,419
..ap	1	255081	255081	2,72	0,110
.Quadrado	3	28200	9400	0,10	0,959
..Vc*Vc	1	895	895	0,01	0,923
..f*f	1	24941	24941	0,27	0,610
..ap*ap	1	5011	5011	0,05	0,819
Interação com 2 Fatores	3	406831	135610	1,44	0,250
Vc*f	1	2178	2178	0,02	0,880
Vc*ap	1	151406	151406	1,61	0,214
f*ap	1	253248	253248	2,70	0,111
Erro	30	2818575	93953		
Falta de ajuste	5	365582	73116	0,75	0,597
Erro puro	25	2452993	98120	*	*
Total	39	3574764	R ² = 21,15	R ² (aj) = 0,0	

Fonte: Própria do autor

A análise de variância (ANOVA), realizada com nível de confiança de 95% ($\alpha = 0,05$), indicou que os fatores velocidade de corte (Vc), avanço (f) e profundidade de usinagem (ap) não apresentaram influência estatisticamente significativa sobre a resposta analisada. Esses resultados indicam que não há evidências estatísticas suficientes para afirmar que tais parâmetros influenciam significativamente a variável de saída nas condições estudadas. O coeficiente de determinação ($R^2 = 21,15\%$) indica baixo poder explicativo do modelo, o que é reforçado pelo valor do R^2 ajustado igual a 0,00%, evidenciando que o modelo não descreve adequadamente a variabilidade da resposta.

A partir dos valores de potência máxima de usinagem consumida obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise das médias ajustadas conforme ilustrado na Figura 50.

Figura – 50 Gráfico dos efeitos principais para potência máxima

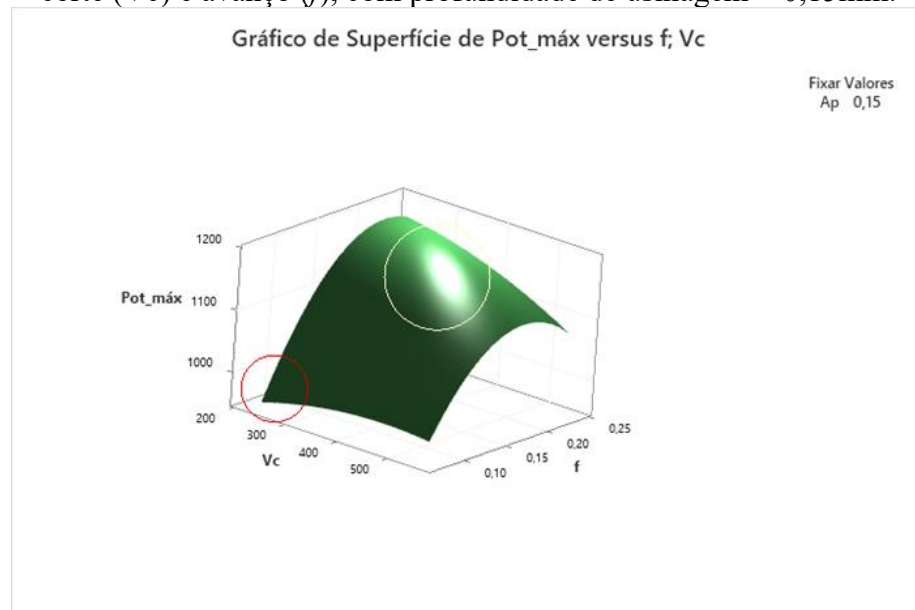


Fonte: própria do autor

A análise dos efeitos principais sobre a potência máxima nos mostra que o gráfico da velocidade de corte (V_c) apresenta uma leve curva descendente, conforme a velocidade de corte aumenta há uma tendência de redução na potência máxima, ao contrário do que ocorre normalmente, tendo em vista que velocidades maiores provocam aumento nas taxas de desgaste das ferramentas o que leva a maiores valores de potência necessária ao usinagem. Entretanto, nas condições experimentais adotadas, provavelmente os valores de desgaste não foram significativos, possivelmente em função dos curtos percursos de usinagem utilizados e baixo tempo efetivo de usinagem, o aumento da potência com a velocidade não se confirmou. A curva do avanço (f) apresenta um ponto de máximo entre 0,15 e 0,20 mm/rotação, a potência máxima aumenta com o avanço até esse ponto e, em seguida, diminui. Esse comportamento evidencia a existência de uma faixa ideal de avanço para minimizar o consumo de energia. Já a curva da profundidade de usinagem (a_p) apresenta comportamento linear crescente, indicando que a potência máxima aumenta continuamente com o aumento da profundidade de usinagem devido ao maior volume de material removido, o que exige uma demanda maior de potência do motor, sendo a variável que mais influenciou o consumo de energia no processo.

Os gráficos de superfície de resposta para a potência máxima em função dos fatores controláveis codificados são mostrados nas Figuras 51, 52 e 53.

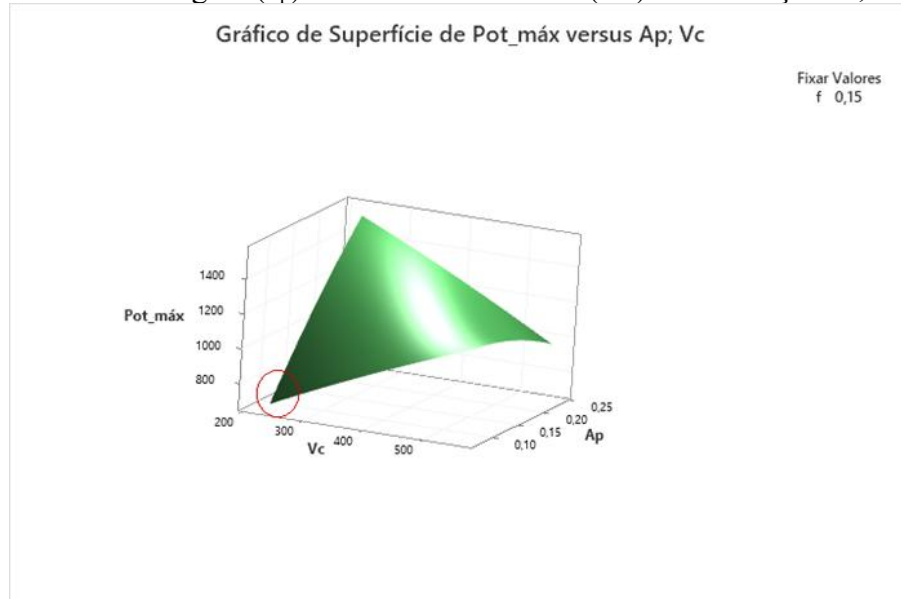
Figura 51 – Gráfico de superfície de resposta de potência máxima em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f), com profundidade de usinagem = 0,15mm.



Fonte: própria do autor

A superfície de resposta da potência máxima em função da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), com $a_p = 0,15$ mm, apresenta comportamento não linear. Os menores valores ocorrem em baixos avanços e baixas velocidades, enquanto o aumento do avanço eleva significativamente a potência, indicando maior influência desse parâmetro. A velocidade de corte apresenta variação mais suave ao longo do domínio experimental nestas condições de usinagem. Apesar da ANOVA não indicar significância estatística, a superfície evidencia tendências de aumento da potência associadas principalmente ao avanço e à interação entre os fatores. Observa-se que o comportamento do gráfico indica a existência de um ponto de máximo dentro do intervalo experimental.

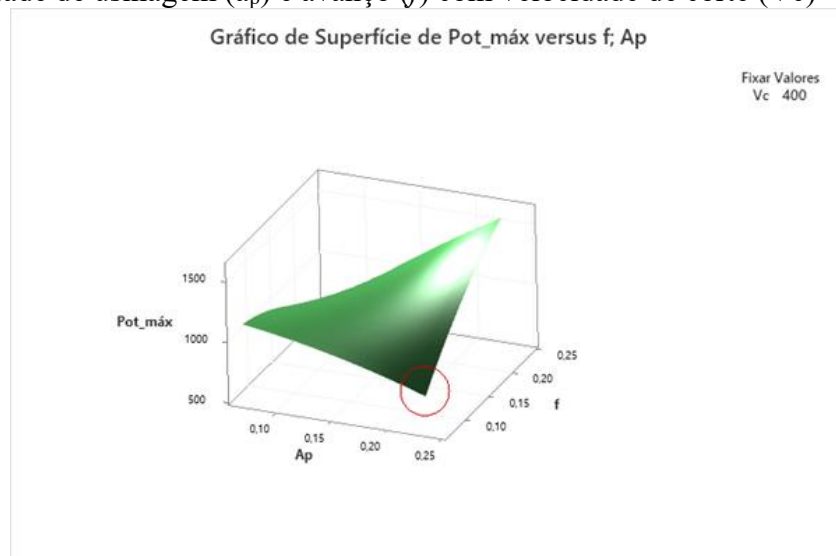
Figura 52 – Gráfico de superfície de resposta de potência máxima em função da profundidade de usinagem (a_p) e velocidade de corte (V_c) com avanço = 0,15 mm/rev.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta apresenta a potência máxima em função da velocidade de corte (V_c) e da profundidade de usinagem (a_p), mantendo o avanço fixo em $f = 0,15$ mm/rev. indicou que a menor potência consumida ocorre com baixa profundidade de usinagem e com baixa velocidade de corte. Sendo o maior consumo de energia com a mesma velocidade de corte, porém com maior profundidade de usinagem, indicando que a profundidade de usinagem é a variável que mais influência no consumo de energia nestas condições de usinagem.

Figura 53 – Gráfico de superfície de resposta de potência máxima (W) em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) = 400 m/min.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta apresenta a potência máxima em função do avanço (f) e da profundidade de usinagem (a_p), mantendo a velocidade de corte fixada em $V_c = 400$ m/min. Os menores valores de potência são observados na região de maiores avanços combinados com menores profundidades de usinagem. À medida que a profundidade de usinagem aumenta, especialmente em condições de avanço elevado, verifica-se um aumento significativo da potência, atingindo valores máximos nessa região. Esse comportamento está diretamente associado ao aumento da seção de corte e da taxa de remoção de material, o que eleva os esforços de usinagem e, conseqüentemente, a demanda de potência do sistema. Assim, a profundidade de usinagem (a_p) se destaca como o parâmetro de maior influência no consumo de energia nas condições analisadas.

4.1.3 Vibração média

A análise ANOVA para os valores de média vibração média durante os ensaios pode ser analisada pela Tabela 7.

Tabela 7 – Análise de variância (ANOVA) para vibração média.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	5,0210	0,55789	0,98	0,476
Linear	3	2,5023	0,83410	1,47	0,244
V_c	1	0,3552	0,35525	0,62	0,436
f	1	0,4674	0,46745	0,82	0,372
a_p	1	1,6796	1,67960	2,95	0,096
Quadrado	3	1,0648	0,35492	0,62	0,605
$V_c * V_c$	1	0,0090	0,00902	0,02	0,901
$f * f$	1	0,0771	0,07710	0,14	0,715
$a_p * a_p$	1	1,0250	1,02498	1,80	0,190
Interação com 2 Fatores	3	1,4961	0,49871	0,88	0,464
$V_c * f$	1	1,0104	1,01037	1,78	0,193
$V_c * a_p$	1	0,4803	0,48026	0,84	0,366
$f * a_p$	1	0,0055	0,00551	0,01	0,922
Erro	30	17,0760	0,56920		
Falta de ajuste	5	2,3073	0,46147	0,78	0,573
Erro puro	25	14,7686	0,59075	*	*
Total	39	22,0970	$R^2 = 22,72\%$	$R^2(aj) = 0,00\%$	

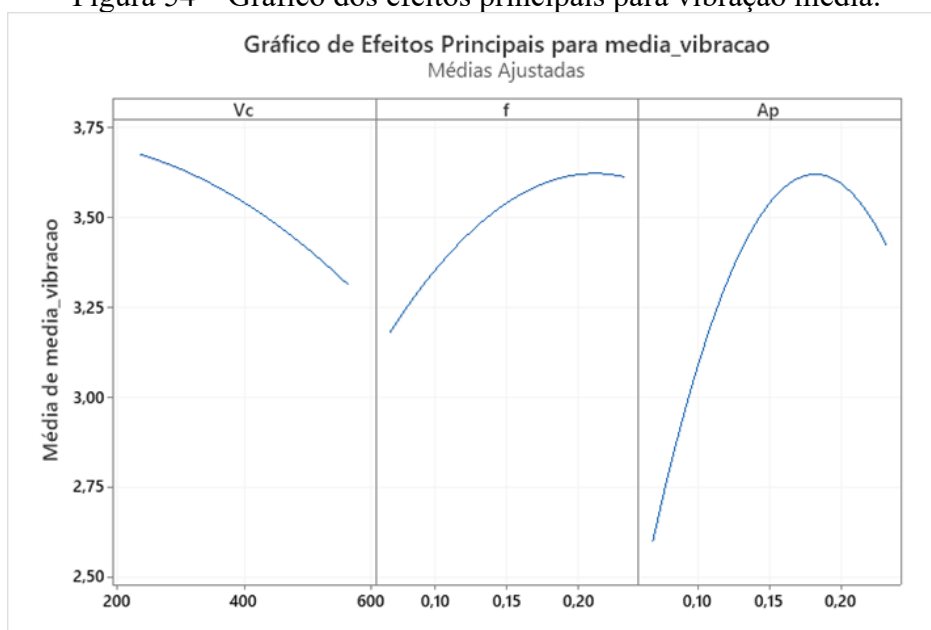
Fonte: própria do autor

Analisando a Tabela da ANOVA, o valor $R^2 = 22,72\%$ indicam que apenas 22,72% da variação dos dados de resposta (variável dependente) é explicada pelas variáveis independentes no modelo. O valor de R^2 ajustado de 0,00% indica que o modelo não explica a

variabilidade da resposta e que as variáveis independentes não têm relevância estatística significativa para prever a variável dependente. Os fatores de entradas lineares e quadráticos não tiveram significância estatística na variável de saída, valor- $p > 0,05$. O modelo apresentou uma falta de ajuste não significativo ($p\text{-valor} > 0,05$).

A partir dos valores de média obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise dos efeitos principais para média vibração conforme ilustrado na Figura 54.

Figura 54 – Gráfico dos efeitos principais para vibração média.

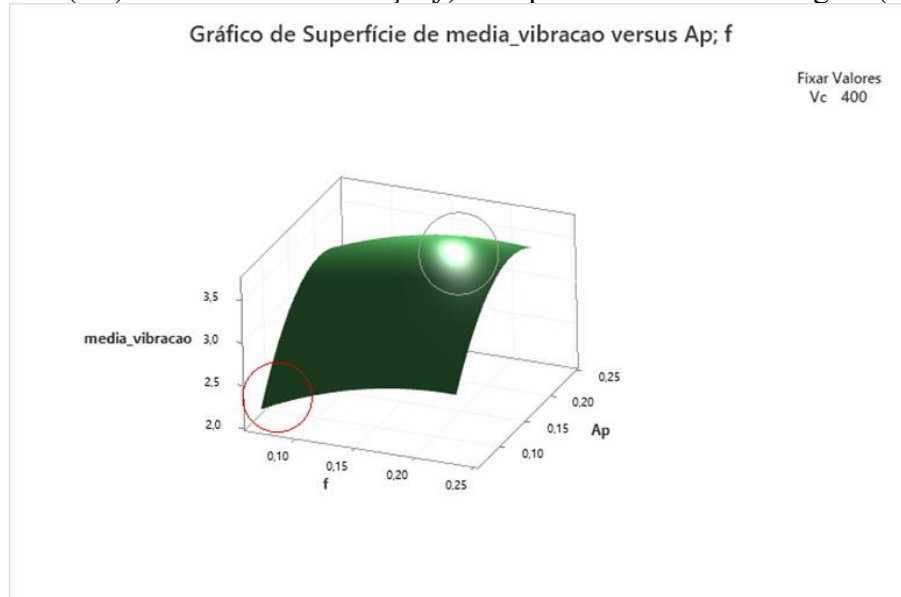


Fonte: própria do autor.

O gráfico de efeitos principais para a média da vibração indica que a velocidade de corte (V_c) apresenta uma leve tendência de redução da vibração com o seu aumento. O avanço (f) exerce influência moderada, com aumento da vibração até valores intermediários, seguido de leve estabilização. Já a profundidade de usinagem (a_p) demonstra maior influência sobre a resposta, apresentando comportamento não linear, com aumento acentuado da vibração até um valor máximo em níveis intermediários e posterior redução. Esses resultados indicam que a profundidade de usinagem é o parâmetro mais sensível na variação da vibração média nas condições analisadas.

Os gráficos de superfície de resposta para a vibração média em função das variáveis de entradas são apresentados nas Figuras 55, 56 e 57.

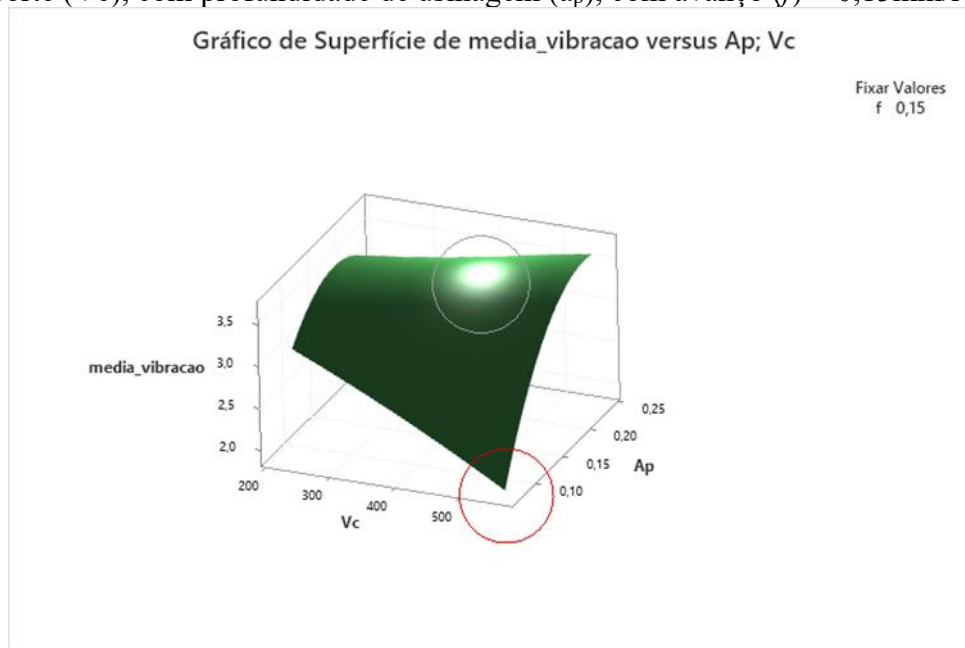
Figura 55 – Gráfico de superfície de resposta de vibração média em função da velocidade de corte ($V_c = 400$ m/min. e avanço (f) com profundidade de usinagem (a_p).



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta da média da vibração em função da profundidade de usinagem (a_p) e do avanço (f), com a velocidade de corte fixada em $V_c = 400$ m/min, apresenta comportamento não linear ao longo do domínio experimental. Os menores valores de vibração são observados na região de baixos avanços e baixas profundidades de usinagem. À medida que ambos os parâmetros aumentam, verifica-se elevação da vibração, atingindo valores máximos em níveis intermediários a elevados de a_p e f . Observa-se que a profundidade de usinagem exerce maior influência sobre a resposta, com variação mais acentuada ao longo de seu eixo. Esse comportamento está associado ao aumento da seção de corte, que eleva os esforços de usinagem e intensifica as excitações dinâmicas do sistema, resultando em maiores níveis de vibração.

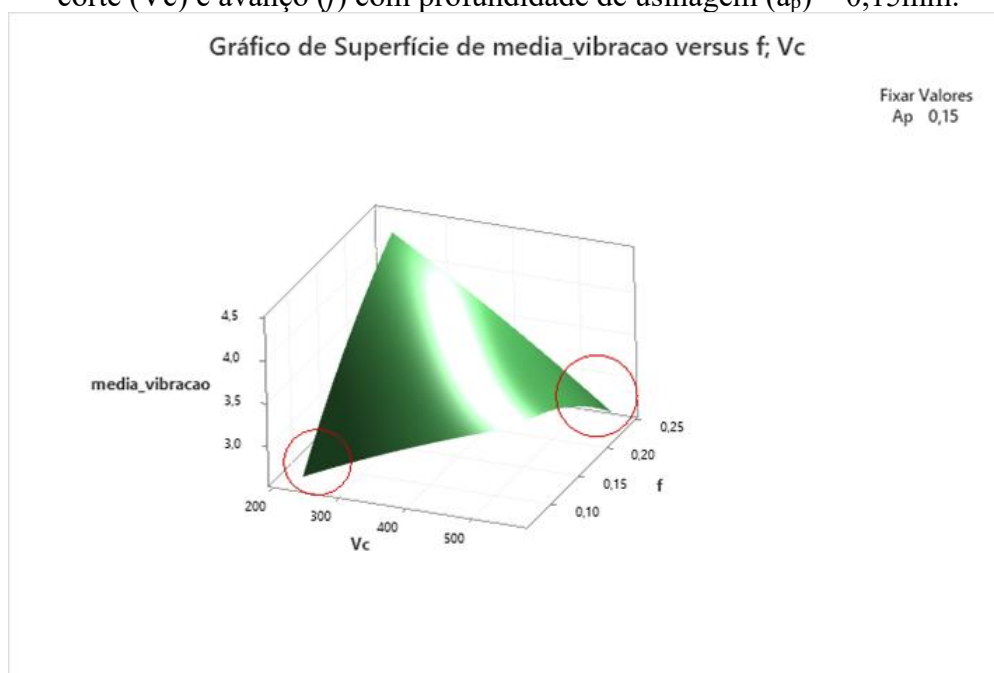
Figura 56 – Gráfico de superfície de resposta de vibração média em função da velocidade de corte (V_c), com profundidade de usinagem (a_p), com avanço (f) = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta da média da vibração em função da profundidade de usinagem (a_p) e da velocidade de corte (V_c), com o avanço fixado em $f = 0,15$ mm/rev, apresenta comportamento não linear ao longo do domínio experimental. Os menores valores de vibração são observados na região de maiores velocidades de corte combinadas com baixas profundidades de usinagem. À medida que a profundidade de usinagem aumenta, verifica-se elevação significativa da vibração, atingindo valores máximos em níveis intermediários a elevados de a_p . Em relação à velocidade de corte, observa-se uma tendência de redução da vibração com o seu aumento, porém de forma pouco acentuada. Esses resultados indicam que a profundidade de usinagem exerce maior influência sobre a vibração média, estando esse comportamento associado ao aumento da seção de corte e dos esforços de usinagem, que intensificam as excitações dinâmicas do sistema.

Figura 57 – Gráfico de superfície de resposta de vibração média em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta apresenta a vibração média em função do avanço (f) e da velocidade de corte (V_c), com a profundidade de usinagem fixada em $a_p = 0,15$ mm. A menor vibração ocorre com a combinação de velocidade de corte e avanço nas seguintes regiões do gráfico: entre 200 m/min e 300 m/min, com avanço variando de 0,068 mm/rev a 0,10 mm/ver. e entre 500 m/min e 537 m/min, com avanço entre 0,20 mm/rev e 0,25 mm/rev. Esse comportamento indica que tanto combinações de baixa velocidade de corte e baixo avanço quanto de alta velocidade de corte e elevado avanço tendem a minimizar a vibração. Por outro lado, a combinação de baixa velocidade de corte com altos valores de avanço resulta em aumento da vibração, caracterizando uma condição desfavorável ao processo de usinagem.

4.1.4 Vibração máxima

A análise ANOVA para os valores de vibração máxima durante os ensaios pode ser analisado pela Tabela 8.

Tabela 8 – Análise de variância (ANOVA) para vibração máxima.

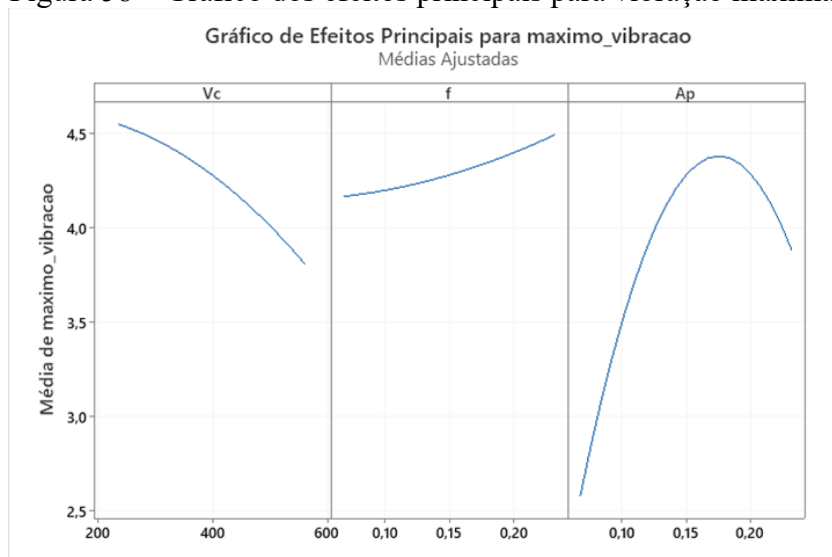
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	15,6191	1,73546	0,80	0,622
Linear	3	5,9780	1,99268	0,91	0,446
Vc	1	1,5048	1,50478	0,69	0,413
f	1	0,2662	0,26617	0,12	0,729
ap	1	4,2071	4,20709	1,93	0,175
Quadrado	3	4,0842	1,36140	0,62	0,605
Vc*Vc	1	0,0439	0,04387	0,02	0,888
f*f	1	0,0092	0,00924	0,00	0,949
ap*ap	1	4,0084	4,00844	1,84	0,185
Interação com	3	5,6635	1,88782	0,87	0,469
Vc*f	1	2,4659	2,46594	1,13	0,296
Vc*ap	1	3,1727	3,17273	1,46	0,237
f*ap	1	0,0248	0,02479	0,01	0,916
Erro	30	65,3747	2,17916		
Falta de ajuste	5	11,1911	2,23821	1,03	0,420
Erro puro	25	54,1836	2,16734	*	*
Total	39	80,9938	$R^2 = 19,28\%$	$R^2(aj) = 0,00\%$	

Fonte: própria do autor.

Analisando a Tabela da ANOVA, o valor de $R^2 = 19,28\%$ indica baixo poder explicativo do modelo, enquanto o R^2 ajustado igual a 0,00% demonstra que as variáveis independentes não apresentaram relevância estatística significativa para prever a resposta. Os fatores lineares e quadráticos não foram significativos (valor-p > 0,05), e o modelo apresentou falta de ajuste não significativa (valor-p > 0,05).

A partir dos valores de vibração máxima obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise dos efeitos principais conforme ilustrado na Figura 58.

Figura 58 – Gráfico dos efeitos principais para vibração máxima.

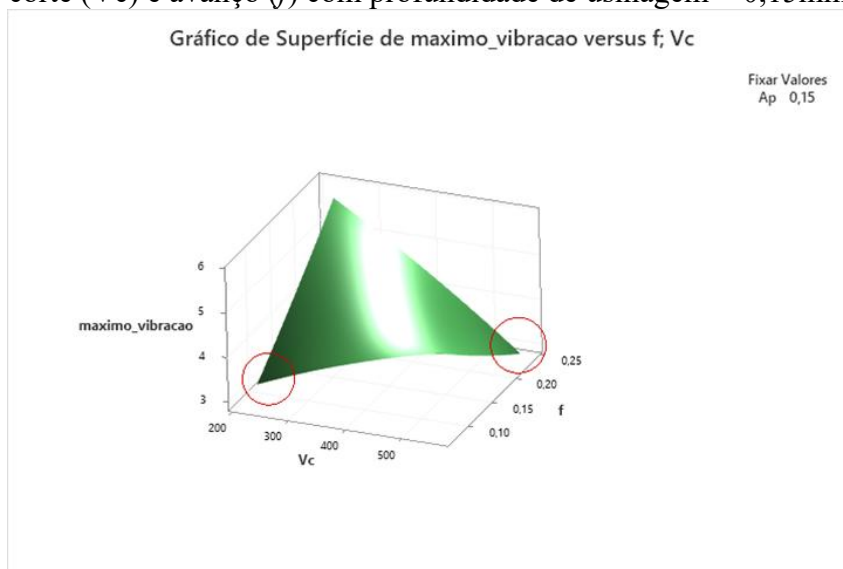


Fonte: própria do autor.

A análise dos efeitos principais sobre a vibração máxima indica que a velocidade de corte (V_c) apresenta uma tendência de redução da vibração com o seu aumento, sendo essa variação pouco acentuada. O avanço (f) revela comportamento relativamente estável, mantendo níveis elevados de vibração, com pequenas variações ao longo da faixa analisada. Já a profundidade de usinagem (a_p) apresenta comportamento não linear, com aumento significativo da vibração até aproximadamente 0,15 mm, seguido de redução para valores mais elevados. Esse padrão sugere a existência de uma região crítica de maior instabilidade vibracional em profundidades intermediárias, evidenciando que a profundidade de usinagem é o parâmetro de maior influência sobre a vibração máxima nas condições estudadas.

Os gráficos de superfície de resposta para a vibração máxima em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 59, 60 e 61.

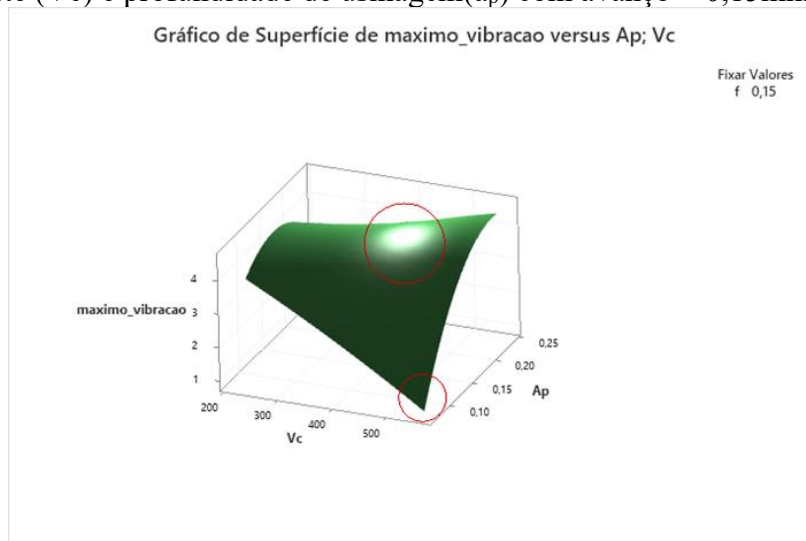
Figura 59 – Gráfico de superfície de resposta de vibração máxima em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem = 0,15mm.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta apresenta a vibração máxima em função do avanço (f) e da velocidade de corte (V_c), com a profundidade de usinagem fixada em $a_p = 0,15$ mm. Pela análise do gráfico, observa-se que haverá menor vibração em duas regiões distintas de combinação dos parâmetros de usinagem: a primeira ocorre com $V_c \approx 237$ m/min. com $f \approx 0,10$ mm/rev, e $V_c \approx 500$ m/min com $f \approx 0,232$ mm/rev. Esse comportamento indica que há faixas específicas de operação em que o sistema apresenta maior estabilidade dinâmica, resultando em menores níveis de vibração. Baixa velocidade de corte associada a altos avanços tende a elevar a vibração, sendo uma condição desfavorável ao processo.

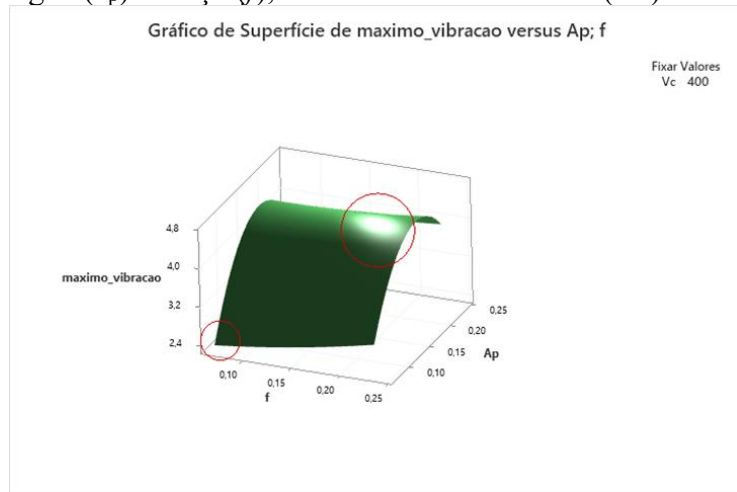
Figura 60 – Gráfico de superfície de resposta de vibração máxima em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem(a_p) com avanço = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta apresenta a vibração máxima em função da profundidade de usinagem (a_p) e da velocidade de corte (V_c), com o avanço fixado em $f = 0,15$ mm/rev. Observa-se que os menores níveis de vibração ocorrem para velocidades de corte superiores a 500 m/min, associadas a baixas profundidades de usinagem, entre aproximadamente 0,068 e 0,08 mm, indicando uma condição mais estável do processo. De modo geral, o aumento da velocidade de corte tende a reduzir a vibração, sugerindo maior estabilidade em regimes de corte mais elevados. Por outro lado, a vibração aumenta com o incremento da profundidade de usinagem, evidenciando que esse parâmetro exerce maior influência sobre a resposta nestas condições de usinagem. Esse comportamento está relacionado ao aumento da seção de corte, que intensifica os esforços de usinagem e a excitação dinâmica do sistema. O gráfico sugere a presença de uma região de máximo dentro do intervalo experimental, indicando comportamento não linear da resposta.

Figura 61 – Gráfico de superfície de resposta de vibração máxima em função da profundidade de usinagem(a_p) avanço (f), com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.



Fonte: própria do autor

O gráfico de superfície de resposta da vibração máxima em função da profundidade de usinagem (a_p) e do avanço (f), com a velocidade de corte fixada em $V_c = 400$ m/min, evidencia comportamento não linear ao longo do domínio experimental. Observa-se que, para baixos valores de profundidade de usinagem, o aumento do avanço não promove elevação significativa da vibração, mantendo a resposta em níveis reduzidos. Por outro lado, mesmo em condições de baixo avanço, o aumento da profundidade de usinagem resulta em crescimento expressivo da vibração, indicando que esse parâmetro exerce influência predominante sobre a resposta. De modo geral, verifica-se que a elevação da vibração máxima está principalmente associada ao incremento da profundidade de usinagem, enquanto o avanço, isoladamente, apresenta efeito secundário quando a profundidade de usinagem é mantida em níveis baixos. Esse comportamento está relacionado ao aumento da seção de corte e dos esforços de usinagem, que intensificam as excitações dinâmicas do sistema.

4.1.5 Emissão acústica média

A análise ANOVA para os valores de emissão acústica média durante os ensaios pode ser analisada pela Tabela 9.

Tabela 9 – Análise de variância (ANOVA) da emissão acústica média.

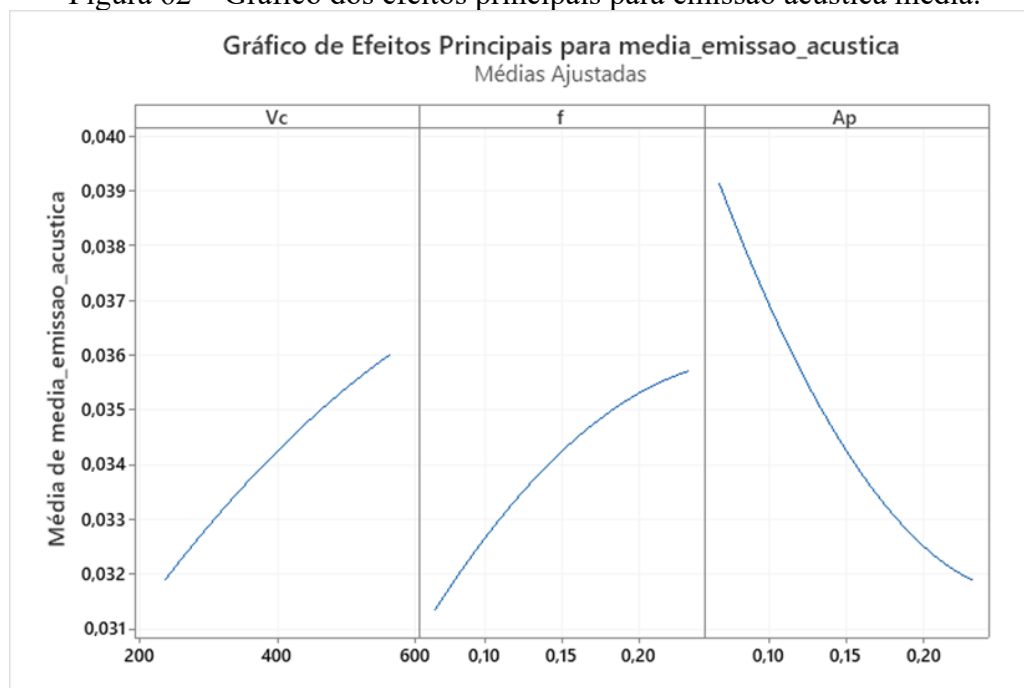
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	0,000275	0,000031	0,63	0,763
Linear	3	0,000224	0,000075	1,54	0,225
V _c	1	0,000046	0,000046	0,95	0,337
<i>f</i>	1	0,000047	0,000047	0,97	0,332
a _p	1	0,000131	0,000131	2,69	0,111
Quadrado	3	0,000009	0,000003	0,06	0,980
V _c *V _c	1	0,000000	0,000000	0,01	0,931
<i>f</i> * <i>f</i>	1	0,000002	0,000002	0,04	0,846
a _p *a _p	1	0,000006	0,000006	0,12	0,734
Interação com 2 Fatores	3	0,000043	0,000014	0,30	0,829
V _c * <i>f</i>	1	0,000039	0,000039	0,80	0,379
V _c *a _p	1	0,000001	0,000001	0,02	0,878
<i>f</i> *a _p	1	0,000003	0,000003	0,06	0,801
Erro	30	0,001457	0,000049		
Falta de ajuste	5	0,000191	0,000038	0,75	0,592
Erro puro	25	0,001267	0,000051	*	*
Total	39	0,001732	R ² =15,87	R ² (aj)=0,00	

Fonte: própria do autor.

Analisando a Tabela da ANOVA, o valor de $R^2 = 15,87\%$ indicam que apenas uma pequena parcela da variação dos dados de resposta (variáveis dependentes) é explicada pelas variáveis independentes consideradas no modelo. O valor de R^2 ajustado, igual a 0,00%, reforça que o modelo não possui capacidade preditiva, sugerindo que as variáveis independentes não têm influência estatisticamente significativa sobre a resposta. Além disso, os fatores de entrada, tanto lineares quanto quadráticos, apresentaram valores de *p* superiores a 0,05, confirmando a ausência de significância estatística. O teste de falta de ajuste também não foi significativo (*p*-valor > 0,05), indicando que, embora o modelo seja estatisticamente válido, o modelo não apresentou significância estatística global e exibiu baixo coeficiente de determinação (R^2 e R^2 ajustado), indicando limitada capacidade de descrever a variabilidade da resposta.

A partir dos valores obtidos da emissão acústica média durante os ensaios, foi realizada a análise dos efeitos principais, conforme ilustrado na Figura 62. Essa análise permite observar o comportamento da resposta em função das variáveis de entrada, como velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem, evidenciando possíveis tendências ou padrões relevantes para a interpretação dos resultados experimentais.

Figura 62 – Gráfico dos efeitos principais para emissão acústica média.

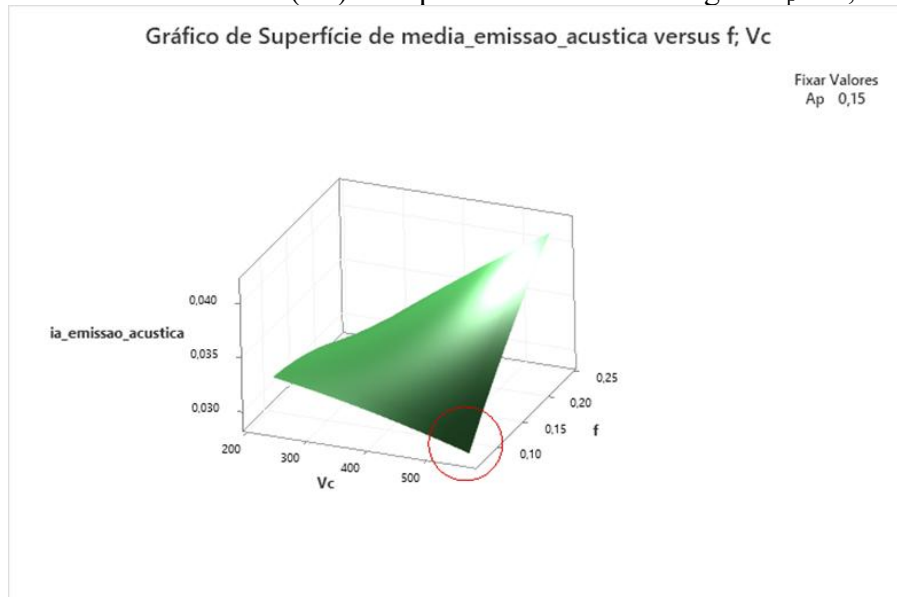


Fonte: própria do autor

A análise dos efeitos principais sobre a emissão acústica média indica que a velocidade de corte (V_c) e o avanço (f) apresentaram comportamentos semelhantes em relação à emissão acústica, com tendência de aumento da resposta à medida que seus valores são elevados. No caso da velocidade de corte, esse comportamento pode estar associado ao aumento da taxa de deformação do material usinado na zona primária de cisalhamento, da energia de cisalhamento e do atrito na região de corte. Já para o avanço, o aumento da emissão acústica pode estar relacionado à maior seção de corte e ao maior volume de material removido por rotação. Por outro lado, a profundidade de corte (a_p) apresentou tendência de redução da emissão acústica à medida que seu valor aumenta. Esse comportamento pode estar associado a uma maior estabilidade do processo de corte, com formação de cavaco mais contínua e contato mais uniforme entre ferramenta e peça, reduzindo a ocorrência de variações abruptas no sinal de emissão acústica.

Os gráficos de superfície de resposta para emissão acústica média em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 63, 64 e 65.

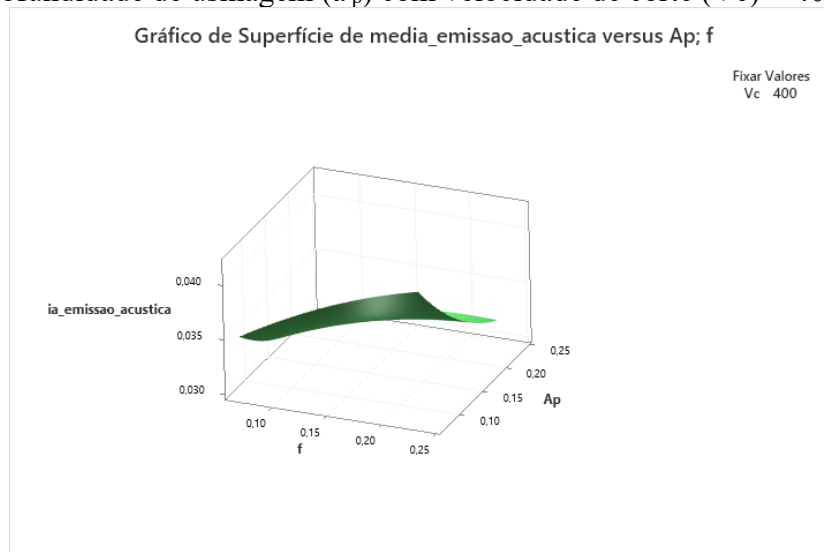
Figura 63 – Gráfico de superfície de resposta de emissão acústica média em função do avanço (f) e velocidade de corte (V_c) com profundidade de usinagem $a_p = 0,15\text{mm}$.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da emissão acústica média em função da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), com a profundidade de usinagem fixada em $0,15\text{ mm}$, indica aumento da resposta com a elevação simultânea desses parâmetros. Observa-se que os maiores valores de emissão acústica estão associados à combinação de altas velocidades de corte e avanços elevados, enquanto os menores valores ocorrem em condições de alta velocidade de corte combinada com baixos avanços. Esse comportamento sugere que, embora o aumento da velocidade de corte intensifique a deformação plástica do material, a redução do avanço contribui para diminuir a espessura do cavaco e os esforços de usinagem, resultando em menor liberação de energia acústica, nesta condição de usinagem. Apesar dessas tendências, os resultados da ANOVA indicam que a interação entre os fatores não foi estatisticamente significativa.

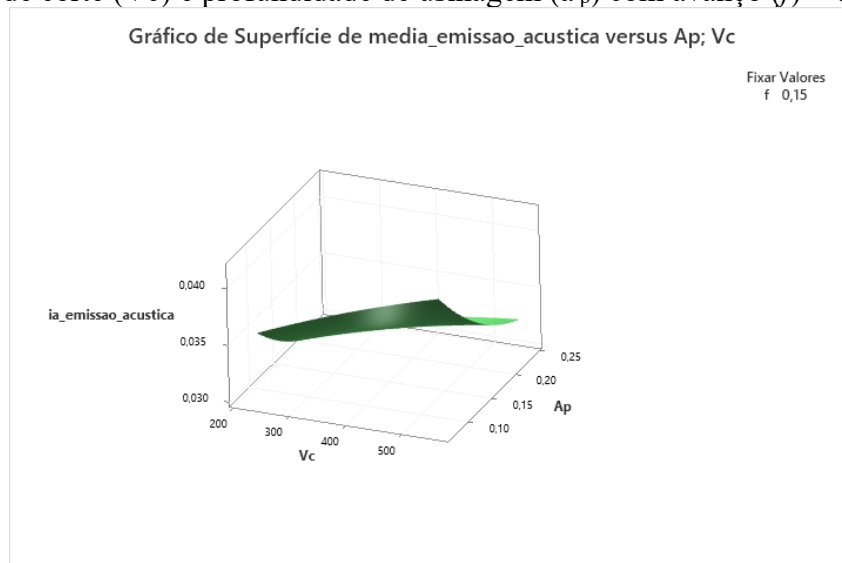
Figura 64 – Gráfico de superfície de resposta de emissão acústica média em função do avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da emissão acústica média em função do avanço e da profundidade de usinagem, com a velocidade de corte fixada em 400 m/min, indica que o avanço foi o parâmetro que apresentou maior influência sobre a resposta, com tendência de aumento da emissão acústica à medida que seus valores se elevam. Esse comportamento pode estar associado ao aumento da espessura do cavaco, da seção de corte e dos esforços de usinagem. Por outro lado, a profundidade de usinagem apresentou influência reduzida dentro da faixa experimental estudada, com leve tendência de redução da emissão acústica em maiores valores de a_p , o que pode estar relacionado a uma condição de corte mais estável e contínua, nesta condição de usinagem. De modo geral, a superfície apresenta baixa curvatura, indicando efeito interativo limitado entre os fatores, em concordância com os resultados da ANOVA.

Figura 65 – Gráfico de superfície de resposta de emissão acústica média em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p) com avanço (f) = 0,15/mm/rev.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da emissão acústica média em função da velocidade de corte (V_c) e da profundidade de usinagem (a_p), com o avanço fixado em 0,15 mm/rev, indica que a velocidade de corte exerce maior influência sobre a resposta, apresentando tendência de aumento da emissão acústica com a elevação de seus valores. Esse comportamento pode estar associado ao aumento da deformação plástica do material na zona de cisalhamento, elevando a energia dissipada durante o processo e intensificando o atrito na interface ferramenta-cavaco. Por outro lado, a profundidade de usinagem apresentou menor influência dentro da faixa experimental estudada, com leve tendência de redução da emissão acústica em maiores valores de a_p , o que pode estar relacionado a uma condição de corte mais estável e contínua. A baixa curvatura da superfície e a ausência de variações acentuadas indicam efeito interativo limitado entre os fatores, em concordância com os resultados da análise de variância.

4.1.6 Máxima emissão acústica

A análise ANOVA para os valores de máxima emissão acústica durante os ensaios pode ser analisada pela Tabela 10.

Tabela 10 – Análise de variância (ANOVA) para potência média.

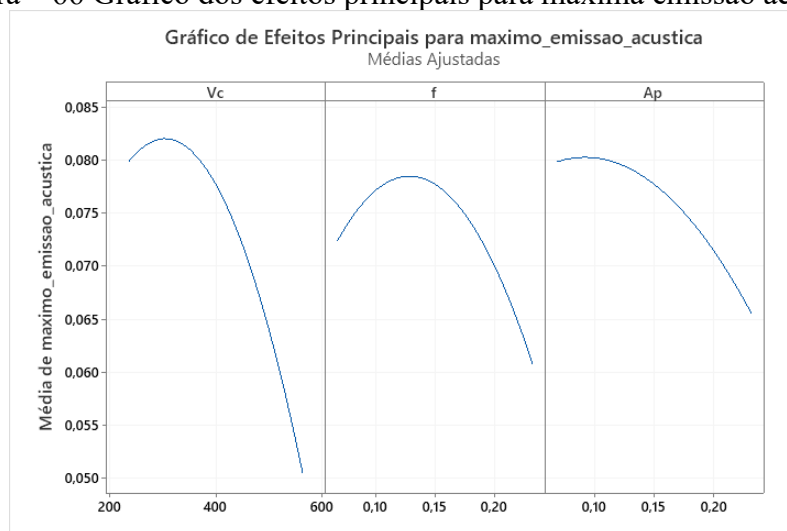
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	0,006981	0,000776	0,91	0,530
Linear	3	0,003204	0,001068	1,25	0,309
	1	0,002346	0,002346	2,75	0,108
f	1	0,000344	0,000344	0,40	0,530
A_p	1	0,000514	0,000514	0,60	0,444
Quadrado	3	0,000992	0,000331	0,39	0,763
$V_c * V_c$	1	0,000636	0,000636	0,74	0,395
$f * f$	1	0,000456	0,000456	0,53	0,470
$a_p * a_p$	1	0,000094	0,000094	0,11	0,742
Interação com 2 Fatores	3	0,002604	0,000868	1,02	0,399
$V_c * f$	1	0,000000	0,000000	0,00	0,999
$V_c * a_p$	1	0,002478	0,002478	2,90	0,099
$f * a_p$	1	0,000127	0,000127	0,15	0,703
Erro	30	0,025596	0,000853		
Falta de ajuste	5	0,003470	0,000694	0,78	0,571
Erro puro	25	0,022126	0,000885	*	*
Total	39	0,032577	$R^2 = 0,00$	$R^2(aj.) = 0,00$	

Fonte: própria do autor.

Analisando a Tabela ANOVA, observa-se que o valor de $R^2 = 0,00\%$, indicando que o modelo não é capaz de explicar a variabilidade da resposta. O valor de R^2 ajustado, também igual a $0,00\%$, reforça essa ausência de capacidade preditiva. Isso demonstra que as variáveis independentes utilizadas no modelo não possuem relevância estatística. Os fatores lineares e quadráticos dos parâmetros de entrada apresentaram valor-P superior a $0,05$, indicando ausência de significância estatística sobre a variável de saída. Além disso, a análise da falta de ajuste apresentou valor-P superior a $0,05$, evidenciando que não há indícios de desajuste entre o modelo e os dados experimentais.

A partir dos valores de máxima emissão acústica obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise das médias ajustadas conforme ilustrado na Figura 66.

Figura – 66 Gráfico dos efeitos principais para máxima emissão acústica.

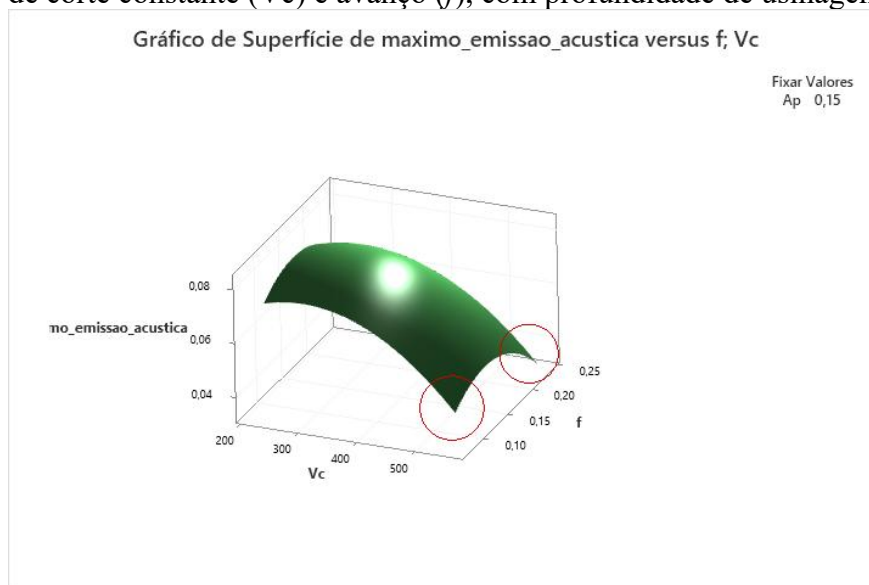


Fonte: própria do autor.

A análise dos efeitos principais para a emissão acústica máxima indica comportamento não linear em relação aos parâmetros de corte. A velocidade de corte apresenta um pico em torno de 350 m/min, seguido de redução em maiores velocidades, sugerindo maior instabilidade em valores intermediários e maior estabilidade em altas velocidades. O avanço também apresenta comportamento parabólico, com máximo próximo de 0,15 mm/rev, indicando maior variabilidade do processo nessa faixa. Já a profundidade de usinagem apresenta tendência de redução da emissão acústica com o aumento de seus valores, associada a um regime de corte mais estável.

Os gráficos de superfície de resposta para a máxima emissão acústica em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 67, 68 e 69.

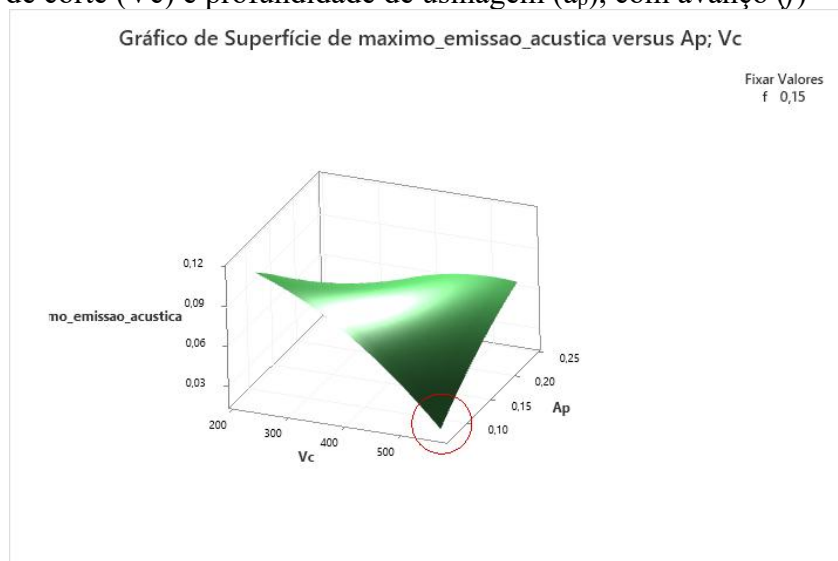
Figura 67– Gráfico de superfície de resposta máxima emissão acústica em função da velocidade de corte constante (V_c) e avanço (f), com profundidade de usinagem = 0,15mm.



Fonte: própria do autor

A superfície de resposta da emissão acústica máxima em função da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), com a profundidade de usinagem fixada em 0,15 mm, indica uma região de máximo em valores intermediários desses parâmetros. Esse resultado evidencia que a emissão acústica máxima está sendo mais pronunciada em condições intermediárias de usinagem. Por outro lado, observa-se que os menores valores da resposta ocorrem nas extremidades da região experimental em condições de altas velocidades de corte combinadas com baixos e elevados avanços, indicando maior estabilidade do processo nessas condições.

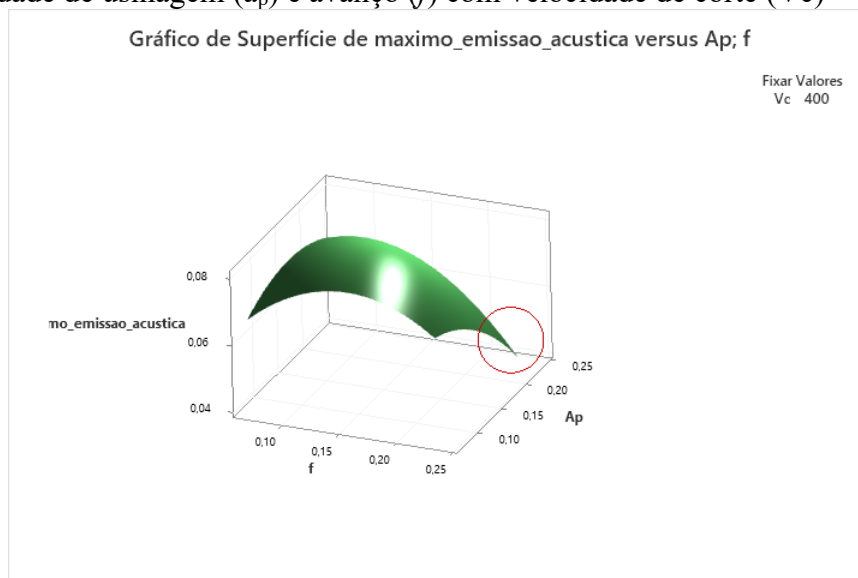
Figura 68 – Gráfico de superfície de resposta de máxima emissão acústica em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p), com avanço (f) = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor

A superfície de resposta da emissão acústica máxima em função da velocidade de corte (V_c) e da profundidade de usinagem (a_p), com o avanço fixado em 0,15 mm/ver, observa-se que os menores valores da emissão acústica máxima ocorrem na condição de elevada velocidade de corte combinada com baixa profundidade de usinagem, região destacada no gráfico. Isso sugere que, nessa condição, o processo tende a apresentar menor ocorrência de picos no sinal de emissão acústica. Os maiores valores da resposta ocorrem na combinação de menor velocidade de corte com profundidade de usinagem intermediária. A partir dessa região, o aumento da profundidade de usinagem não promove elevação adicional da emissão acústica.

Figura 69 – Gráfico de superfície de resposta de máxima emissão acústica em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.



Fonte: própria do autor.

A Figura apresenta a superfície de resposta da emissão acústica máxima em função da profundidade de usinagem (a_p) e do avanço (f), com a velocidade de corte fixada em 400 m/min. Observa-se valores mais elevados em uma região intermediária do gráfico para níveis médios de avanço e profundidade de usinagem. No entanto, à medida que o avanço e a profundidade de usinagem atingem níveis mais elevados, verifica-se uma redução da resposta, conforme evidenciado na região da superfície. Esse comportamento indica que a máxima emissão acústica não está associada às condições mais severas de corte, mas sim a uma combinação intermediária dos parâmetros, evidenciando a influência conjunta entre as variáveis de entrada.

4.1.7 Análise da rugosidade Ra

A análise ANOVA para os valores de rugosidade Ra durante os ensaios pode ser analisados pela Tabela 11.

Tabela 11 – Análise de variância (ANOVA) para rugosidade Ra.

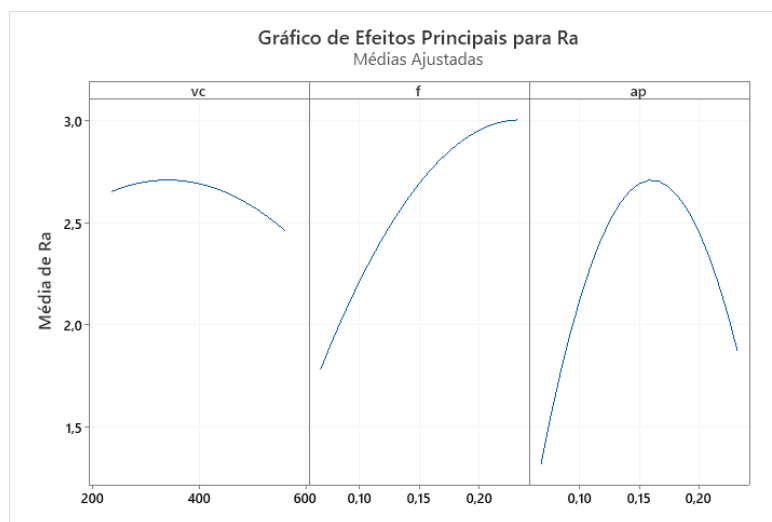
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	29,125	3,2361	1,66	0,109
Linear	3	13,689	4,5630	2,33	0,078
Vc	1	0,310	0,3100	0,16	0,691
<i>f</i>	1	11,090	11,0899	5,67	0,019
<i>a_p</i>	1	2,289	2,2891	1,17	0,282
Quadrado	3	13,602	4,5339	2,32	0,079
Vc*Vc	1	0,224	0,2242	0,11	0,736
<i>f</i> * <i>f</i>	1	0,967	0,9670	0,49	0,483
<i>a_p</i> * <i>a_p</i>	1	13,150	13,1502	6,73	0,011
Interação com 2 Fatores	3	1,959	0,6529	0,33	0,801
Vc* <i>f</i>	1	0,249	0,2487	0,13	0,722
Vc* <i>a_p</i>	1	0,096	0,0957	0,05	0,825
<i>f</i> * <i>a_p</i>	1	1,614	1,6144	0,83	0,365
Erro	110	215,058	1,9551		
Falta de ajuste	5	32,610	6,5220	3,75	0,004
Erro puro	105	182,448	1,7376	*	*
Total	119	244,182	R ² = 11,93	R ² (aj.) = 4,79	

Fonte: própria do autor.

A análise de variância (ANOVA) mostrou que o modelo não foi estatisticamente significativo ($p = 0,109$), apresentando baixos valores de coeficiente de determinação ($R^2 = 11,93\%$ e $R^2_{aj} = 4,79\%$), o que indica limitada capacidade de explicação da variabilidade dos dados. No entanto, o avanço (*f*) apresentou efeito linear significativo ($p = 0,019$), evidenciando sua influência sobre a resposta. Da mesma forma, o termo quadrático da profundidade de corte (a_p^2) também foi significativo ($p = 0,011$), indicando comportamento não linear dessa variável. As interações entre os fatores não apresentaram significância estatística ($p > 0,05$). Observou-se ainda que a falta de ajuste foi significativa ($p = 0,004$), indicando que o modelo não representa adequadamente os dados experimentais.

A partir dos valores de rugosidade Ra obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise das médias ajustadas conforme ilustrado na Figura 70.

Figura 70 – Gráfico dos efeitos principais para rugosidade Ra.

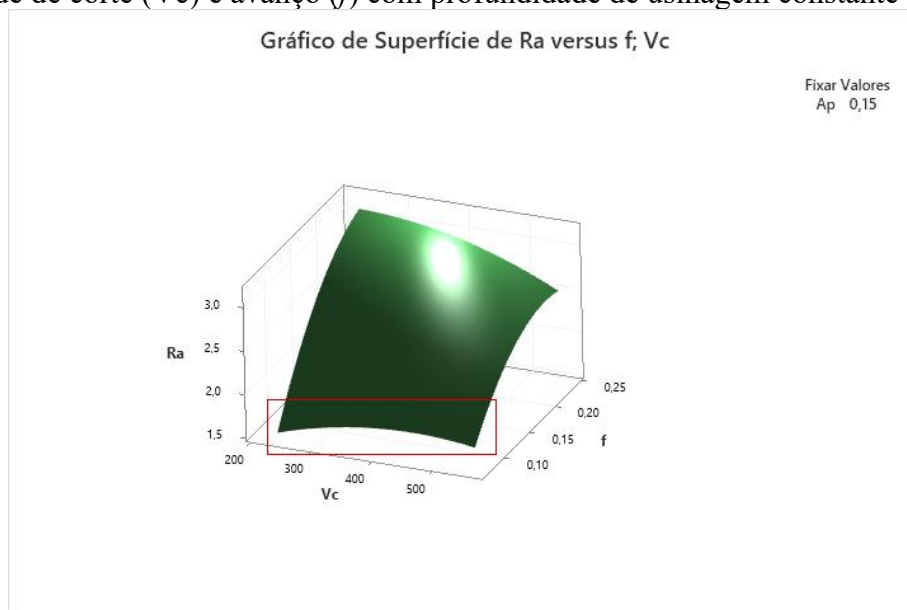


Fonte: própria do autor.

A análise do gráfico de efeitos principais para a rugosidade (Ra), indica que o avanço (f) é o fator que mais influencia a resposta, apresentando aumento significativo da rugosidade com o seu aumento, o que é confirmado pela significância estatística desse termo ($p = 0,019$). A velocidade de corte (V_c) apresenta variação pouco acentuada, com leve tendência não linear, porém sem significância estatística ($p = 0,691$), indicando baixa influência sobre a rugosidade na faixa analisada. Já a profundidade de usinagem (a_p) apresenta comportamento não linear, caracterizado por uma tendência parabólica com ponto de máximo em valores intermediários, o que é confirmado pela significância do termo quadrático (a_p^2), $p = 0,011$).

Os gráficos de superfície de resposta para a máxima emissão acústica em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 71, 72 e 73.

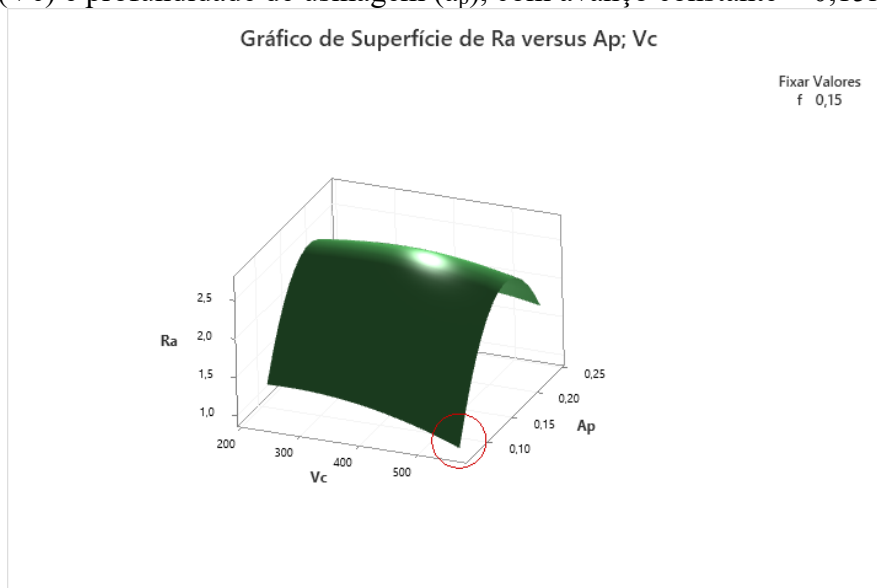
Figura 71 – Gráfico de superfície de resposta da rugosidade R_t em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem constante = 0,15mm.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta da rugosidade média (R_a) em função do avanço (f) e da velocidade de corte (V_c), com a profundidade de usinagem fixada em 0,15 mm, mostra o avanço (f) como principal fator que influencia a rugosidade da peça usinada. Os menores valores de R_a ocorrem entre 0,068 e 0,10 mm/rev. e maior rugosidade com avanços maiores, coerente com a análise da Tabela ANOVA. O aumento da velocidade de corte teve pouca influência na rugosidade.

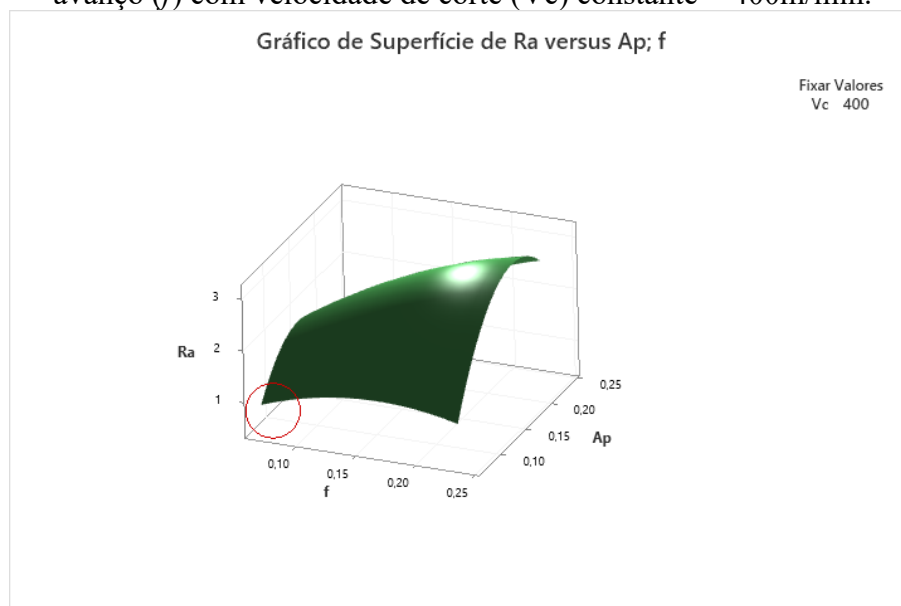
Figura 72 – Gráfico de superfície de resposta da rugosidade R_a em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p), com avanço constante = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta da rugosidade média (R_a) em função da profundidade de usinagem (a_p) e da velocidade de corte (V_c), com o avanço fixado em 0,15 mm/rev, indica que a profundidade de usinagem é o fator que exerce maior influência sobre a rugosidade da peça usinada. Observa-se que os menores valores de R_a ocorrem na faixa de profundidade entre 0,068 e 0,10 mm, enquanto o aumento de a_p promove elevação da rugosidade até uma região intermediária do domínio experimental. A velocidade de corte, por sua vez, apresenta influência menos significativa sobre a resposta, não promovendo variações expressivas nos valores de rugosidade ao longo da faixa analisada. Pode observar a presença de um ponto de máximo para valores intermediários de profundidade de usinagem, caracterizando um comportamento não linear da resposta. Esse resultado está em concordância com a análise de variância (ANOVA), na qual o termo quadrático da profundidade de corte (a_p^2) apresentou significância estatística ($P = 0,011$), indicando a existência de curvatura na superfície de resposta.

Figura 73 – Gráfico de superfície de resposta em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) constante = 400m/min.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta da rugosidade média (R_a), em função da da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) constante = 400m/min. Indica que, nas condições analisadas, a profundidade de usinagem exerce influência mais significativa sobre a resposta quando comparada ao avanço. Verifica-se que o aumento da rugosidade está mais diretamente associado à variação de a_p , sendo os menores valores de R_a observados na faixa de profundidade entre 0,068 e 0,10 mm. Por outro lado, os maiores valores

de rugosidade são identificados em uma região correspondente a níveis intermediários de profundidade de usinagem, combinados com valores elevados de avanço. Indicando a presença de um ponto de máximo localizado no interior do domínio experimental. Esse comportamento é confirmado pela análise de variância (ANOVA), na qual o termo quadrático da profundidade de usinagem (a_p^2) apresentou significância estatística, evidenciando a existência de curvatura na resposta.

4.1.8 Rugosidade total (R_t)

A análise ANOVA para os valores de rugosidade total (R_t) durante os ensaios pode ser analisado pela Tabela 12.

Tabela 12 – Análise de variância (ANOVA) Rugosidade R_t .

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	605,77	67,308	1,92	0,056
Linear	3	140,54	46,846	1,34	0,266
Vc	1	59,68	59,679	1,70	0,195
f	1	25,34	25,336	0,72	0,397
a_p	1	55,52	55,524	1,58	0,211
Quadrado	3	461,49	153,830	4,39	0,006
Vc*Vc	1	41,50	41,499	1,18	0,279
$f*f$	1	45,55	45,550	1,30	0,257
a_p*a_p	1	364,62	364,623	10,41	0,002
Interação com 2 Fatores	3	6,27	2,090	0,06	0,981
Vc*f	1	0,44	0,436	0,01	0,911
Vc*a _p	1	0,00	0,003	0,00	0,992
$f*a_p$	1	5,83	5,832	0,17	0,684
Erro	110	3853,75	35,034		
Falta de ajuste	5	761,52	152,303	5,17	0,000
Erro puro	105	3092,23	29,450	*	*
	119	4459,52	$R^2 = 13,58$	$R^2(aj) = 6,51$	

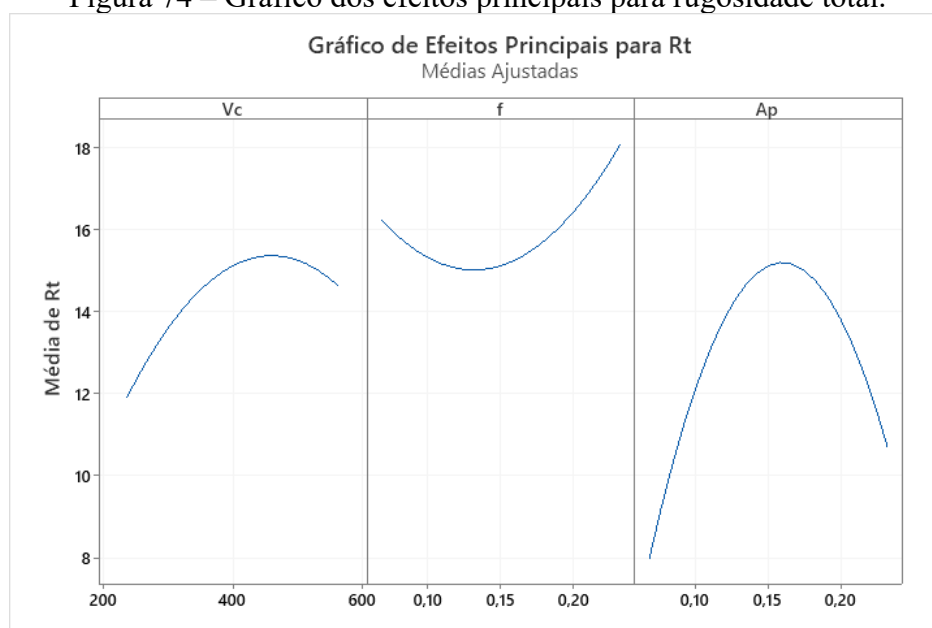
Fonte: própria do autor

Analisando a Tabela ANOVA, o valor $R^2 = 13,58\%$ indicam que apenas 13,58% da variação dos dados de resposta (variável dependente) é explicada pelas variáveis independentes no modelo. Esse valor é relativamente baixo, sugerindo que o modelo ajustado não explica bem os dados. O valor de R^2 ajustado de 6,51% indica que o modelo não explica a variabilidade da resposta e que as variáveis independentes não têm relevância estatística significativa para prever a variável dependente. Os fatores de entradas lineares isoladamente, não apresentam impacto significativo no modelo. O grupo de termos quadráticos apresenta valor-P = 0,006, indicando

significância, sendo bem próximo de 0,005. Este resultado sugere que os efeitos quadráticos das variáveis influenciam o modelo. A significância do termo quadrático da profundidade de usinagem a_p^2 ($p = 0,002$) indica a presença de curvatura na resposta, ao passo que o termo linear de a_p não apresentou significância estatística ($p = 0,211$), evidenciando que seu efeito não é predominantemente linear na faixa analisada. O modelo geral tem um Valor-P = 0,056, o modelo não é estatisticamente significativo, apesar do Valor-P ser próximo de 0,05, indica que o modelo não é significativo devido aos baixos valores de R^2 e $R^2(aj)$. O modelo apresentou uma falta de ajuste significativo ($p\text{-valor} = 0,00$).

A partir dos valores de rugosidade total (R_t) obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise do gráfico dos efeitos principais para rugosidade total conforme ilustrado na Figura 74.

Figura 74 – Gráfico dos efeitos principais para rugosidade total.

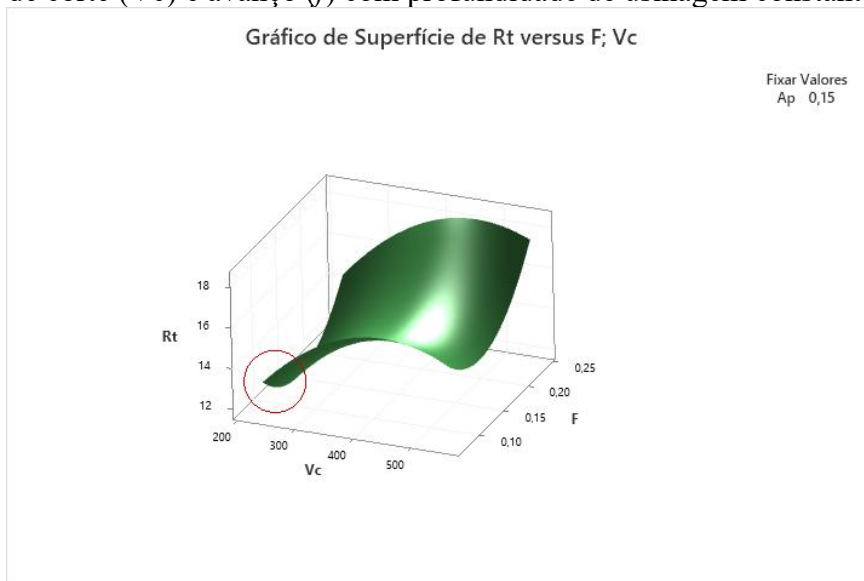


Fonte: própria do autor.

O gráfico de efeitos principais para a rugosidade R_t evidencia comportamentos não lineares dos fatores de entrada, em concordância com a ANOVA, na qual os termos quadráticos foram significativos. A profundidade de usinagem (a_p) apresenta comportamento parabólico bem definido, com aumento da rugosidade em níveis intermediários, resultado associado à significância do termo a_p^2 . Assim, a variação da rugosidade R_t é predominantemente influenciada pelo efeito quadrático da profundidade de usinagem.

Os gráficos de superfície de resposta para rugosidade total em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 75, 76 e 77.

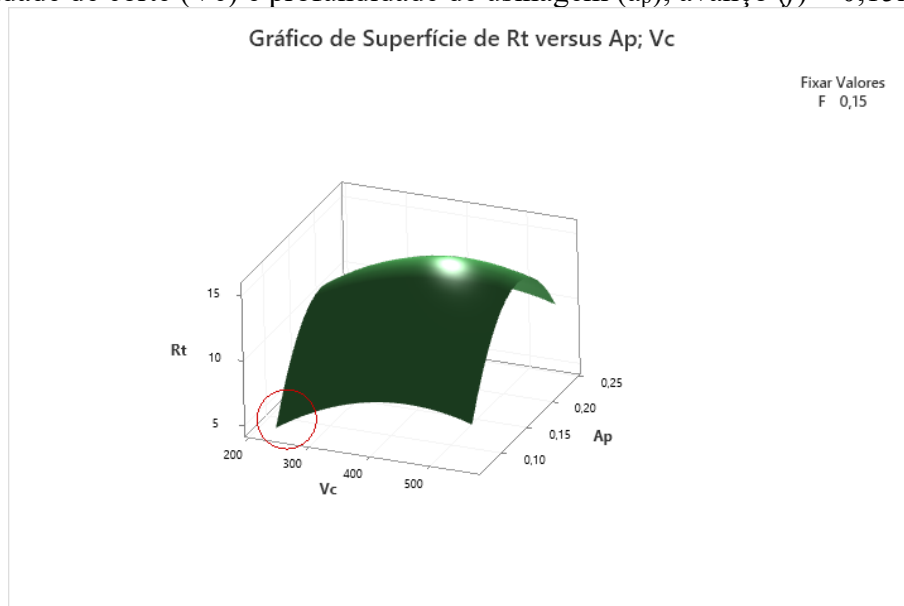
Figura 75 – Gráfico de superfície de resposta para rugosidade total (R_t) em função da velocidade de corte (V_c) e avanço (f) com profundidade de usinagem constante = 0,15mm.



Fonte: própria do autor

A superfície de resposta da rugosidade R_t em função da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), com a profundidade de usinagem fixada em $a_p = 0,15$ mm, evidencia comportamento não linear da resposta. Observa-se que os menores valores de R_t ocorrem em baixas velocidades de corte e avanços reduzidos, conforme destacado na região inicial da superfície. À medida que o avanço aumenta, a rugosidade tende a crescer de forma mais acentuada, enquanto a velocidade de corte apresenta contribuição menos significativa, promovendo variações mais suaves na resposta. A presença de curvatura na superfície está de acordo com a ANOVA, que indicou significância dos termos quadráticos, embora os termos individuais de V_c^2 e f^2 não tenham sido significativos. Assim, a variação da rugosidade R_t nessa condição de usinagem é resultado principalmente de efeitos não lineares combinados, sem evidência de interação significativa entre os fatores.

Figura 76 – Gráfico de superfície de resposta para rugosidade total (R_t) em função da velocidade de corte (V_c) e profundidade de usinagem (a_p), avanço (f) = 0,15mm/rev.

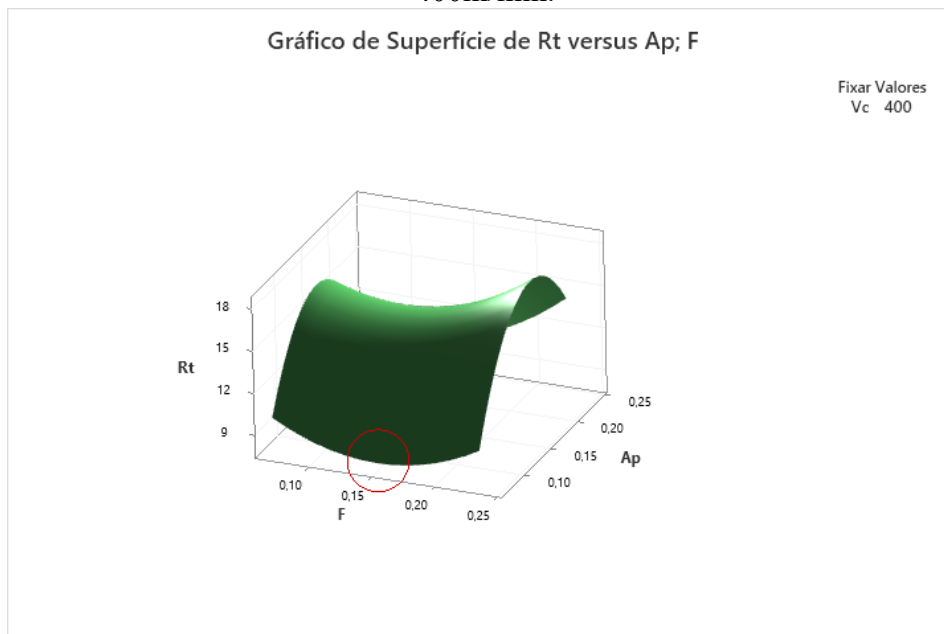


Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da rugosidade R_t em função da profundidade de usinagem (a_p) e da velocidade de corte (V_c), com o avanço fixado em $f = 0,15$ mm/rev, evidencia comportamento não linear predominante. Observa-se que os menores valores de R_t ocorrem em baixas velocidades de corte e pequenas profundidades de usinagem. Com o aumento de a_p , a rugosidade cresce até níveis intermediários, caracterizando um ponto de máximo dentro da região experimental, seguido de leve redução em maiores valores.

Esse comportamento parabólico confirma a influência significativa do termo quadrático a_p^2 ($p = 0,002$) observada na ANOVA, indicando que a profundidade de usinagem é o fator mais relevante na variação da resposta. A velocidade de corte apresenta menor influência, com variações mais suaves não havendo evidência de significância estatística para seu termo quadrático.

Figura 77 – Gráfico de contorno de superfície de resposta para rugosidade total (R_t) em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte (V_c) = 400m/min.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da rugosidade R_t em função da profundidade de usinagem (a_p) e do avanço (f), com a velocidade de corte fixada em $V_c = 400$ m/min, evidencia comportamento não linear da resposta. Observa-se que os menores valores de R_t ocorrem em níveis intermediários de avanço, com níveis baixos de profundidade, em relação à profundidade de usinagem, verifica-se um aumento da rugosidade até valores intermediários de a_p , seguido de uma leve redução. Esse comportamento confirma a presença de curvatura na resposta, em concordância com a ANOVA, que indicou significância para os termos quadráticos, com destaque para a_p^2 ($p = 0,002$).

4.1.9 Rugosidade (R_z)

A análise ANOVA para os valores de rugosidade R_z durante os ensaios pode ser analisado pela Tabela 13.

Tabela 13 – Análise de variância (ANOVA) para rugosidade Rz.

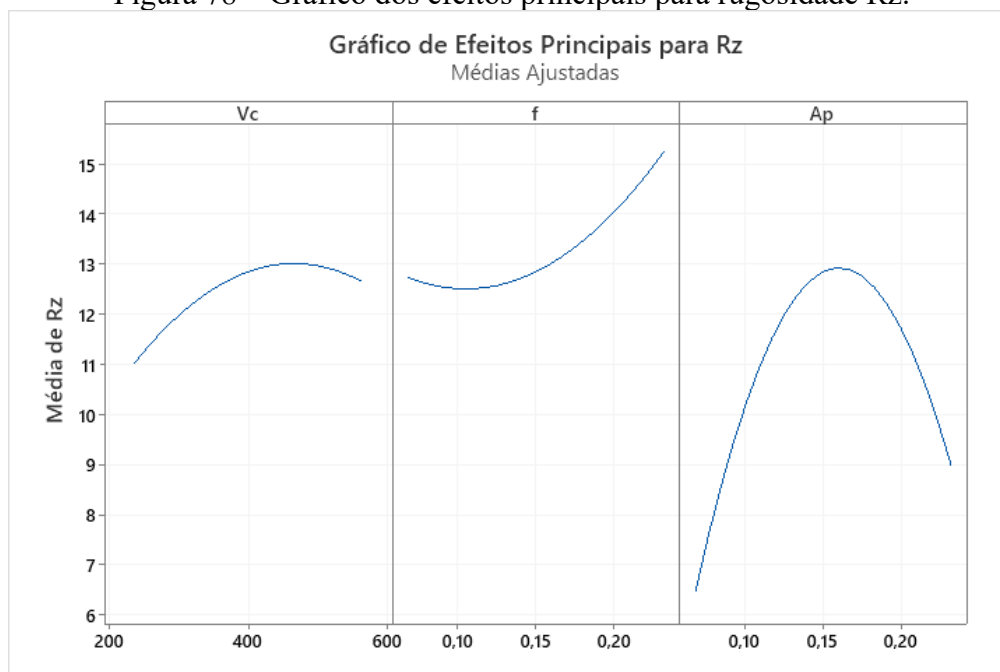
Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	473,64	52,627	2,13	0,033
Linear	3	116,35	38,783	1,57	0,201
Vc	1	21,35	21,345	0,86	0,355
f	1	47,54	47,543	1,92	0,168
a _p	1	47,46	47,460	1,92	0,169
Quadrado	3	320,04	106,679	4,31	0,006
Vc*Vc	1	12,31	12,307	0,50	0,482
f*f	1	14,50	14,503	0,59	0,445
a _p *a _p	1	287,92	287,920	11,64	0,001
Interação com 2 Fatores	3	35,70	11,900	0,48	0,696
Vc*f	1	0,00	0,000	0,00	0,998
Vc*a _p	1	0,28	0,279	0,01	0,916
f*a _p	1	35,42	35,420	1,43	0,234
Erro	110	2720,58	24,733		
Falta de ajuste	5	569,67	113,933	5,56	0,000
Erro puro	105	2150,92	20,485	*	*
Total	119	3194,22	R ² = 14,83	R ² (aj.) = 7,86	

Fonte: própria do autor

Analisando a Tabela ANOVA, o valor $R^2 = 14,83\%$ indicam que apenas 14,83% da variação dos dados de resposta (variável dependente) é explicada pelas variáveis independentes no modelo. Esse valor é baixo, sugerindo que o modelo ajustado não explica bem os dados. O valor de R^2 ajustado de 7,86% indica que o modelo não explica a variabilidade da resposta e que as variáveis independentes não têm relevância estatística significativa para prever a variável dependente. Os fatores de entradas lineares isoladamente, não apresentam impacto significativo no modelo. O grupo de termos quadráticos apresenta (valor-P=0,006), sendo próximo de 0,05, indica significância. Este resultado sugere que os efeitos quadráticos das variáveis influenciam o modelo. A profundidade de usinagem a_p^2 (P-valor = 0,001), evidencia que o termo quadrático da profundidade de usinagem possui influência significativa. O modelo geral tem um Valor-P = 0,033, porém o modelo não é estatisticamente significativo, apesar do Valor-P ser próximo de 0,05, o modelo não é significativo devido aos baixos valores de R^2 e $R^2(aj)$. O modelo apresentou uma falta de ajuste significativo (p-valor = 0,00).

A partir dos valores de rugosidade Rz obtidos durante os ensaios, foi realizada a análise dos efeitos principais, conforme ilustrado na Figura 78.

Figura 78 – Gráfico dos efeitos principais para rugosidade Rz.

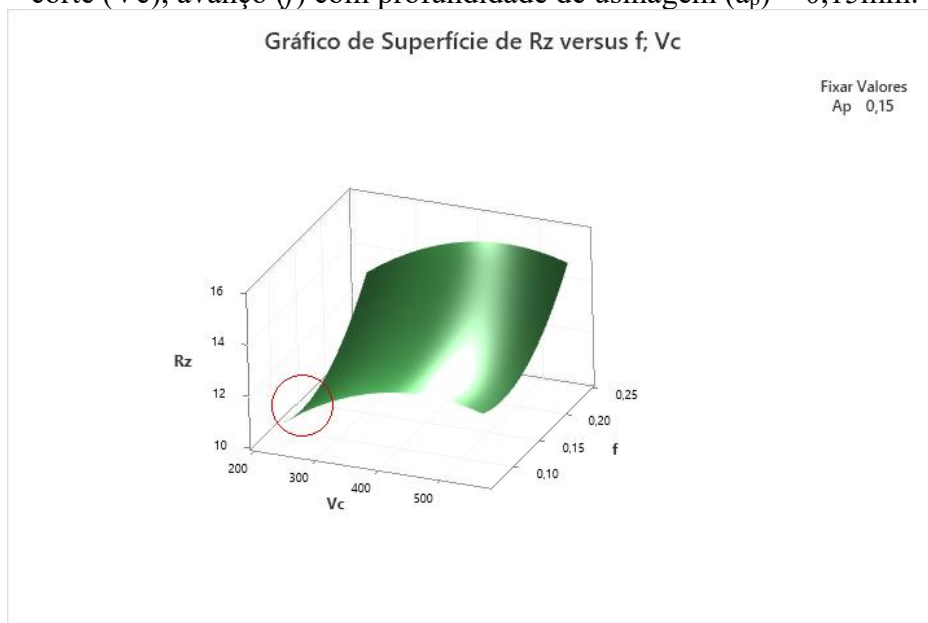


Fonte: própria do autor.

O gráfico de efeitos principais para Rz apresenta curvas com formato semelhante a uma parábola, especialmente para a profundidade de corte, indicando comportamento não linear da resposta e a presença de um ponto de máximo dentro da região experimental. Esse resultado está alinhado ao termo quadrático do modelo (valor- $p = 0,006$), com destaque para o termo quadrático da profundidade de corte (a_p^2), que apresentou elevada significância estatística ($p = 0,001$). Dessa forma, a curvatura observada no gráfico reflete diretamente o efeito não linear associado à profundidade de corte.

Os gráficos de superfícies de resposta para rugosidade Rz em função dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 79, 80 e 81.

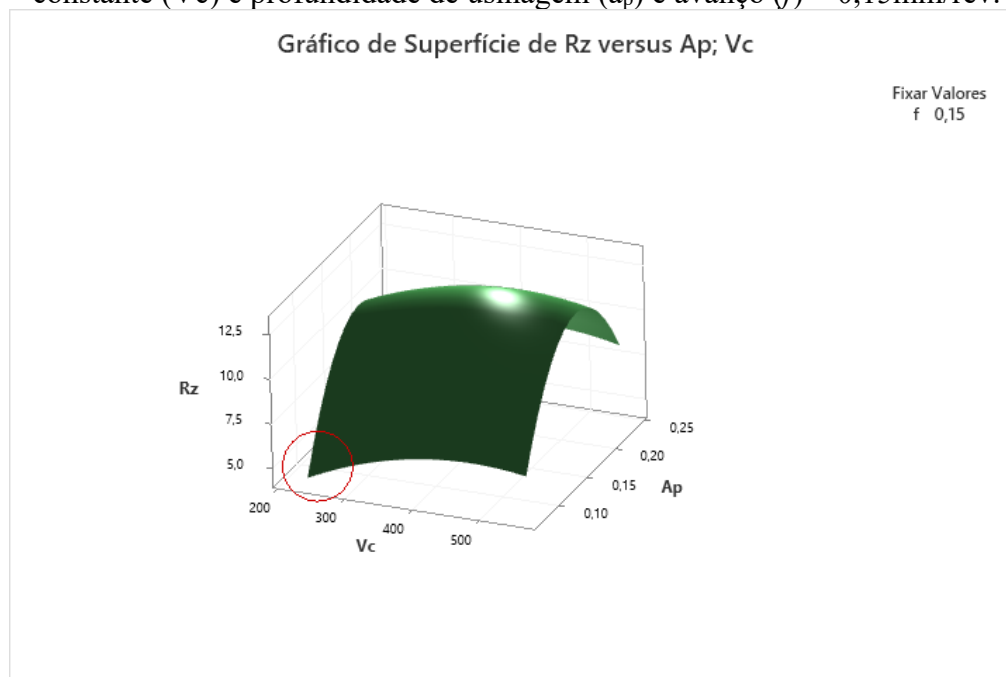
Figura 79 – Gráfico de superfície de resposta da rugosidade R_z em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f) com profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da rugosidade R_z em função da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), com $a_p = 0,15$ mm, evidencia comportamento não linear, com menores valores de R_z em baixas velocidades e baixos avanços. Observa-se aumento mais acentuado da rugosidade com o avanço, enquanto a velocidade de corte apresenta variação mais suave, com leve elevação até valores intermediários. A superfície apresenta curvatura bem definida, indicando a presença de um ponto de máximo na região experimental ($V_c \approx 400$ m/min com $a_p \approx 0,25$ mm.) Esse comportamento está associado aos efeitos quadráticos identificados na ANOVA, confirmando a natureza não linear da resposta.

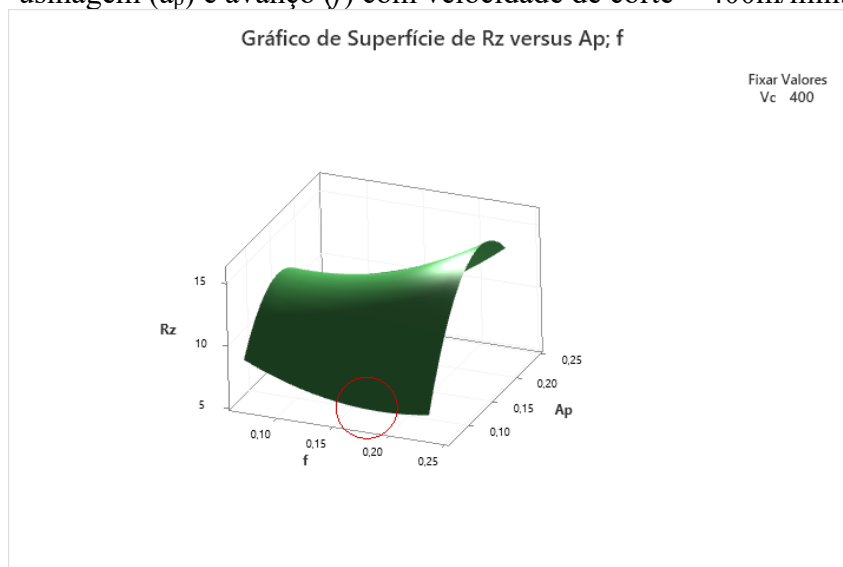
Figura 80. Gráfico de superfície de resposta de rugosidade R_z em função da velocidade constante (V_c) e profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da rugosidade R_z em função da profundidade de usinagem (a_p) e da velocidade de corte (V_c), com o avanço fixado em $f = 0,15$ mm/rev, indica que baixos valores de velocidade de corte associados a pequenas profundidades de usinagem resultam em menores valores de rugosidade. O gráfico evidencia comportamento não linear da resposta em função da profundidade de corte, com curvatura de formato parabólico e presença de um ponto de máximo em valores intermediários de a_p . Esse comportamento está diretamente relacionado ao termo quadrático da profundidade de usinagem (a_p^2), que apresentou significância na ANOVA.

Figura 81 – Gráfico de superfície de resposta de rugosidade Rz em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade de corte = 400m/min.



Fonte: própria do autor.

A superfície de resposta da rugosidade Rz em função da profundidade de usinagem (a_p) e do avanço (f), com a velocidade de corte fixada em $V_c = 400$ m/min, indica comportamento não linear da resposta. Observa-se que os menores valores de Rz ocorrem em níveis intermediários de avanço associados a baixas profundidades de usinagem. Com o aumento de a_p , a rugosidade aumenta até valores intermediários, caracterizando um ponto de máximo na região experimental, seguido de leve redução. A superfície apresenta curvatura bem definida, mais acentuada na direção da profundidade de usinagem, evidenciando um comportamento parabólico. Esse resultado está associado ao termo quadrático a_p^2 , que apresentou significância na ANOVA, enquanto o avanço, embora apresente leve curvatura, possui menor influência estatística sobre a resposta.

4.1.10 Análise da taxa do desgaste de flanco $\frac{(VBC)}{(Lc)}$

O desgaste da ferramenta foi avaliado por meio do desgaste específico, definido como a razão entre o desgaste de flanco (VBC) e o comprimento efetivo de usinagem (L_c) de modo a permitir comparações consistentes entre ensaios com diferentes tempos de usinagem. A análise ANOVA pode ser analisada pela Tabela 14.

Tabela 14 – Análise de variância (ANOVA) do desgaste VBC

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	9	0,000000	0,000000	1,85	0,101
Linear	3	0,000000	0,000000	3,13	0,040
Vc	1	0,000000	0,000000	0,45	0,509
a _p	1	0,000000	0,000000	2,28	0,142
<i>f</i>	1	0,000000	0,000000	6,68	0,015
Quadrado	3	0,000000	0,000000	0,23	0,874
Vc*Vc	1	0,000000	0,000000	0,07	0,789
a _p *a _p	1	0,000000	0,000000	0,19	0,669
<i>f</i> * <i>f</i>	1	0,000000	0,000000	0,38	0,540
Interação com 2 Fatores	3	0,000000	0,000000	2,14	0,116
vc*a _p	1	0,000000	0,000000	3,50	0,071
vc* <i>f</i>	1	0,000000	0,000000	0,94	0,340
a _p * <i>f</i>	1	0,000000	0,000000	1,97	0,170
Erro	30	0,000000	0,000000		
Falta de ajuste	5	0,000000	0,000000	1,39	0,264
Erro puro	25	0,000000	0,000000	*	*
Total	39	0,000000	R ² = 35,64%	R ² (aj) = 16,33%	

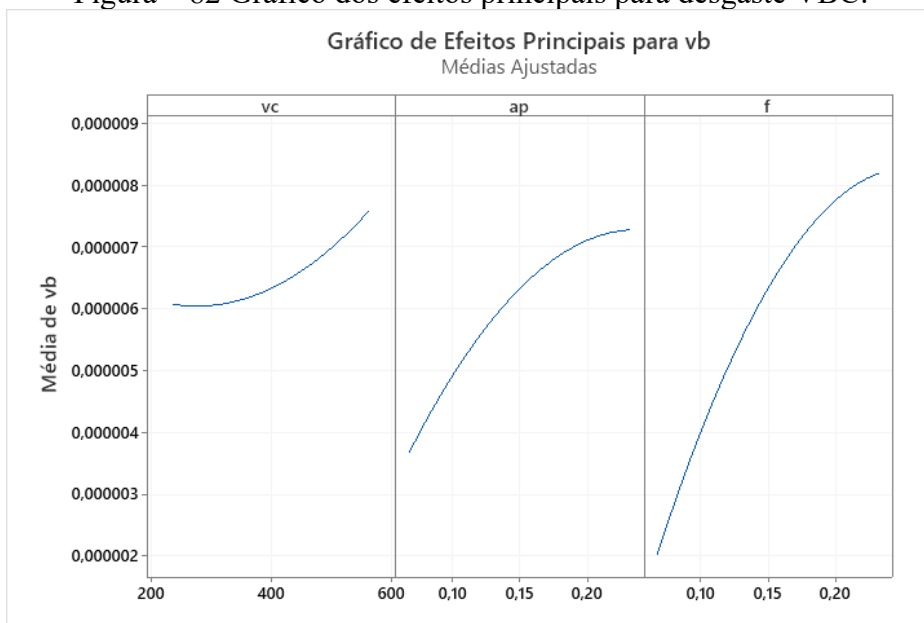
Fonte: própria do autor

A Tabela 15 apresenta os resultados da análise de variância (ANOVA) para o desgaste de flanco da ferramenta (VBC) em função dos parâmetros de usinagem velocidade de corte (Vc), avanço (*f*) e profundidade de usinagem (a_p). A análise de variância indica que, embora o modelo global não tenha sido significativo ($p = 0,101$), houve predominância de efeitos lineares ($p = 0,040$), evidenciando que a resposta é influenciada por termos de primeira ordem. Dentre os fatores avaliados, o avanço (*f*) destacou-se como a variável de maior influência estatística ($p = 0,015$), sendo o principal responsável pela variação da resposta, enquanto a velocidade de corte (Vc) e a profundidade de corte (a_p) não apresentaram efeito significativo, valor-P > 0,05.

Os termos quadráticos não foram significativos, indicando ausência de comportamento não linear relevante na região experimental, e as interações entre fatores também não exerceram influência significativa. A falta de ajuste não significativa ($p = 0,264$) indica que o modelo é adequado para representar os dados no intervalo estudado. No entanto, os baixos valores de $R^2 = 35,64\%$ e $R^2(aj) = 16,33\%$ apontam limitada capacidade explicativa, restringindo o uso do modelo para fins preditivos.

A partir dos valores dos valores de VBC foi realizada a análise dos efeitos principais conforme ilustrado na Figura 82.

Figura – 82 Gráfico dos efeitos principais para desgaste VBC.

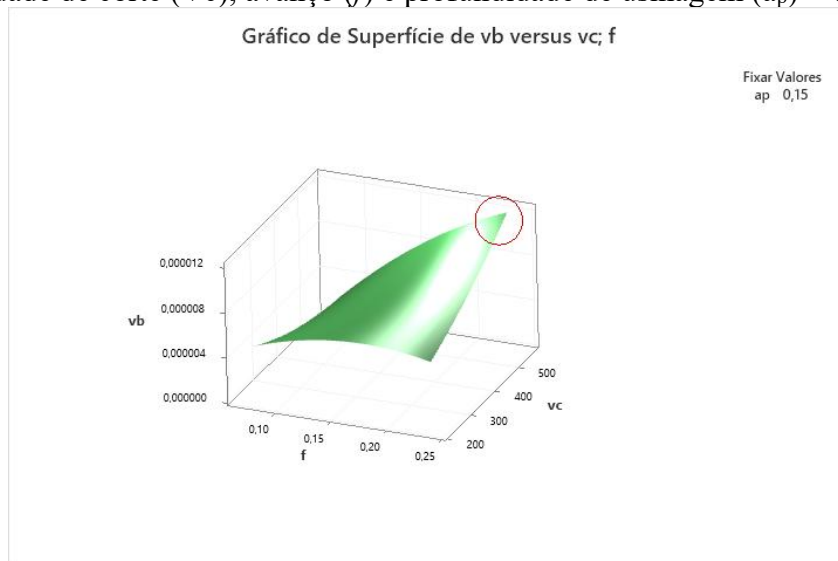


Fonte: própria do autor.

A Figura 82 apresenta o gráfico de efeitos principais para o desgaste de flanco (VBC), indica que o avanço (f) é o fator que exerce maior influência sobre a resposta, apresentando uma tendência acentuada de aumento do desgaste com o aumento do avanço. A profundidade de corte (a_p) também influencia o desgaste VBC, porém de forma moderada, com crescimento progressivo ao longo da faixa analisada, enquanto a velocidade de corte (V_c) apresenta menor impacto, com variação mais suave do desgaste. Esse comportamento está em concordância com a ANOVA, na qual o avanço foi o único fator estatisticamente significativo ($p = 0,015$), reforçando sua maior contribuição na variação do desgaste. De forma geral, observa-se que o aumento dos parâmetros de corte tende a elevar o desgaste da ferramenta.

Os gráficos de superfície de resposta para desgaste VBC dos fatores controláveis codificados são apresentados nas Figuras 83, 84 e 85.

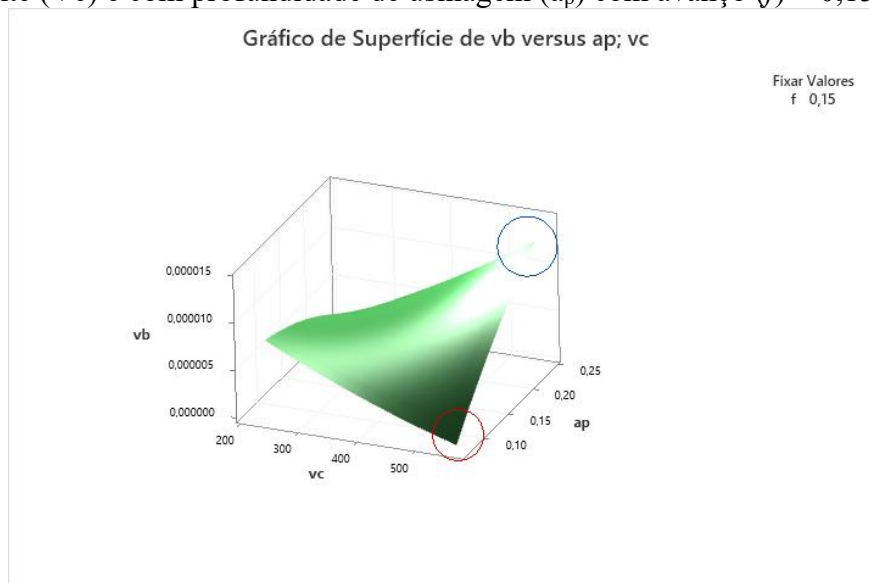
Figura 83 – Gráfico de superfície de resposta do desgaste de flanco VBC em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) = 0,15mm.



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta para VBC em função de V_c e f , com a_p fixado em 0,15 mm, indica que o desgaste aumenta de forma mais acentuada com o incremento da velocidade de corte. Observa-se uma variação mais acentuada do desgaste na direção da velocidade de corte (V_c), indicando que esse parâmetro exerce maior influência sobre a resposta. De modo geral, os maiores valores de desgaste são obtidos na combinação de altas velocidades de corte e maiores avanços, evidenciando a maior contribuição da velocidade de corte no comportamento do desgaste.

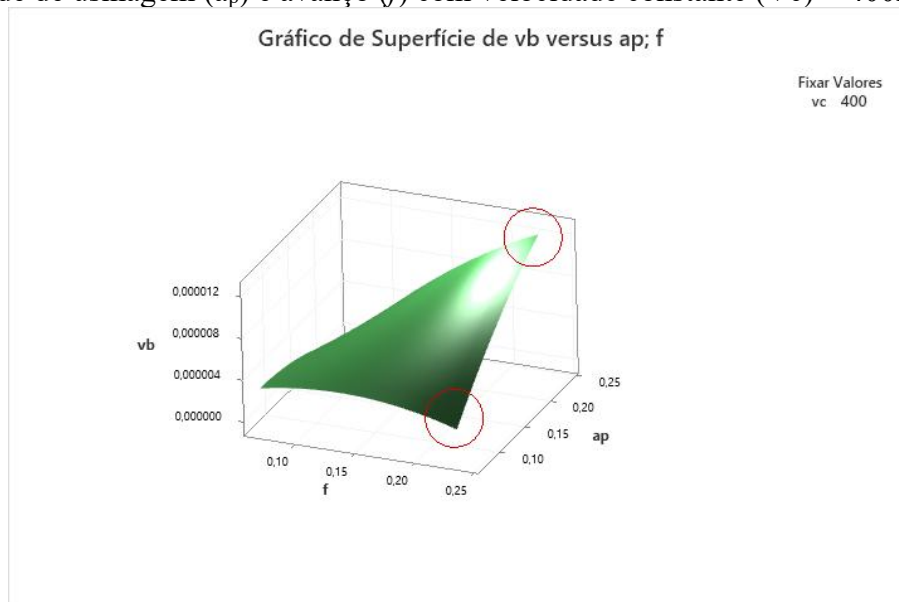
Figura 84 – Gráfico de superfície de resposta do desgaste VBC em função da velocidade constante (V_c) e com profundidade de usinagem (a_p) com avanço (f) = 0,15mm/rev.



Fonte: própria do autor.

A Figura 84 apresenta o gráfico de superfície de resposta para o desgaste de flanco (VBC), em função da profundidade de corte (a_p) e da velocidade de corte (V_c), com o avanço fixado em $f = 0,15$ mm/ver. O gráfico indica a presença de interação entre os fatores. Observa-se que, para baixos valores de a_p , o aumento da velocidade de corte tende a reduzir o desgaste, enquanto, para maiores velocidades de corte, o aumento da profundidade de usinagem passa a elevar o desgaste. Dessa forma, os maiores valores de desgaste ocorrem na combinação de altas velocidades de corte e maiores profundidades de usinagem, enquanto os menores valores estão associados a altas velocidades de corte combinadas com baixas profundidades de usinagem.

Figura 85 – Gráfico de superfície de resposta do desgaste VBC em função da profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) com velocidade constante ($V_c = 400$ m/min).



Fonte: própria do autor.

O gráfico de superfície de resposta para o desgaste de flanco (VBC), em função da profundidade de usinagem (a_p) e do avanço (f), com a velocidade de corte ($V_c = 400$ m/min), observa-se que o desgaste aumenta de forma mais acentuada com o incremento de a_p , conforme indicado pela maior inclinação da superfície nessa direção. Por outro lado, o avanço apresenta efeito menos expressivo, com variações mais suaves ao longo da faixa analisada. Dessa forma, os maiores valores de desgaste concentram-se em condições de maior profundidade de usinagem, enquanto os menores valores estão associados a baixos níveis de a_p , indicando a predominância desse fator na variação do desgaste da ferramenta.

4.2 ANÁLISE DOS DESGASTES.

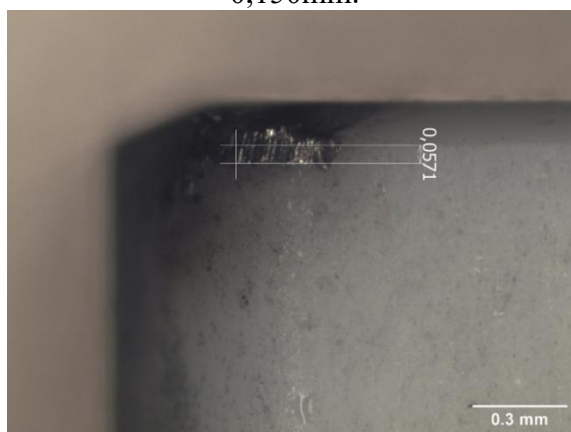
Nesta seção serão apresentados os desgastes identificados nas ferramentas cerâmicas experimentais durante os ensaios de torneamento.

4.2.1. Desgaste de flanco VBC

O mecanismo de desgaste atuante durante o processo de torneamento foi o do tipo abrasivo devido as características da liga VAT 80A[®], conforme descrito por Ezugwu, Wang e Machado (1998), Donachie, Donachie (2002), Tandekar *et al.* (2024), Akhtar et al. (2014).

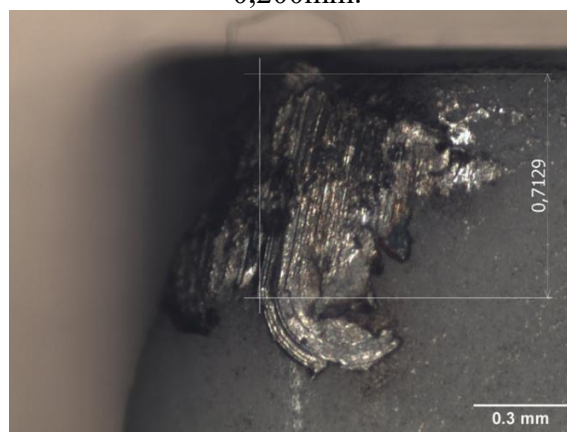
O menor desgaste da ferramenta ocorreu com os seguintes parâmetros de usinagem: $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,150\text{mm/rev.}$, e $a_p = 0,150\text{mm.}$ com o valor medido de $0,0571\text{mm}$. O maior desgaste da ferramenta ocorreu com os seguintes parâmetros de usinagem: $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,200\text{mm/rev.}$, e $a_p = 0,200\text{mm.}$, com o valor medido de $0,791\text{mm}$, observou-se que houve uma aderência do cavaco. Os menores e maiores valores medidos do desgaste podem ser observados respectivamente pelas Figuras 86 e 87.

Figura 86 – Menor desgaste de flanco com $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,150\text{ mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm.}$



Fonte: própria do autor

Figura 87 – Maior desgaste de flanco com $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,200\text{m/min.}$ e $a_p = 0,200\text{mm.}$

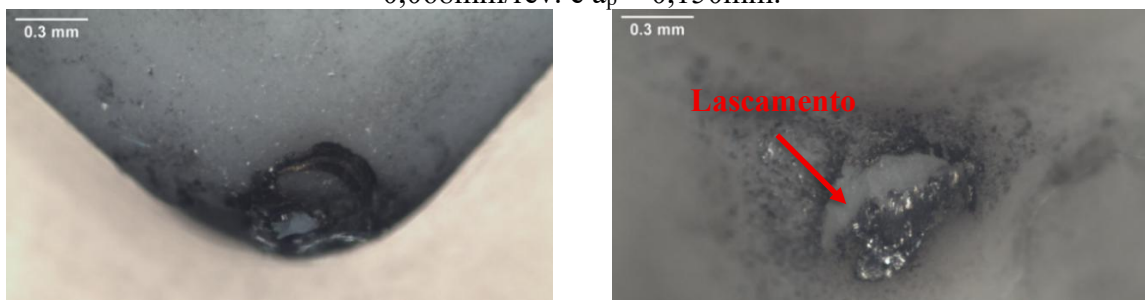


Fonte: própria do autor

4.2.2 Desgaste e avarias das ferramentas

Os desgastes evidenciados nas ferramentas foram o desgaste por adesão, enquanto a avaria observada foi o lascamento. Esses fenômenos são apresentados nas figuras a seguir.

Figura 88 – Desgaste tipo aderência do cavaco com lascamento, para $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,068\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm.}$

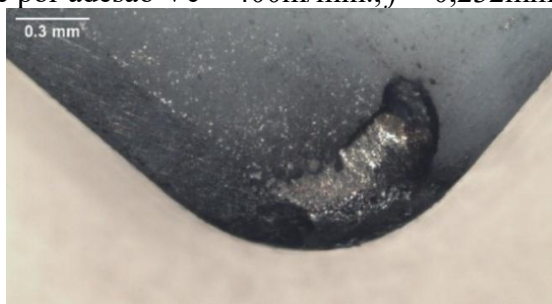


Superfície de saída

Imagem frontal

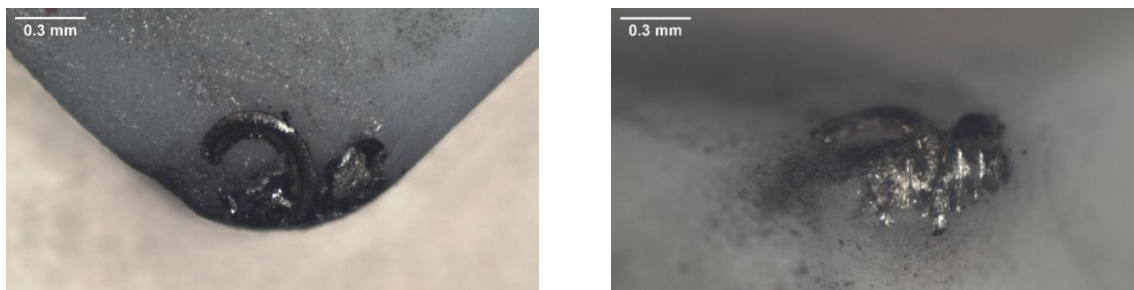
Fonte: própria do autor.

Figura 89 – Desgaste por adesão $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,232\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm.}$



Fonte: própria do autor.

Figura 90 – Desgaste de adesão $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,150\text{ mm/rev.}$ e $a_p = 0,150\text{mm.}$



Superfície de saída

Frontal

Fonte: própria do autor.

Figura 91 – Desgaste por adesão, com lascamento na aresta de usinagem para $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,100\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,200\text{mm.}$

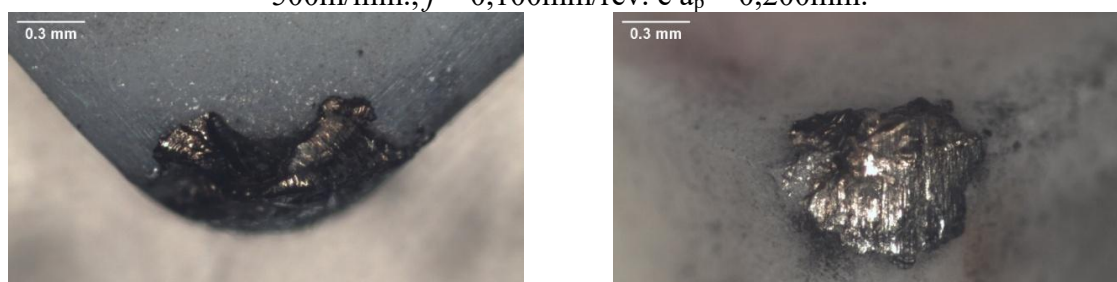


Imagem superfície de saída

Imagem frontal

Fonte: própria do autor.

Figura 92 – Desgaste por adesão severa, presença de cavaco aderido e forte indicativo de lascamento, para $V_c = 300\text{m/min.}$, $f = 0,10\text{mm/rev.}$ e $a_p = 0,10\text{mm.}$

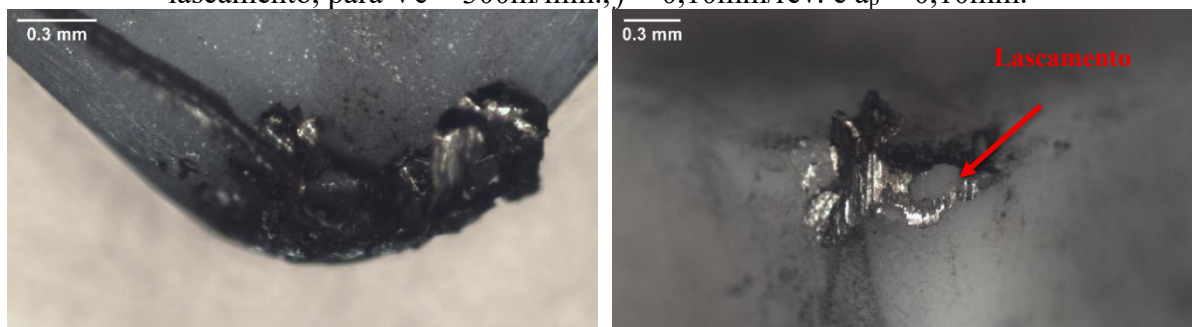


Imagem superfície de saída

Imagem frontal

Fonte: própria do autor.

4.3 ANÁLISES DOS CAVACOS

Nesta seção serão descritos os tipos de cavacos produzidos durante os ensaios de torneamento. Conforme Zhao, Zejia et al. (2025) cavacos de usinagem serrilhados são geralmente observados na usinagem de materiais metálicos difíceis de cortar, como ligas de titânio, aços e ligas à base de níquel. Observou-se que os cavacos produzidos durante os ensaios foram cavacos serrilhados, devido as características da liga VAT 80A[®], do tipo de cisalhamento segmentado curto e helicoidal longo.

Na Figura 93, são apresentados os cavacos produzidos na condição de $V_c = 400\text{ m/min}$ e $a_p = 0,15\text{ mm}$, para diferentes valores de avanço. Observa-se que, para o avanço de $0,068\text{ mm/rev}$, o cavaco formado é do tipo fragmentado regular, o que é indesejável para a usinagem.

Figura 93 – Cavacos produzidos com $V_c = 400\text{m/min.}$, $a_p = 0,15\text{mm}$ com avanços diferentes



Avanço = $0,15\text{mm/rev.}$
Cavaco helicoidal curto

Avanço = $0,0680\text{mm/rev.}$
Cavaco fragmentado
irregular

Avanço = $0,232\text{mm/rev.}$
Cavaco helicoidal curto

Fonte: própria do autor

Na Figura 94, são apresentados os cavacos produzidos na condição de $V_c = 400$ m/min e $a_p = 0,10$ mm, para diferentes valores de avanço. Observa-se que, para o avanço de 0,10 mm/rev, o cavaco formado é do tipo helicoidal longo, o que não é desejável no processo de torneamento.

Figura 94 – Cavacos produzidos na condição de $V_c = 400$ m/min e $a_p = 0,10$ mm, para diferentes valores de avanço.



$f = 0,1$ mm/rev. Cavaco helicoidal longo



$f = 0,2$ mm/rev. Cavaco helicoidal curto

Fonte: própria do autor

Na Figura 95, são apresentados os cavacos produzidos na condição de $V_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm, para diferentes valores de avanço

Figura 95 – Cavacos produzidos com $V_c = 400$ m/min., $a_p = 0,20$ mm., $f = 0,1$ mm/rev.



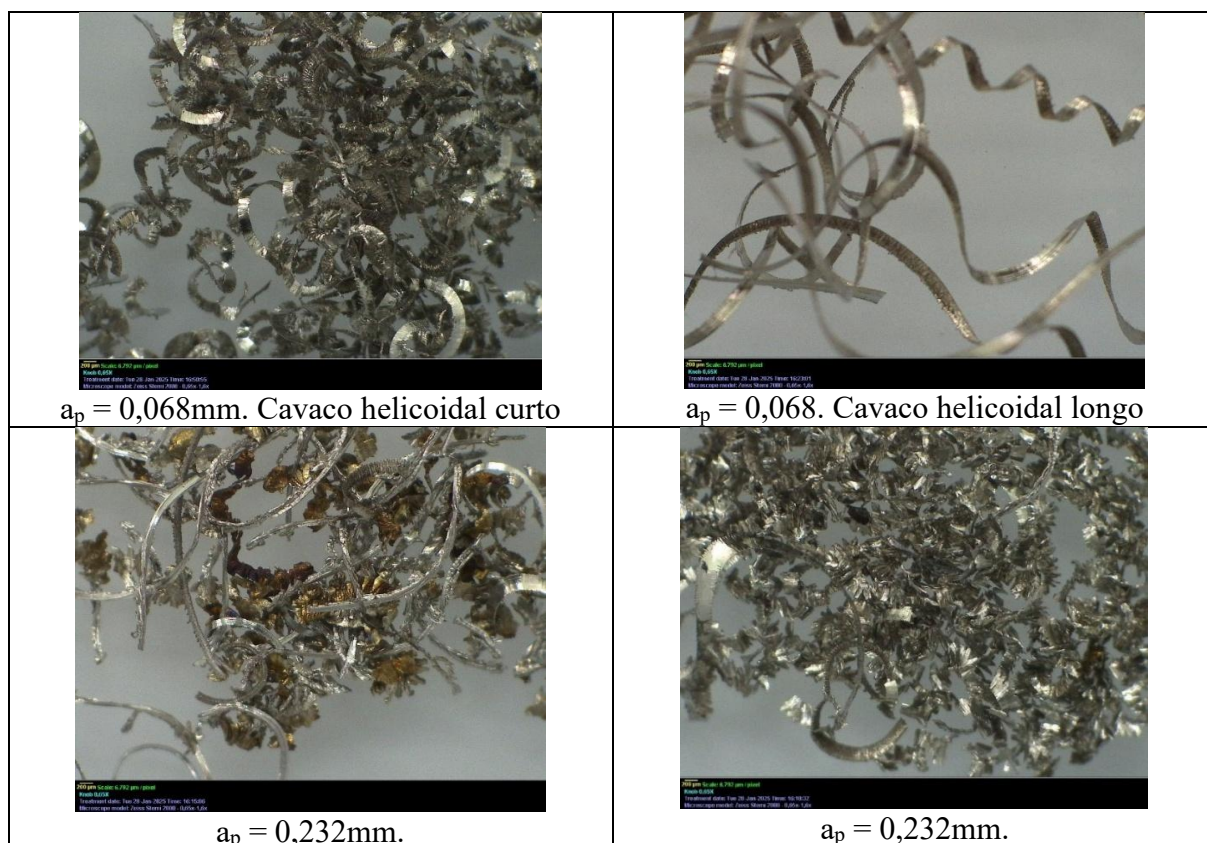
Cavaco helicoidal longo

Fonte: própria do autor

Na Figura 96 são apresentados os cavacos produzidos com $V_c = 400$ m/min., $f = 0,15$ com diferentes profundidades. Nas imagens pôde ser observado, mesmo com profundidades iguais, morfologias distintas de cavaco, isto pode ter ocorrido devido a variações

nas condições reais de usinagem, como diferenças na dissipação de calor, na rigidez do sistema e na estabilidade dinâmica durante o percurso.

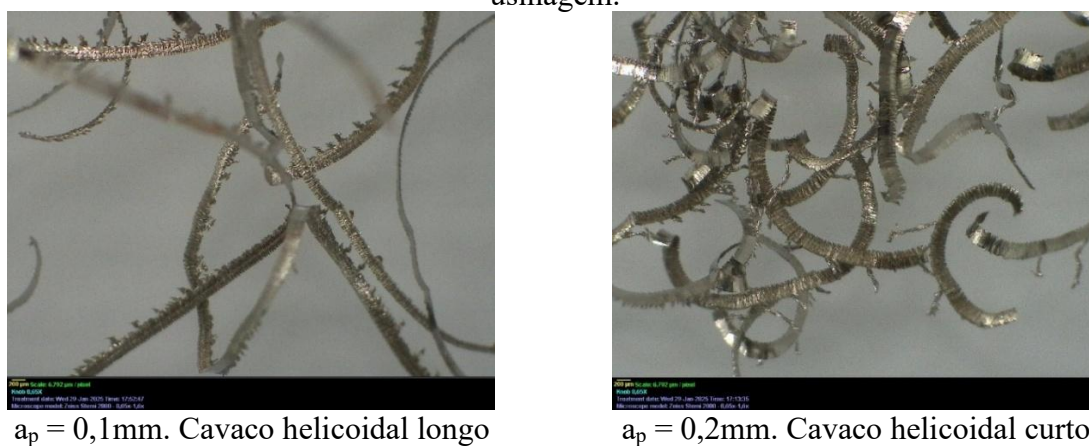
Figura 96 – Cavacos produzidos com $V_c = 400\text{m/min.}$, $f = 0,15$ com diferentes profundidades.



Fonte: própria do autor

Na Figura 97, são apresentados os cavacos produzidos na condição de $V_c = 500\text{ m/min}$ e $f = 0,10\text{ mm/rev}$, para diferentes profundidades de usinagem.

Figura 97 – Cavacos produzidos $V_c = 500\text{m/min.}$, $f = 0,1$ e diferentes profundidades de usinagem.



Fonte: própria do autor.

A profundidade de usinagem de $a_p = 0,20$ mm promove a formação de cavacos helicoidais mais curtos e mais largos, favorecendo sua curvatura e fratura precoce; por outro lado, $a_p = 0,10$ mm favorece a formação de cavacos mais estreitos, longos e contínuos. Na Figura 98, são apresentados os cavacos produzidos na condição de $V_c = 500$ m/min e $f = 0,20$ mm/rev, para diferentes profundidades de usinagem.

Figura 98 – Cavacos produzidos $V_c = 500$ m/min, $f = 0,2$ e diferentes profundidades de usinagem.



$a_p = 0,1$ mm. Cavaco helicoidal longo



$a_p = 0,2$ mm. Cavaco fragmentado

Fonte: própria do autor

A menor profundidade de usinagem reduz a seção transversal do cavaco o que favorece a formação de cavacos longos e menos fragmentados. Para a profundidade de usinagem $a_p = 0,2$ mm, o cavaco apresentou formato fragmentado e irregular, típico de cavaco descontínuo, devido ao maior volume de material removido, favorecendo a fragmentação. Na Figura 99 são apresentados os cavacos produzidos com $V_c = 300$ m/min., $f = 0,1$ mm/rev. com $a_p = 0,1$ mm. e $a_p = 0,2$ mm.

Figura 99 – Morfologias dos cavacos com $V_c = 300\text{m/min}$. $f = 0,1\text{mm/rev}$. com $a_p = 0,1\text{mm}$. e $a_p = 0,2\text{mm}$.



$a_p = 0,1\text{mm}$. cavaco helicoidal longo



$a_p = 0,2\text{mm}$. cavaco helicoidal longo

Fonte: própria do autor

O formato do cavaco manteve-se semelhante ao aumentar a profundidade de usinagem de 0,1 mm para 0,2 mm porque, mesmo com o aumento da seção de usinagem e das forças envolvidas, as condições de usinagem ($V_c = 300\text{ m/min}$ e $f = 0,1\text{ mm/rev}$) continuam favorecendo um mecanismo de cisalhamento contínuo.

Na Figura 100, são apresentados os cavacos produzidos na condição de $V_c = 300\text{ m/min}$ e $f = 0,20\text{ mm/rev}$, para $a_p = 0,10\text{ mm}$ e $a_p = 0,20\text{ mm}$.

Figura 100 – Cavacos produzidos com $V_c = 300\text{m/min}$., $f = 0,2\text{mm/rev}$. com $a_p = 0,1\text{mm}$. e $a_p = 0,2\text{mm}$.



$a_p = 0,1\text{mm}$. cavaco helicoidal longo



$a_p = 0,2\text{mm}$. cavaco helicoidal curto

Fonte: própria do autor

A menor profundidade de usinagem reduz a seção transversal do cavaco o que favorece a formação de cavacos longos e menos fragmentados. Para a profundidade de usinagem $a_p = 0,2\text{ mm}$, o cavaco apresentou formato fragmentado e irregular, típico de cavaco descontínuo, devido ao maior volume de material removido, favorecendo a fragmentação.

4.4 RESUMO DOS RESULTADOS

Os parâmetros que apresentaram significância estatísticas para as respostas medidas no processo foram:

- Rugosidade Ra
 - ✓ Termo linear: avanço
 - ✓ Termo quadrático: profundidade de usinagem
- Rugosidade Rt
 - ✓ Termo quadrático: profundidade
- Rugosidade Rz
 - ✓ Termo quadrático: profundidade de usinagem
- Taxa de desgaste de flanco VBC
 - ✓ Termo linear: avanço.

No Quadro 13 estão dispostos os níveis dos parâmetros que produzem as menores respostas durante o processo de torneamento e o valor medido.

Quadro 13 – Valores medidos de entrada que minimizam as variáveis de saída.

Variáveis de saída	Variáveis de entradas			Valor medido
	Vc (m/min)	f (mm/rev)	a _p (mm)	
Potência média (W)	500	0,100	0,200	495,3988369
Rugosidade Ra (μ)	400	0,150	0,150	0,585
Rugosidade Rt (μ)	300	0,200	0,100	5,255
Rugosidade Rz (μ)	400	0,150	0,150	4,558
Potência máxima (W)	500	0,100	0,200	547,2977
Vibração média (mm/s)	400	0,150	0,150	2,796368852
Vibração máxima (mm/s)	400	0,150	0,150	2,9608161
Emissão acústica média (V)	500	0,100	0,200	0,01729339
Emissão acústica máxima (V)	300	0,200	0,200	0,039112782
Taxa de desgaste de flanco (VBC/Lc) (mm/m)	400	0,150	0,150	Calculado 0,001366

5 CONCLUSÃO

A aplicação da metodologia de superfície de resposta (MSR) no torneamento sem fluido de corte da liga VAT 80A® com ferramentas cerâmicas experimentais de $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$ permitiu avaliar a influência dos parâmetros de usinagem sobre potência, vibração, emissão acústica, rugosidade (R_a , R_t e R_z) e desgaste de flanco (VBC).

De forma geral, os modelos estatísticos apresentaram baixos coeficientes de determinação (R^2 entre 11,93% e 24,53% e R^2_{aj} próximos de 0%), evidenciando reduzido poder explicativo. Ademais, a análise dos p-valores indicou ausência de significância estatística ($p > 0,05$) para a maioria dos termos lineares e quadráticos, limitando sua aplicação para estimativas preditivas confiáveis. Apesar disso, os modelos permitiram identificar tendências relevantes no comportamento do processo.

Em relação à qualidade superficial, o avanço (f) apresentou influência significativa na rugosidade R_a , enquanto o termo quadrático da profundidade de usinagem (a_p^2) indicou comportamento não linear dessa resposta. Para R_t e R_z , também se destacou a influência de a_p^2 , evidenciando a presença de curvatura nas superfícies de resposta.

Na análise da potência de usinagem, observaram-se tendências de redução do consumo em determinadas combinações de avanço e profundidade de usinagem, conforme indicado pelas superfícies de resposta. Para a vibração, os resultados experimentais sugerem que o aumento da velocidade de corte contribui para maior estabilidade dinâmica do processo, enquanto avanços mais elevados e determinadas faixas de profundidade de usinagem estão associados ao aumento dos níveis de instabilidade. Quanto à emissão acústica, verificaram-se tendências de aumento da emissão média com o incremento da velocidade de corte e do avanço, e redução com o aumento da profundidade de usinagem, embora sem significância estatística robusta.

No que se refere ao desempenho da ferramenta, verificou-se que o desgaste de flanco (VBC) está diretamente associado ao aumento das condições de usinagem, sendo influenciado principalmente pelo avanço. Condições mais severas intensificaram os mecanismos de desgaste, especialmente adesão e ocorrência de lascamento, resultando em maiores valores de VBC. Em contrapartida, condições com parâmetros moderados apresentaram menor progressão do desgaste ao longo do comprimento de usinagem analisado, indicando maior estabilidade da aresta de corte.

Quanto à formação de cavacos, verificou-se influência direta dos parâmetros de usinagem sobre sua morfologia. Avanços reduzidos resultaram na formação de cavacos mais

longos e contínuos, enquanto avanços mais elevados produziram cavacos mais espessos e com maior curvatura. Profundidades de usinagem menores favoreceram cavacos mais finos e alongados, ao passo que maiores profundidades resultaram em cavacos mais robustos e rígidos. Observou-se que cavacos helicoidais curtos representam a condição mais favorável para a estabilidade e eficiência do processo de torneamento.

De modo geral, os resultados permitiram identificar que condições de avanço reduzido a moderado (0,068–0,15 mm/rev) e profundidade de usinagem intermediária (0,10–0,15 mm) são mais adequadas para o equilíbrio entre consumo de potência, estabilidade dinâmica e qualidade da superfície.

No que se refere ao desempenho da ferramenta, verificou-se que o desgaste de flanco (VBC) está diretamente associado ao aumento das condições de usinagem, sendo influenciado principalmente pelo avanço. Condições mais severas intensificaram os mecanismos de desgaste, especialmente adesão e ocorrência de lascamento, resultando em maiores valores de VBC. Em contrapartida, condições com parâmetros moderados apresentaram menor progressão do desgaste ao longo do comprimento de usinagem analisado, indicando maior estabilidade da aresta de corte.

Embora não tenha sido realizado um ensaio clássico de vida da ferramenta com critério formal de fim de vida, os resultados experimentais permitiram identificar condições operacionais associadas ao menor desgaste da ferramenta cerâmica experimental. Dessa forma, confirma-se a viabilidade técnica das ferramentas cerâmicas de $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$ para o torneamento da liga VAT 80A®, desde que os parâmetros de usinagem sejam adequadamente selecionados.

5.1 RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Com base nos resultados obtidos, especialmente em relação ao baixo poder explicativo dos modelos estatísticos e à ausência de significância para a maioria dos termos analisados, recomenda-se para trabalhos futuros:

Realizar ensaios de vida da ferramenta conforme a norma ABNT NBR ISO 3685, permitindo a avaliação quantitativa da durabilidade da ferramenta cerâmica experimental.

Ampliar a faixa e o número de experimentos, visando melhorar o ajuste dos modelos estatísticos e aumentar o coeficiente de determinação (R^2).

Testar ferramentas com outras composições e geometrias

Os estudos propostos podem contribuir para o aprimoramento do desempenho das ferramentas cerâmicas e para o aumento da confiabilidade na modelagem do processo de usinagem de superligas à base de níquel.

REFERÊNCIAS

- ABRÃO, A. M.; FARIA, M. T. C. Análises computacional e experimental de vibrações do conjunto eixo árvore de máquinas-ferramenta. *In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA*, 24., 2017, Curitiba. **Anais [...]** Curitiba: ABCM, 2017. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/319628569>. Acesso em: 4 mar. 2023.
- AKHTAR, W. *et al.* Mecanismos de desgaste de ferramentas na usinagem de superligas à base de níquel: uma revisão. **Frontiers of Mechanical Engineering**, Beijing, v. 9, n. 2, p. 106-119, 2014.
- AKHTAR, S. S. A critical review on self-lubricating ceramic-composite cutting tools. **Ceramics International**, Oxford, v. 47, n. 15, p. 20745-20767, 2021.
- AKCA, E.; GÜRSEL, A. A review on superalloys and IN718 nickel-based INCONEL superalloy. **Periodicals of Engineering and Natural Sciences (PEN)**, Sarajevo, v. 3, n. 1, p. 15-27, 2015.
- ASKELAND, D. R.; WRIGHT, W. J. **Ciência e engenharia dos materiais**. Tradução: Solange Aparecida Visconti. Revisão técnica: Daniel Rodrigo Leiva. São Paulo: Cengage Learning, 2016. 463 p.
- ALZUGARAY-FRANZ, R. *et al.* Indirect measurement of process parameters in peripheral end milling based on acoustic emission signals. **Measurement**, Oxford, v. 234, p. 114801, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2024.114801>. Acesso em: 4 mar. 2025.
- BENGA, G. C.; ABRÃO, A. M. Turning of hardened 100Cr6 bearing steel with ceramic and PCBN cutting tools. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 143, p. 241–247, 2003.
- BENARDOS, P. G.; VOSNIAKOS, G. C. Prediction of surface roughness in machining: a review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 43, n. 8, p. 833–844, 2003.
- BEZERRA, M. A. *et al.* Response surface methodology (RSM) as a tool for optimization in analytical chemistry. **Talanta**, Amsterdam, v. 76, n. 5, p. 965–977, 2008. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0039914008004050>. Acesso em: 20 ago. 2023.
- BIJANZAD, A.; MUNIR, T.; ABDULHAMID, F. Heat-assisted machining of superalloys: a review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 118, n. 11, p. 3531–3557, 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08059-4>. Acesso em: 10 mar. 2024.
- BOUACHA, K. *et al.* Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, Oxford, v. 28, n. 3, p. 349–361, 2010.

BOX, G. E. P.; WILSON, K. B. On the experimental attainment of optimum conditions. *In*: BOX, G. E. P.; FISHER, R. A.; KENDALL, M. G. (ed.). **Breakthroughs in statistics: methodology and distribution**. New York: Springer, 1992. p. 270–310. Disponível em: <http://www.jstor.org/stable/2983966>. Acesso em: 4 mar. 2023.

BOX, G. E. P.; DRAPER, N. R. **Empirical model-building and response surfaces**. New York: John Wiley & Sons, 1987. 650 p.

CAMPOS, P. H. S.; FERREIRA, J. R.; PAIVA, A. P.; BALESTRASSI, P. P. Modelagem da vida da ferramenta e da rugosidade no torneamento do aço duro ABNT 52100 com cerâmica mista wiper utilizando metodologia de superfície de resposta. *In*: CONGRESSO IBEROAMERICANO DE ENGENHARIA MECÂNICA (CIBEM), 10., 2011, Porto. **Anais [...]** Porto: FEUP, 2011.

CAO, R. *et al.* Effect of thermal cycle shocking on microstructure and mechanical properties of Stellite 12 (Co-29Cr-2.3C-3W) cobalt-based alloy. **Materials Science and Engineering: A**, Amsterdam, v. 714, p. 68–74, 2018.

CASAIS, V. O. *et al.* Diversidade genética de *Xylella fastidiosa* em regiões produtoras de citros na Bahia. **Pesquisa Agropecuária Brasileira**, Brasília, v. 49, n. 1, p. 26-33, jan. 2014.

CHAVAN, V.; KADAM, S.; SADAIAH, M. Performance of alumina-based ceramic inserts in high-speed machining of Nimonic 80A. **Materials and Manufacturing Processes**, Philadelphia, v. 34, n. 1, p. 8–17, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1532084>. Acesso em: 12 jul. 2024.

CHAVAN, V.; KADAM, S.; SADAIAH, M. Performance of alumina-based ceramic inserts in high-speed machining of Nimonic 80A. **Materials and Manufacturing Processes**, Philadelphia, v. 34, n. 1, p. 8–17, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1532084>. Acesso em: 12 jul. 2024.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 6. ed. São Paulo: Artliber, 2008.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 8. ed. São Paulo: Artliber, 2013.

DONACHIE, M. J.; DONACHIE, S. J. **Superalloys: a technical guide**. 2. ed. Materials Park: ASM International, 2002. 409 p.

DODARAN, M. *et al.* Effect of alloying elements on the γ' antiphase boundary energy in Ni-base superalloys. **Intermetallics**, Oxford, v. 117, p. 106670, 2020.

EUZEBIO, C. D. G. **Uma contribuição da aplicação de modelos fuzzy empregados na detecção da queima de peças na retificação plana**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista (UNESP), Bauru, 2012.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M.; MACHADO, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 86, n. 1-3, p.

1-16, 1999. Disponível em:

<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013698003148>. Acesso em: 23 maio 2024.

ELGAZZAR, A. *et al.* A critical review of high-temperature tribology and cutting performance of cermet and ceramic tool materials. **Lubricants**, Basel, v. 11, n. 3, p. 122, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/lubricants11030122>. Acesso em: 23 maio 2024.

FARINA, A. B.; LIBERTO, R. C. N.; BARBOSA, C. A. Desenvolvimento de novos aços válvula para aplicação em motores de alto desempenho. **Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração**, São Paulo, v. 10, n. 4, p. 329-335, 2014. Disponível em: <https://www.abmjournals.com.br/article/10.4322/tmm.2013.045>. Acesso em: 23 maio 2024.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Blucher, 1977.

GARAT, V. *et al.* High temperature intergranular oxidation of alloy 718. **Superalloys**, Warrendale, v. 718, n. 625, p. 559-569, 2005.

QINGLONG, A. *et al.* Machining of SiC ceramic matrix composites: a review. **Chinese Journal of Aeronautics**, Beijing, v. 34, n. 4, p. 540–567, 2021.

GOBBI, V. J. **Comportamento em fluência e caracterização microestrutural das superligas VAT 36, VAT 32 e NIMONIC 80A**. 2013. Tese (Doutorado em Ciências Mecânicas) – Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, 2013. Disponível em: <http://repositorio.unb.br/handle/10482/15039>. Acesso em: 25 jul. 2024.

GRIGORIEV, S. N.; FEDOROV, S. V.; HAMDY, K. Materials, properties, manufacturing methods and cutting performance of innovative ceramic cutting tools: a review. **Manufacturing Review**, Les Ulis, v. 6, p. 19, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1051/mfreview/2019016>. Acesso em: 28 jul. 2024.

GRZESIK, W. **Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling, and applications**. 2. ed. Amsterdam: Elsevier, 2017. 608 p.

GÜNAY, M.; KORKMAZ, M. E.; YAŞAR, N. Performance analysis of coated carbide tool in turning of Nimonic 80A superalloy under different cutting environments. **Journal of Manufacturing Processes**, Oxford, v. 56, p. 678-687, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.05.031>. Acesso em: 25 abr. 2024.

GUO, Y. B.; AMMULA, S. C. Real-time acoustic emission monitoring for surface damage in hard machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 45, n. 14, p. 1622-1627, 2005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.02.007>. Acesso em: 23 abr. 2025.

HASSUI, A. **Estudo da vibração durante a usinagem e centelhamento na retificação cilíndrica de mergulho**. 2002. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2002.

HIRSCHMANN, A. C. O.; CARLOS, M. N.; REIS, D. A. P. Fundamentos básicos sobre superligas. *In*: CONGRESSO DA ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METALURGIA,

MATERIAIS E MINERAÇÃO, 64., 2009, Belo Horizonte. **Anais [...]**. Belo Horizonte: ABM, 2009. Disponível em: <https://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Ligas-Especiais/Resistentes-a-alta-Temperatura/VAT80A>. Acesso em: 14 jun. 2024.

JACYNA, J.; KORDALEWSKA, M.; MARKUSZEWSKI, M. J. Design of experiments in metabolomics-related studies: an overview. **Journal of Pharmaceutical and Biomedical Analysis**, Amsterdam, v. 164, p. 598-606, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jpba.2018.11.027>. Acesso em: 22 abr. 2023.

JAYAKUMAR, T. *et al.* A review of the application of acoustic emission techniques for monitoring forming and grinding processes. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 159, n. 1, p. 48-61, 2005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.01.034>. Acesso em: 22 abr. 2023.

JAKHAR, V.; NAYAK, M.; SHARMA, N. A literature review on optimization of input cutting parameters for improved surface finish in turning process. **International Research Journal of Engineering and Technology**, Tamil Nadu, v. 4, n. 3, p. 2810-2815, 2017.

KAYA, E.; AKYÜZ, B. Effects of cutting parameters on machinability characteristics of Ni-based superalloys: a review. **Open Engineering**, Warsaw, v. 7, n. 1, p. 330–342, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1515/eng-2017-0037>. Acesso em: 10 abr. 2023.

KISHAWY, H. A. *et al.* Application of acoustic emissions in machining processes: analysis and critical review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 98, p. 1391–1407, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2341-y>. Acesso em: 15 ago. 2024.

KONDO, M. Y. *et al.* Cutting parameters influence investigations on cutting consumed power, surface roughness and tool wear during turning of superalloy VAT 32 with PVD coated carbide tools using Taguchi method. **Materials Research Express**, Bristol, v. 6, n. 6, p. 066543, 2019. Disponível em: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/2053-1591/ab0da8>. Acesso em: 15 nov. 2023.

KONDO, M. Y. **Análise do processo de torneamento da superliga VAT 32® com ferramentas de usinagem experimentais e comerciais**. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, Guaratinguetá, 2018. Disponível em: <https://repositorio.unesp.br/handle/11449/154432>. Acesso em: 30 ago. 2024.

KORKMAZ, M. E.; GÜNAY, M.; VERLEYSEN, P. Investigation of tensile Johnson–Cook model parameters for Nimonic 80A superalloy. **Journal of Alloys and Compounds**, Lausanne, v. 801, p. 542-549, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2019.06.126>. Acesso em: 27 jul. 2024.

LAURO, C. H. *et al.* Monitoring and processing signal applied in machining processes: a review. **Measurement**, Oxford, v. 58, p. 73-86, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2014.08.035>. Acesso em: 25 ago. 2024.

LEM INTERNATIONAL SA. **Transdutor de corrente LA 100-P**: datasheet. Genebra: LEM, 2019. Disponível em: <https://www.lem.com>. Acesso em: 17 abr. 2025.

LI, X. *et al.* Tool wear and surface integrity in liquid nitrogen clean cutting of cobalt-based superalloy GH605 with AlTiN coated tools. **Wear**, Amsterdam, v. 530, p. 204962, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2023.204962>. Acesso em: 15 jun. 2023.

LI, Y. *et al.* Wear patterns and mechanisms of sialon ceramic end-milling tool during high speed machining of nickel-based superalloy. **Ceramics International**, Oxford, v. 47, n. 4, p. 5690-5698, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.10.155>. Acesso em: 15 jun. 2023.

LIU, F. *et al.* High-throughput method–accelerated design of Ni-based superalloys. **Advanced Functional Materials**, Weinheim, v. 32, n. 28, p. 2109367, 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1002/adfm.202109367>. Acesso em: 25 fev. 2024.

LIU, C. *et al.* Chip formation mechanism of Inconel 718: a review of models and approaches. **Chinese Journal of Mechanical Engineering**, Beijing, v. 34, n. 1, p. 1-23, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1186/s10033-021-00552-9>. Acesso em: 25 fev. 2024.

LIU, J. *et al.* Review of the application of acoustic emission technology in green manufacturing. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing – Green Technology**, Seoul, v. 11, n. 3, p. 995-1016, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s40684-023-00557-w>. Acesso em: 25 fev. 2024.

LI, Y. *et al.* Wear patterns and mechanisms of sialon ceramic end-milling tool during high speed machining of nickel-based superalloy. **Ceramics International**, Oxford, v. 47, n. 4, p. 5690-5698, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.10.155>. Acesso em: 12 ago. 2023.

LONG, H. *et al.* Microstructural and compositional design of Ni-based single crystalline superalloys—A review. **Journal of Alloys and Compounds**, Lausanne, v. 743, p. 203-220, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.01.217>. Acesso em: 8 dez. 2024.

MACHADO, Á. R. *et al.* **Teoria da usinagem dos materiais**. 2. ed. São Paulo: Blucher, 2011.

MANDAL, N. *et al.* Optimization of flank wear using zirconia toughened alumina (ZTA) cutting tool: Taguchi method and regression analysis. **Measurement**, Oxford, v. 44, n. 10, p. 2149-2155, 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2011.07.022>. Acesso em: 26 set. 2024.

MONTGOMERY, D. C. **Design and analysis of experiments**. 5. ed. New York: John Wiley & Sons, 2001.

MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. **Applied statistics and probability for engineers**. 3. ed. New York: John Wiley & Sons, 2003.

MONTGOMERY, D. C. **Introdução ao controle estatístico da qualidade**. Rio de Janeiro: LTC, 2004.

MONTGOMERY, D. C. **Design and analysis of experiments**. 9. ed. New York: John Wiley & Sons, 2017.

MONTGOMERY, D. C.; ANDERSON-COOK, C. M. A modern framework for response surface methodology. **Quality Engineering**, Philadelphia, v. 26, n. 2, p. 197-208, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/08982112.2013.852654>. Acesso em: 22 out. 2024.

MONTGOMERY, D. C.; ANDERSON-COOK, C. M. A modern framework for response surface methodology. **Quality Engineering**, Philadelphia, v. 26, n. 2, p. 197-208, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/08982112.2013.852654>. Acesso em: 22 out. 2024.

MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C.; ANDERSON-COOK, C. M. **Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments**. 4. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2016.

ÖKTEM, H.; ERZURUMLU, T.; KURTARAN, H. Application of response surface methodology in the optimization of cutting conditions for surface roughness. **Journal of Materials Processing Technology**, Lausanne, v. 170, p. 11-16, 2005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.04.096>. Acesso em: 15 ago. 2024.

PAIVA, E. J. **Erro quadrático médio multivariado na otimização do torneamento do aço ABNT 52100 endurecido**. 2012. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2012. Disponível em: <https://repositorio.unifei.edu.br/jspui/handle/123456789/1012>. Acesso em: 23 mai. 2023.

PCB PIEZOTRONICS. **Model 352C33 Accelerometer Datasheet**: specification sheet. Depew: PCB Piezotronics, [202-?]. Disponível em: <https://www.pcb.com>. Acesso em: 20 abr. 2023.

PEREPEZKO, J. H. The hotter the engine, the better. **Science**, Washington, DC, v. 326, n. 5956, p. 1068-1069, 2009. Disponível em: <https://www.science.org/doi/10.1126/science.1179327>. Acesso em: 23 mai. 2023.

PIMENOV, D. Y. *et al.* A comprehensive review of machinability of difficult-to-machine alloys with advanced lubricating and cooling techniques. **Tribology International**, Oxford, v. 195, p. 109677, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.109677>. Acesso em: 23 abr. 2025.

PINHEIRO, C. **Avaliação da usinagem do Inconel 718 via metodologia de Taguchi**. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2018. Disponível em: <https://hdl.handle.net/11449/154432>. Acesso em: 23 abr. 2023.

PHYSICAL ACOUSTICS CORPORATION. **R15a Acoustic Emission Sensor**: specification sheet. Princeton: MISTRAS Group, [202-?]. Disponível em: <https://www.physicalacoustics.com>. Acesso em: 20 abr. 2024.

QU, S. *et al.* Coarsening behavior of γ precipitates and compression deformation mechanism of a novel Co–V–Ta–Ti superalloy. **Materials Science and Engineering: A**,

Amsterdam, v. 787, p. 139455, 2020. Disponível em:
<https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139455>. Acesso em: 23 abr. 2023.

QINGLONG, A. *et al.* Machining of SiC ceramic matrix composites: a review. **Chinese Journal of Aeronautics**, Beijing, v. 34, n. 4, p. 540-567, 2021. Disponível em:
<https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.08.001>. Acesso em: 23 abr. 2023.

RAKSHIT, R.; DAS, A. K. A review on cutting of industrial ceramic materials. **Precision Engineering**, Amsterdam, v. 59, p. 90-109, 2019. Disponível em:
<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.05.009>. Acesso em: 15 abr. 2024.

RAKESH, M.; DATTA, S. Machining of Inconel 718 using coated WC tool: effects of cutting speed on chip morphology and mechanisms of tool wear. **Arabian Journal for Science and Engineering**, Heidelberg, v. 45, n. 2, p. 797-816, 2020. Disponível em:
<https://doi.org/10.1007/s13369-019-04214-w>. Acesso em: 23 jun. 2025.

REZENDE, M. C. **Estudo sobre o efeito de diferentes tratamentos térmicos na ocorrência de envelhecimento dinâmico no Inconel 718**. 2015. Tese (Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015. Disponível em:
http://objdig.ufrj.br/60/teses/coppe_d/Manoela_Cunha_Rezende.pdf. Acesso em: 20 set. 2026.

SANTOS, R. A. de O. **Estudo da aplicabilidade de ferramentas cerâmicas experimentais na usinagem por torneamento da superliga VAT 80A®**. 2021. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, Guaratinguetá, 2021. Disponível em:
<https://hdl.handle.net/11449/214488>. Acesso em: 17 set. 2023.

SILVA, L. R. da; COELHO, R. T.; CATAI, R. E. Desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga Waspaloy. **REM: Revista Escola de Minas**, Ouro Preto, v. 57, n. 2, p. 109-114, 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1590/S0370-44672004000200007>. Acesso em: 9 set. 2026.

SAMIN, R. *et al.* Chatter identification of vibration signals and surface roughness using wavelet transform and I-kaz™ methods. **Journal of Physics: Conference Series**, Bristol, v. 2721, n. 1, p. 012024, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1088/1742-596/2721/1/012024>. Acesso em: 9 set. 2026.

SANDVIK COROMANT. **Milling**: catalogue. Sandviken: Sandvik Coromant, 2012.

SANDVIK COROMANT. **Milling**: catalogue. Sandviken: Sandvik Coromant, 2020.

SELEZNEV, A.; PINARGOTE, N. W. S.; SMIRNOV, A. Ceramic cutting materials and tools suitable for machining high-temperature nickel-based alloys: a review. **Metals**, Basel, v. 11, n. 9, p. 1385, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/met11091385>. Acesso em: 9 set. 2026.

SEN, B. *et al.* Performance of eco-benign lubricating/cooling mediums in machining of superalloys: a comprehensive review from the perspective of triple bottom line theory.

Sustainable Materials and Technologies, Amsterdam, v. 35, p. e00578, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.susmat.2023.e00578>. Acesso em: 10 set. 2026.

SILVA, H. A. T. da. **Análise do comportamento da emissão acústica durante o torneamento de ultraprecisão de materiais frágeis**. 1999. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1999. Disponível em: <https://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/18/18135/tde-10062024-095834/>. Acesso em: 15 jul. 2024.

SINHA, M. K. *et al.* Applications of sustainable techniques in machinability improvement of superalloys: a comprehensive review. **International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)**, Paris, v. 17, n. 2, p. 473-498, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s12008-022-01011-x>. Acesso em: 23 mai. 2024.

SPECIAL METALS CORPORATION. **NIMONIC alloy 80A**: specification sheet. New Hartford: Special Metals Corporation, 2004. Disponível em: <https://www.specialmetals.com>. Acesso em: 17 fev. 2025.

STÅHL, J. E. *et al.* **Metal cutting**: theories and models. Lund: Division of Production and Materials Engineering, Lund University; Seco Tools AB, 2012.

SUNULAHPAŠIĆ, R. *et al.* Optimization of the mechanical properties of the superalloy Nimonic 80A. **Materiali in tehnologije**, Ljubljana, v. 46, n. 3, p. 263-267, 2012. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/293058622>. Acesso em: 8 set. 2024.

TANDEKAR, N.; KUMAR, A.; VALLETI, K. Machining of Ni-based superalloys using CAPVD coated carbide tools. **Materials Today Communications**, Amsterdam, v. 39, p. 109101, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2024.109101>. Acesso em: 23 abr. 2023.

THAKUR, A.; GANGOPADHYAY, S. Dry machining of nickel-based super alloy as a sustainable alternative using TiN/TiAlN coated tool. **Journal of Cleaner Production**, Oxford, v. 129, p. 256-268, 2016. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.04.074>. Acesso em: 19 jun. 2023.

THAKUR, A.; GANGOPADHYAY, S. State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 100, p. 25-54, 2016. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.10.001>. Acesso em: 23 abr. 2024.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000.

TZENG, C.-J. *et al.* Optimization of turning operations with multiple performance characteristics using the Taguchi method and grey relational analysis. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 209, n. 6, p. 2753-2759, 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.06.046>. Acesso em: 23 abr. 2024.

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: a review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 51, n. 3, p.

250-280, 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003>. Acesso em: 3 jul. 2024.

VALLE, L. C. M. **Efeitos da solubilização e do envelhecimento na microestrutura e nas propriedades mecânicas da superliga Inconel 718**. 2010. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2010. Disponível em: http://www.metalmat.ufrj.br/teses/mestrado/2010/Dissertacao_Luiz_Claudio_Valle.pdf. Acesso em: 14 abr. 2023.

VARELA, A. V. **Fenômeno de fratura intergranular assistida por oxidação em superligas de níquel 718**. 2017. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017. Disponível em: http://objdig.ufrj.br/60/teses/coppe_m/AlineValleVarela.pdf. Acesso em: 17 jun. 2024.

YAĞMUR, S. The effects of cooling applications on tool life, surface quality, cutting forces, and cutting zone temperature in turning of Ni-based Inconel 625. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 116, n. 3, p. 821-833, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07489-2>. Acesso em: 23 set. 2024.

YOLMEH, M.; JAFARI, S. M. Applications of response surface methodology in the food industry processes. **Food and Bioprocess Technology**, New York, v. 10, n. 3, p. 413-433, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s11947-016-1815-y>. Acesso em: 23 abr. 2023.

YU, W. *et al.* Cutting performance and wear mechanism of honeycomb ceramic tools in interrupted cutting of nickel-based superalloys. **Ceramics International**, Oxford, v. 47, n. 13, p. 18075-18083, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2021.03.123>. Acesso em: 12 abr. 2024.

ZHANG, D. *et al.* In situ imaging based thermo-mechanical analysis of built-up edge in cutting process. **Journal of Manufacturing Processes**, Oxford, v. 71, p. 450-460, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.09.040>. Acesso em: 12 abr. 2024.

ZHAO, Z. *et al.* Serrated chip formation in machining of difficult-to-cut metallic materials: a comprehensive review. **Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences**, Philadelphia, p. 1-47, 2025. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10408436.2025.2462011>. Acesso em: 23 abr. 2024.

DADOS CURRICULARES

IDENTIFICAÇÃO	
	JOÃO FLORENTINO MEIRA DE VASCONCELLOS NETO 25/12/1959
Nacionalidade	brasileira
Nome em citações bibliográficas:	Sobrenome, Nome Sobrenome, N.
Currículo Lattes	https://lattes.cnpq.br/6207698183791407
ORCID	URL
outro identificador	URL
FORMAÇÃO ACADÊMICA	
12/1990	Engenharia Mecânica – Universidade de Taubaté (UNITAU)
11/2004	Especialização em Mecatrônica (<i>lato sensu</i>) especialista Faculdade de Engenharia e ciências de Guaratinguetá – (UNESP)
PRODUÇÃO BIBLIOGRÁFICA	
PARTICIPAÇÃO EM BANCAS E ORIENTAÇÕES	
PARTICIPAÇÃO EM EVENTOS CIENTÍFICOS	
13º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO – COBEF 2025, 07 A 09 de mai. 2025 Salvador – Bahia. USINAGEM EM TORNEAMENTO DA LIGA NIMONIC 80A	