

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

**OTIMIZAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CORTE E SIMULAÇÃO DA
CONFIABILIDADE DA FERRAMENTA NO TORNEAMENTO
DO AÇO ABNT 52100 ENDURECIDO**

Luiz Gustavo Paes de Souza

Itajubá

Agosto de 2024

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

Luiz Gustavo Paes de Souza

**OTIMIZAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CORTE E SIMULAÇÃO DA
CONFIABILIDADE DA FERRAMENTA NO TORNEAMENTO
DO AÇO ABNT 52100 ENDURECIDO**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção da Universidade Federal de Itajubá, como requisito para obtenção do título de **Doutor em Ciências em Engenharia de Produção.**

Área de concentração: Engenharia de Produção

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira
(Universidade Federal de Itajubá- Brasil)

Coorientador: Prof. Dr. Anderson Paulo de Paiva
(Universidade Federal de Itajubá- Brasil)

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão (DEMEC/UFMG)
Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva (FEMEC/UFU)
Prof. Dr. Antônio Fernando Branco Costa (UNIFEI)
Prof. Dr. Matheus Brendon Francisco (UNIFEI)
Prof. Dr. João Roberto Ferreira (UNIFEI)
Prof. Dr. Anderson Paulo de Paiva (UNIFEI)

Itajubá

Agosto de 2024

A minha mãe Mônica e sobrinha Valentina.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, que sempre me fortalece para o alcance dos meus objetivos.

A minha mãe, Mônica, pela dedicação incondicional ao longo de minha vida, que me proporcionou poder me dedicar aos estudos.

Ao meu orientador, Prof. João Roberto Ferreira, pela orientação, incentivo, pelos sábios conselhos, pela disponibilidade constante e, principalmente, por ter confiado na minha evolução como pesquisador desde o mestrado. Serei imensamente grato ao senhor.

Ao meu coorientador, Prof. Anderson Paulo de Paiva, pela grande colaboração na realização desse trabalho. Sou muito grato pela orientação, pelas ideias e conhecimento compartilhados, e sobretudo, pela confiança e incentivo. Sou imensamente grato ao senhor.

Aos amigos e colegas do NOMATI, em especial ao Robson Ribeiro, pela amizade, apoio e parceria nas pesquisas e publicações.

Ao Prof. Dr. Pedro Paulo Balestrassi, pela gentileza de ceder recurso para a compra do penetrador de diamante.

Aos técnicos dos laboratórios da UNIFEI utilizados para a realização deste trabalho, José Veríssimo Ribeiro de Toledo, Emerson Barsottini e Claudemiro Luz Teodoro.

Aos membros da banca, Professores Alexandre Mendes Abrão, Marcio Bacci da Silva, Antônio Fernando Branco Costa e Matheus Brendon Francisco, pela disponibilidade em participar da banca e por todas as sugestões e contribuições.

À CAPES, ao CNPq, à FAPEMIG, e à UNIFEI pelo apoio financeiro para a realização deste trabalho e pela concessão da bolsa de estudos.

“Há esperanças que é loucura ter.

Pois eu digo-te que se não fossem essas já eu teria desistido da vida”

José Saramago

RESUMO

A usinagem em altas velocidades é reconhecida como uma das principais tecnologias de fabricação para alcançar maiores taxas de produtividade e custos reduzidos. Nesse contexto, a otimização das condições de corte emerge como uma alternativa para a sua viabilização. Adicionalmente, várias estratégias de otimização da rugosidade têm sido propostas na área do torneamento duro. No entanto, embora os efeitos do desgaste da ferramenta sobre a rugosidade da peça podem ser conhecidos, esse efeito é negligenciado pela maioria das estratégias propostas. Conseqüentemente, a capacidade do processo de reproduzir na prática o resultado da solução ótima é adversamente afetada, pois a rugosidade das peças usinadas por uma mesma aresta de corte desvia de seu valor esperado com a progressão do desgaste. Complementarmente, a análise da confiabilidade das ferramentas de corte na usinagem é fundamental para decidir o momento adequado para substituí-las, evitando a sua troca precoce ou tardia. Considerando os cenários apresentados, o presente trabalho propõe uma estratégia de otimização multiobjetivo para a maximização da vida da ferramenta e minimização do desvio aritmético médio (R_a), do tempo de corte, do tempo e custo total de usinagem para a avaliação do desempenho da ferramenta de cerâmica mista durante o torneamento a seco do aço rolamento ABNT 52100 endurecido, sob altas velocidades de corte. A Metodologia de Superfície de Resposta foi utilizada para obtenção dos modelos quadráticos das respostas avaliadas. O efeito do desgaste da ferramenta sobre R_a foi estabelecido durante os ensaios de vida. Como resultado, definiu-se o momento do estado da ferramenta que gera os maiores valores de R_a , os quais corresponderam os valores de rugosidade obtido com a condição experimental. A redução da dimensionalidade do problema multiobjetivo foi realizada por meio da Análise Fatorial. Os escores dos fatores rotacionados mantidos na análise foram utilizados para obter as funções do Erro Quadrático Médio dos Fatores, os quais representaram as funções objetivos da otimização. A otimização multiobjetivo foi realizada por meio da aplicação do método de Interseção Normal a Fronteira. Os setups ótimos definidos pela otimização foram capazes de alcançar valores de R_a entre 0,28 a 1,05 μm , vida entre 11 a 19 min, tempo de corte de 0,23 a 0,41 min, tempo total de usinagem de 0,91 a 1,10 min, e custo de usinagem por peça entre R\$3,55 a 5,01. A variância da vida da ferramenta foi obtida aplicando a regressão de Poisson ao quadrado dos resíduos do modelo obtido pelo método dos Mínimos Quadrados Ordinários. Adicionalmente, foi proposto um método econômico para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte para viabilizar a sua aplicação. De posse da média e da variância da vida, os parâmetros de forma (β) e de escala (δ) da distribuição de Weibull são estimados por meio de um método simples de otimização com restrição proposto. Experimentos de confirmação foram realizados, os quais validaram a eficácia da otimização e da simulação da confiabilidade da ferramenta.

Palavras-chaves: Torneamento duro, Altas velocidades de corte, Otimização multiobjetivo, Confiabilidade da ferramenta, Qualidade da peça usinada.

ABSTRACT

High-Speed Machining is recognized as one of the leading manufacturing technologies for achieving higher productivity rates and reduced production costs. In this context, optimizing cutting conditions emerges as an alternative to make it viable. Additionally, several strategies for optimizing surface roughness have been proposed in field hard turning. However, although the effects of tool wear on the surface roughness of the workpiece can be understood, this effect is often neglected by most of the strategies proposed. Consequently, the ability of the process to reproduce the results of the optimal solution in practice is negatively affected, since the surface roughness of parts machined with the same cutting edge deviates from the expected value as wear progresses. Additionally, analyzing the reliability of cutting tools in machining is essential for determining the appropriate time to replace them, thereby avoiding premature or delayed tool changes. Considering the presented scenarios, this study proposes a multi-objective optimization strategy aimed at maximizing tool life and minimizing surface roughness R_a , cutting time, and the total machining time and cost. This strategy is applied to evaluate the performance of a mixed ceramic tool during the dry turning of hardened ABNT 52100 bearing steel at high cutting speeds. Response Surface Methodology was used to obtain quadratic models for the evaluated responses. The effect of tool wear on surface roughness R_a was established during the tool life tests. As a result, the tool condition that generates the highest R_a values was identified, corresponding to the roughness values obtained under the experimental conditions. Dimensionality reduction of the multi-objective problem was achieved using Factor Analysis. The scores of the rotated factors retained in the analysis were used to derive the Mean Squared Error functions of the factors, which served as the objective functions for optimization. Multi-objective optimization was performed using the Normal Boundary Intersection method. The optimal setups defined by the optimization were able to achieve surface roughness R_a values between 0.28 and 1.05 μm , tool life between 11 and 19 minutes, cutting time ranging from 0.23 to 0.41 minutes, total machining time between 0.91 and 1.10 minutes, and machining cost per piece between R\$3.55 and R\$5.01. The variance of the tool's lifetime was obtained by applying Poisson regression to the square residuals of the model derived using ordinary least squares. In addition, a cost-effective method was proposed to simulate the tool's reliability to make its application viable. With the mean and variance of the tool life, the shape (β) and scale (δ) parameters of the Weibull distribution were estimated using a simple optimization method proposed with constraints. Confirmation experiments were conducted, which validated the effectiveness of the optimization and the tool reliability simulation.

Keywords: Hard turning, High cutting speeds, Multi-objective optimization, Tool reliability, Machined workpiece Quality.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Topografia superficial produzida pelo (a) torneamento e (b) retificação.....	10
Figura 2.2 – Evolução de R_a com o desgaste de flanco VB	13
Figura 2.3 – Evolução do (a) desgaste de flanco e de (b) R_a com o tempo de usinagem	14
Figura 2.4 – Efeito da velocidade de corte nas componentes da força de usinagem	21
Figura 2.5 – Efeito da velocidade de corte nas componentes da força de usinagem sob diferentes taxas de avanço.....	22
Figura 2.6 – Resultados experimentais do Trabalho de Mahfoudi <i>et al.</i> (2008)	24
Figura 2.7 – Efeito da velocidade de corte no valor de R_a sob diferentes avanços	25
Figura 2.8 – Efeito da velocidade de corte e do avanço no valor de R_a na profundidade média de usinagem ($a_p = 0,25$ mm)	26
Figura 2.9 – Gráfico dos efeitos principais sobre as métricas de rugosidade.....	27
Figura 2.10 – Curvas de desgaste durante o torneamento a seco do aço 4340.....	28
Figura 2.11 – Matriz experimental do processo de torneamento do aço ABNT H13.....	29
Figura 2.12 – Evolução do desgaste de flanco sob diferentes velocidades de corte: (a)100 m/min, (b)150 m/min, (c)200 m/min, (d)250 m/min e (e)300 m/min.....	32
Figura 2.13 – Parâmetros de medição de desgaste na ferramenta.....	39
Figura 2.14 – Interação peça-ferramenta durante o corte	40
Figura 2.15 – Modelo de superfície de resposta (a) sem curvatura e (b) com curvatura	48
Figura 2.16 – Resíduos gerado através de modelo linear.....	48
Figura 2.17 – Arranjo Composto Central para (a) dois e (b) três fatores.....	49
Figura 2.18 – Fronteira de Pareto para um problema bi-objetivo	56
Figura 4.1 – Torno ROMI® GL 240 (LMAUT/NOMATI/IEPG/UNIFEI)	63
Figura 4.2 – (a) Área de trabalho do torno e (b) execução experimental	64
Figura 4.3 – (a) Dimensões dos corpos de prova em milímetros e (b) corpo de prova de aço ABNT 52100 endurecido	65

Figura 4.4 – (a) Dimensões da ferramenta (adaptado de www.sandvik.coromant.com/pt-pt/productdetails?c=CNGA120408S01525%206050 acesso em 11 de abril de 2024) e (b) imagem da ferramenta	66
Figura 4.5 – (a) Dimensões do suporte (adaptado de www.sandvik.coromant.com/pt-pt/product-details?c=PCLNL 2020K 12&m=5738229 acesso em 11 de abril de 2024) e (b) imagem do suporte	66
Figura 4.6 – Microscópio Olympus® e câmera digital Infinity1®	67
Figura 4.7 – Montagem do rugosímetro para realização das medições de R_a	68
Figura 5.1 – Valor de R_a no início e fim de vida da ferramenta	75
Figura 5.2 - Relação entre R_a e o desgaste de flanco para o experimento de número 4 da Tabela 5.1	76
Figura 5.3 – Perfil da rugosidade para (a) ferramenta nova, (b) $VB_c = 0,13$ mm, (c) $VB_c = 0,30$ mm e (d) sobreposição dos perfis dos gráficos (a) e (c)	77
Figura 5.4 – Visualização da área desgastada da ferramenta para o experimento de número 4..	78
Figura 5.5 – Efeito do achatamento da ponta da ferramenta na extremidade da aresta de corte secundária	80
Figura 5.6 – Gráfico de Pareto de efeitos padronizados para R_a	82
Figura 5.7 – (a) Gráfico dos efeitos principais e (b) de interação para R_a	82
Figura 5.8 – (a) Superfície de resposta e (b) Gráfico de contorno para R_a	82
Figura 5.9 – Perfis das rugosidades filtradas dos pontos axiais para o avanço.....	84
Figura 5.10 – Imagens da aresta de corte no fim de vida para o experimento (a) de número 3 ($V_c = 214,64$ m/min, $f = 0,128$ mm/v) da Tabela 5.1 e (b) para o experimento de confirmação ($V_c = 262,56$ m/min, $f = 0,067$ mm/v)	87
Figura 5.11 – Gráfico densidade de probabilidade normal para $T \approx 10$ min	89
Figura 5.12 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de T	89
Figura 5.13 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para T	90
Figura 5.14 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de T_c	92

Figura 5.15 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para T_c	93
Figura 5.16 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de T_t	94
Figura 5.17 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para T_t	95
Figura 5.18 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de C_t	96
Figura 5.19 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para C_t	97
Figura 5.20 – Evolução dos custos com a velocidade de corte para os dados simulados da Tabela 5.8	98
Figura 5.21 – Contribuição proporcional dos custos em função da velocidade de corte para os dados simulados da Tabela 5.8	99
Figura 5.22 – Fronteira de Pareto	105
Figura 5.23 – Comportamento do custo de usinagem por peça das soluções da Tabela 5.12 em função da velocidade de corte (a) e do avanço (b), e (c) gráfico dos efeitos principais para a média de C_t	108
Figura 5.24 – Comportamento de R_a das soluções ótimas em função de (a) C_t , (b) T_t , (c) T_c e (d) T ; e gráfico dos efeitos principais para a média de (e) R_a , (f) C_t , (g) T_t e (h) T	111
Figura 5.25 – (a) Evolução da rugosidade com o tempo de usinagem para o primeiro experimento confirmação para a solução 12 da Tabela 5.15 e (b) desgaste de flanco ao final da vida da ferramenta ($VB_c = 0,30$ mm)	114
Figura 5.26 – Perfis filtrados da rugosidade no início e fim de vida da ferramenta para o primeiro experimento de confirmação para a solução 12 da Tabela 5.15	114
Figura 5.27 – (a) Evolução da rugosidade com o tempo de usinagem para o primeiro experimento confirmação para a solução 46 da Tabela 5.15 e (b) desgaste de flanco ao final da vida da ferramenta ($VB_c = 0,30$ mm)	115
Figura 5.28 – Perfis filtrados da rugosidade no início e fim de vida da ferramenta para o primeiro experimento de confirmação para a solução 46 da Tabela 5.15	115
Figura 5.29 – Simulação da confiabilidade da ferramenta para a solução 12: (a) gráfico de sobrevivência e (b) função de risco	117

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Pesquisas que relataram um aumento da rugosidade com a progressão do desgaste da ferramenta durante o torneamento de peças endurecidas.....	12
Quadro 2.2 – Pesquisas que relataram uma diminuição da rugosidade com a progressão do desgaste da ferramenta durante o torneamento de peças endurecidas... ..	12
Quadro 2.3 – Resultados obtidos durante o ensaio de vida	15
Quadro 2.4 – Pesquisas relacionadas ao torneamento duro associadas ao termo <i>HSM</i> ou <i>HSC</i>	18
Quadro 2.5 – Resultados experimentais.....	25
Quadro 2.6 – Respostas da matriz experimental de Campos (2015)	30
Quadro 2.7 – Pesquisas na área do torneamento duro que utilizaram ferramentas de cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$) recoberta com uma camada de TiN	34
Quadro 3.1 – Matriz Experimental	57
Quadro 4.1 – Composição do aço ABNT 52100 fornecida pela Villares Metals®	64
Quadro 4.2 – Dados para os cálculos dos tempos e custo total de usinagem por peça	73
Quadro 5.1 –Trabalhos relacionados ao torneamento duro a seco utilizando insertos de cerâmica mista (Al_2O_3-TiC) com cobertura de TiN.....	88

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Níveis das variáveis de condições de corte	69
Tabela 4.2 – Matriz experimental	69
Tabela 5.1 – Matriz experimental com respostas experimentais e calculadas	74
Tabela 5.2 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para R_a	81
Tabela 5.3 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para vida da ferramenta T	88
Tabela 5.4 – Intervalo de confiança da previsão para a $T \approx 10$ min	89
Tabela 5.5 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para T_c	92
Tabela 5.6 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para T_t	94
Tabela 5.7 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para C_t	96
Tabela 5.8 - Simulação do custo de usinagem por peça para $f = 0,10$ mm/v e $a_p = 0,10$ mm ...	98
Tabela 5.9 – Resultados da Análise Fatorial	100
Tabela 5.10 – Matriz experimental com os escores dos fatores rotacionados	101
Tabela 5.11 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para os fatores	102
Tabela 5.12 – Respostas das otimizações individuais	103
Tabela 5.13 – Resultado da otimização multiobjetivo pelo método NBI	105
Tabela 5.14 – Intervalo de previsão para a média das respostas das soluções 12 e 46 da Tabela 5.13	112
Tabela 5.15 – Resultados dos experimentos de confirmação	113
Tabela 5.16 – Resultados dos testes <i>One-sample variance</i>	116
Tabela 5.17 – Parâmetros da distribuição de Weibull simulados para a solução 12	117

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	Análise de variância
CBN	Nitreto de boro cúbico
CCD	Arranjo Composto Central
CHIM	<i>Convex Hull of Individual Minima</i> (Linha Convexa dos Mínimos Individuais)
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DOE	<i>Design Of Experiments</i> (Planejamento de Experimentos)
EQMF	Erro Quadrático Médio do Fator
FA	Análise Fatorial
GRG	Gradiente Reduzido Generalizado
HRC	Rockwell C
HSC	<i>High-Speed Cutting</i> (Corte em altas velocidades)
HSM	<i>High-Speed Machining</i> (Usinagem em altas velocidades)
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional de Normalização)
MLG	Modelo Linear Generalizado
MSR	Metodologia de Superfície de Resposta
MTTF	<i>Mean Time To Failure</i> (Tempo médio até a falha)
NBI	Método Interseção Normal a Fronteira
OLS	<i>Ordinary Least Squares</i> – (Mínimos Quadrados Ordinários)
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
PPR	Projeto de Parâmetro Robusto
WLS	<i>Weighted Least Squares</i> (Mínimos Quadrados Ponderados)

Sumário

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Contextualização e justificativas	1
1.2 Objetivos	7
1.3 Contribuição científica	8
1.4 Delimitações	8
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	9
2.1 Torneamento de aços endurecidos.....	9
2.1.1 Rugosidade	10
2.1.2 Torneamento duro sob altas velocidades de corte	17
2.2 Ferramentas cerâmicas	32
2.3 Vida da ferramenta de corte	36
2.4 Confiabilidade	40
2.4.1 Distribuição de Weibull	43
2.5 Confiabilidade da ferramenta de corte	44
2.6 Metodologia de Superfície de Resposta	47
2.7 Análise Fatorial	50
2.8 Regressão de Poisson	53
2.9 Método da Interseção Normal à Fronteira	54
3 MÉTODOS PROPOSTO	57
3.1 Otimização multiobjetivo	57
3.2 Simulação da confiabilidade da ferramenta	61
4 EXPERIMENTAÇÃO	63
4.1 Máquina-ferramenta	63
4.2 Características do material usinado	64
4.3 Ferramenta de corte	65

4.4 Medição do desgaste da ferramenta de corte	67
4.5 Medição do desvio aritmético médio	67
4.6 Planejamento experimental	68
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	74
5.1 Desvio aritmético médio	75
5.2 Vida da ferramenta	86
5.3 Tempo de corte	91
5.4 Tempo total de usinagem	93
5.5 Custo de usinagem por peça	95
5.6 Aplicação da otimização	100
5.6.1 Análise fatorial	100
5.6.2 Modelagem dos escores dos fatores rotacionados	101
5.6.3 Obtenção das funções do erro quadrático médio dos fatores	102
5.6.4 Otimização	103
5.7 Experimentos de confirmação	112
6 CONCLUSÕES	120
7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	121
8 REFERÊNCIAS	122

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização e justificativas

A demanda por peças de aços endurecidos pela indústria aumenta continuamente (ABIDI *et al.*, 2024). Uma das principais razões dessa demanda é devido às suas excelentes propriedades como alta dureza, durabilidade, alta resistência à abrasão e a deformação (MIA *et al.*, 2018; UMER *et al.*, 2022). Essas peças são utilizadas na indústria automotiva, aeroespacial, na fabricação de máquinas-ferramenta de alta precisão, e etc. (KUMAR *et al.*, 2018a). Neste contexto, as operações de usinagem nessas peças enfrentam constantemente novos desafios para produzirem peças de alta qualidade, baixo custo e com o menor impacto ambiental possível (SOUZA *et al.*, 2022). A este respeito, o processo de torneamento duro através da sua capacidade comprovada de produzir peças de alta qualidade e com tolerâncias apertadas, tornou-se uma das tecnologias mais promissoras no campo da fabricação (ABBAS *et al.*, 2022). Segundo Mallick *et al.* (2023a), nos últimos anos o torneamento duro tem-se afirmado como uma tecnologia de corte em plena expansão, o qual possibilita alcançar acabamentos de alta qualidade para uma variedade de aplicações industriais. Na usinagem de precisão de peças automotivas, o torneamento duro assume um importante papel (MOLNAR e SZABO, 2022).

O torneamento duro como processo de acabamento conquistou interesse em diferentes setores industriais (ZERTI *et al.*, 2019), e uma superfície de alta qualidade é sempre requisitada pelos clientes (SAHOO e SAHOO, 2013; KUMAR *et al.*, 2018a). A razão para isso é que o processo de acabamento influencia decisivamente o comportamento funcional das peças usinadas (SARNOBAT e RAVAL, 2019; SUBBAIAH *et al.*, 2020) e, portanto, esta etapa do processo é de extrema importância e seus resultados devem atender requisitos de alta qualidade (TÖNSHOFF *et al.*, 2000). A rugosidade alcançada durante o acabamento é um índice amplamente utilizado para a avaliação desta qualidade (BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003; ÖZEL e KARPAT, 2005; XAVIOR e ADITHAN, 2009; TSENG *et al.*, 2016; CUI e GUO, 2018; NIESLONY *et al.*, 2018; DERANI e RATNAN, 2021). A rugosidade desempenha um papel importante na funcionalidade da superfície usinada, pois ela influencia a resistência à fadiga, ao desgaste e a corrosão; o coeficiente de atrito e as propriedades tribológicas do componente (SINGH e RAO, 2007; ASILTÜRK e ÇUNKAS, 2011; HE *et al.*, 2018). Como exemplo, a resistência à fadiga das peças usinadas diminui com o aumento da rugosidade

(BOUACHA *et al.*, 2010; ASILTÜRK e ÇUNKAS, 2011). Portanto, quando se trata da funcionalidade da peça usinada, a rugosidade alcançada no acabamento torna-se um fator crítico do processo. Nesse contexto, Patel e Gandhi (2019), He *et al.* (2019) e SOUZA *et al.* (2022) relatam que vários estudos foram realizados ao longo dos anos para investigar o perfil da rugosidade produzida pelo torneamento duro.

A rugosidade das peças usinadas é fortemente influenciada pela geometria da ferramenta de corte (THIELE e MELKOTE, 1999; ÖZEL *et al.*, 2005; DOGRA *et al.*, 2011a; NEŞELI *et al.* 2011; DENKENA e BIERMANN, 2014). O perfil da rugosidade deriva principalmente da replicação periódica da ponta de corte na superfície da peça torneada (HE *et al.*, 2018). Segundo Mook *et al.* (2009), esse perfil é a "impressão digital" da ferramenta. Durante o processo de usinagem, complexos fenômenos físicos, químicos e termomecânicos ocorrem devido a interação da ferramenta e a peça de trabalho, resultando no desgaste e as vezes na quebra da ferramenta. Ao longo da vida da ferramenta, a geometria da aresta de corte é alterada com a progressão do desgaste (ZHOU *et al.*, 2004; WAGNER *et al.*, 2015; BINDER *et al.*, 2017). Conseqüentemente, devido à influência da geometria da ferramenta sobre a rugosidade, a modificação desta geometria com a progressão do desgaste resultará em alterações no perfil da rugosidade. Segundo CUI e GUO (2018), a geometria da aresta de corte difere em diferentes estágios de desgaste, conseqüentemente, a rugosidade seguirá a mesma tendência, ou seja, ela apresentará perfis distintos em função do desgaste. Portanto, o desgaste da ferramenta desempenha um papel fundamental na formação (LIANG *et al.*, 2019a) e na alteração do perfil da rugosidade (THAKUR e GANGOPADHYAY, 2016; LIANG *et al.*, 2019a e 2019b).

Na literatura, várias abordagens de otimização da rugosidade na área do torneamento duro podem ser encontradas. Souza *et al.* (2022) revelaram que a maioria das abordagens tradicionais de otimização consideram apenas as variáveis controláveis do processo, tais como a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. No entanto, embora os efeitos do desgaste sobre rugosidade sejam bem conhecidos, esse efeito é negligenciado pela maioria das estratégias propostas. Na prática, mesmo quando os parâmetros de entrada do processo são ajustados em níveis ideais para alcançar valores de rugosidades desejados, a rugosidade das peças usinadas pela mesma ferramenta de corte desvia de seu valor esperado devido à evolução do desgaste. Tal desvio pode resultar em peças fora de especificação que devem ser retrabalhadas ou substituídas, resultando em desperdícios e a custos adicionais.

Considerando o torneamento duro como processo de acabamento, o processo deve ser capaz de produzir peças com rugosidades dentro dos limites especificados pelo cliente de forma a não prejudicar o desempenho da peça em uso e, assim, garantir a sua confiabilidade. Uma vez que o desgaste da ferramenta é um fenômeno inevitável do processo de usinagem, seu efeito não pode ser negligenciado. Nesse contexto, alguns trabalhos como o de Paiva *et al.* (2012), Paiva *et al.* (2014), e de Souza *et al.* (2022), aplicaram o Projeto de Parâmetro Robusto (PPR) como parte integrante de uma estratégia de otimização da rugosidade para o torneamento duro, considerando o desgaste da ferramenta como a variável de ruído do processo. A ideia central da utilização do PPR é determinar soluções ótimas robustas, ou seja, soluções capazes de alcançar valores de rugosidade próximas a valores alvos com mínima variação induzida pelo desgaste. Uma vez que a variação da rugosidade em torno de seu valor alvo é estimada e reduzida, a probabilidade de que as peças usinadas pela mesma ferramenta de corte atendam estritamente às especificações de rugosidade aumenta significativamente e, portanto, a produção de peças não conformes devido à evolução do desgaste pode ser reduzida ou quase eliminada. Entretanto, embora a aplicação do PPR seja benéfica para lidar com a variação da rugosidade causada pelo desgaste, a estrutura dos arranjos experimentais utilizados no PPR, tais como o arranjo cruzado e o combinado, não permite modelar a vida da ferramenta em conjunto com a rugosidade. Durante as operações de usinagem, a previsibilidade da vida da ferramenta é de fundamental importância para definir o momento adequado para a sua substituição, melhorar a previsibilidade do custo do processo e melhorar o gerenciamento dos estoques de ferramentas.

A usinagem em altas velocidades (*High Speed Machining-HSM*) é reconhecida como uma das principais tecnologias de fabricação para alcançar maiores taxas de produtividade e custos de produção mais baixos. O *HSM* tem demonstrado muitas vantagens e funcionalidades em relação a outras tecnologias de usinagem como a alta qualidade superficial e dimensional da peça acabada, aumento da produtividade e redução dos custos do processo e dos esforços de corte (JAIN e BAJPAI, 2020). Devido às suas vantagens peculiares, a usinagem em altas velocidades tem sido um dos temas de estudo amplamente pesquisado na área da usinagem (WANG *et al.*, 2021a). Entretanto, a aplicação de altas velocidades de corte durante o torneamento duro é muito pouco pesquisado, principalmente relacionado a otimização das condições de corte. Segundo Mahfoudi *et al.* (2008) e Kacal e Yıldırım (2012), a aplicação do *HSM* para o torneamento duro é raramente explorada devido ao inconveniente de ter uma redução significativa da vida da ferramenta. Embora essas argumentações sejam datadas nos

anos de 2008 e 2012, a análise da literatura revela que não houve muitas pesquisas relacionadas ao tema até o presente momento. Embora a vida da ferramenta seja reduzida devido ao efeito do aumento da velocidade de corte sobre o desgaste da ferramenta, a aplicação do *HSM* para o torneamento duro pode trazer ao processo vantagens potenciais, como aumento de produtividade, redução no consumo de energia e nos custos. Uma vez que se espera vidas reduzidas para a ferramenta de corte, estratégias de otimização multiobjetivo podem ser aplicadas para otimizá-la em conjunto com outras características de interesse do processo, como a rugosidade, tempo total de usinagem, consumo de energia, custos, dentre outros.

A otimização da vida da ferramenta emerge como uma alternativa para viabilizar a aplicação do *HSM* no processo torneamento em peças endurecidas. No entanto, sua eficácia está intrinsecamente ligada à precisão da função objetivo. Portanto, é crucial obter modelos de vida em função dos parâmetros de corte não enviesados e de alta previsibilidade. A estratégia comumente utilizada pelos pesquisadores durante os ensaios de vida da ferramenta é estimar a vida multiplicando-se o tempo de corte de um passe de usinagem pelo número de passes possíveis de serem realizados até que se cumpra um critério de fim de vida previamente estabelecido. Portanto, a vida da ferramenta é calculada, conforme observado nos trabalhos de Paiva *et al.* (2007), Severino *et al.* (2012), Campos (2015) e Gaudêncio *et al.* (2019). Dessa forma, ao se computar a vida define-se, na verdade, o “número de passes por unidade de tempo” no qual a ferramenta trabalha até atingir um critério de fim de vida. Por definição, a razão entre o número de ocorrências de um dado evento e o tamanho do seu espaço amostral caracteriza uma distribuição de Poisson. Portanto, a quantidade passes que podem ser executados até a ferramenta atingir um critério de fim de vida caracteriza uma variável aleatória de Poisson, a qual apresenta um perfil de variância não constante e dependente do valor de média. Em razão disto, os resíduos dos modelos de regressão utilizando o método dos Mínimos Quadrados Ordinários (*Ordinary Least Squares – OLS*) para a vida, os quais são frequentemente utilizados para a modelagem da vida da ferramenta, apresentam recorrentemente um comportamento heteroscedástico o que, por sua vez, aumenta a incerteza sobre os coeficientes estimados, gerando modelos enviesados ou com baixa qualidade de previsão. Para corrigir os efeitos da heteroscedasticidade dos resíduos sobre a incerteza dos coeficientes, Myers *et al.* (2010) sugerem que o modelo linear generalizado (MLG) seja utilizado.

Complementarmente à otimização da ferramenta de corte, a avaliação da confiabilidade da ferramenta é fundamental para decidir o momento adequado para substituí-las, evitando a sua troca precoce ou tardia. Frequentemente, a substituição ocorre precocemente como medida

preventiva contra problemas decorrentes do desgaste, resultando em consideráveis desperdícios (ANTSEV, 2019; BRITO *et al.*, 2021, SUN *et al.*, 2020a). A subutilização das ferramentas aumenta o tempo improdutivo do processo devido à maior frequência das paradas não programadas das máquinas para a sua substituição (SUN *et al.*, 2020a), impactando adversamente a produtividade, a eficiência e o custo do processo. Segundo Aramesh *et al.* (2016), a utilização de toda a capacidade da ferramenta de corte tem sido uma preocupação constante, devido aos custos consideráveis associados às trocas precoces. Adicionalmente, a subutilização da ferramenta gera um impacto ambiental significativo devido à considerável quantidade de energia e matérias-primas necessárias para a sua fabricação (BRITO *et al.*, 2021). A produção de ferramentas consome metais raros, tais como tungstênio, titânio, alumina, cromo, molibdênio, vanádio, cobalto, etc. (SUN *et al.*, 2020a) e grandes quantidades de energia (CHEN *et al.*, 2018). Em um artigo de revisão publicado sobre as matérias-primas críticas das ferramentas de corte, Rizzo *et al.* (2020) relatam que o metal duro é o material de ferramenta mais utilizado e, infelizmente, seus principais elementos, o tungstênio e o cobalto, estão em alto risco em termos de fornecimento, e, por isso, estão listados entre as matérias-primas mais críticas para a União Europeia, para as quais recomenda-se o seu uso de forma sustentável. Por outro lado, a substituição tardia da ferramenta pode comprometer a qualidade superficial e a precisão geométrica das peças usinadas, resultar na quebra da ferramenta, podendo danificar a peça usinada, a qual deverá ser substituída e, quanto mais nobre for o material que a compõe, maior será o custo envolvido. A quebra da ferramenta também pode danificar o porta-ferramenta, requerendo reparos ou até mesmo a sua substituição o que, por sua vez, leva à interrupção da máquina e em perdas financeiras associadas.

Uma vez que ferramentas semelhantes, sujeitas a condições de cortes idênticas, provavelmente apresentarão diferentes tempos de vida, ou seja, a vida da ferramenta é um fenômeno estocástico, a estimativa do momento adequado para a sua troca requer a aplicação de teorias de confiabilidade. A análise da confiabilidade da ferramenta permite uma análise mais eficaz de seu desempenho, fornecendo suporte a tomada de decisão. Essa análise permite estimar a probabilidade da ferramenta desempenhar sua função sem falha durante um intervalo de tempo de utilização t sob condições operacionais e ambientais definidas. Matematicamente a confiabilidade da ferramenta é representado por $R(t) = P(T > t)$, onde T representa a vida da ferramenta, a qual é considerada uma variável aleatória com uma distribuição de probabilidade a ser estimada. Para determinar essa distribuição corretamente e, conseqüentemente, obter resultados confiáveis, é necessário conduzir um número suficiente de réplicas de testes de vida

para uma mesma condição experimental. Portanto, a análise da confiabilidade da ferramenta requer um número considerável de experimentos, resultando em um consumo substancial de peças, ferramentas, tempo e outros recursos, o que compromete sua viabilidade devido aos altos custos envolvidos e ao tempo necessário. Isso faz com que a análise da confiabilidade em ferramentas de corte seja um tema ainda pouco explorado e realizado na indústria. Nesse contexto, é imperativo desenvolver metodologias que viabilizem a aplicação eficiente e eficaz da análise de confiabilidade em ferramentas de corte. Essa viabilidade é alcançada com a redução de ensaios, resultando em uma significativa redução de tempo e custos associados.

Considerando as discussões abordadas nessa seção, uma proposta de otimização da vida da ferramenta juntamente com a rugosidade e considerando o efeito do desgaste da ferramenta na variação da rugosidade é necessário para análise e viabilização da aplicação do *HSM* no processo de torneamento de acabamento em peças endurecidas. Nesse contexto, um modelo não enviesado e de alta qualidade de previsão para a vida da ferramenta é elementar. Adicionalmente, um método econômico para a análise da confiabilidade da ferramenta é necessário para a sua viabilização nas pesquisas e na indústria. Portanto, o presente trabalho visa propor uma estratégia de otimização multiobjetivo para viabilizar a utilização da ferramenta de cerâmica mista com cobertura de TiN no processo de torneamento de acabamento a seco do aço rolamento ABNT 52100 endurecido. Essa abordagem permitirá determinar e avaliar os valores de velocidade de corte e avanço que proporcionam o melhor compromisso entre a maximização da vida da ferramenta de corte e minimização de R_a , do tempo de corte, do tempo total e do custo de usinagem. Nessa estratégia, o efeito da evolução do desgaste da ferramenta sobre R_a é considerado, bem como a previsibilidade da rugosidade e da vida da ferramenta. Adicionalmente, é proposto um método econômico para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte sem a necessidade de réplicas experimentais. Portanto, as propostas metodológicas desse trabalho visam avaliar o desempenho da utilização da ferramenta de cerâmica mista durante o torneamento duro sob altas velocidades de corte e simular a sua confiabilidade.

1.2 Objetivos

Diante da contextualização e justificativas apresentadas na seção 1.1, este trabalho possui três objetivos principais: (1) modelagem da vida da ferramenta através do método MLG (modelo linear generalizado); (2) desenvolver uma proposta de otimização multiobjetivo para a aplicação de altas velocidades de corte em processos de torneamento de acabamento em peças endurecidas utilizando ferramentas de cerâmica mista; e (3) propor um método econômico para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte sem a necessidade de réplicas experimentais. Para alcançar esses objetivos, os seguintes objetivos específicos são considerados:

- a. Investigar o desempenho da ferramenta de cerâmica mista com cobertura para a aplicação de altas velocidades de corte durante o processo de torneamento de acabamento do aço rolamento ABNT 52100 endurecido;
- b. Avaliar os efeitos da velocidade de corte e do avanço sobre as respostas avaliadas: desvio aritmético médio (R_a), vida da ferramenta, tempo total e custo de usinagem;
- c. Comparar o intervalo de confiança de previsão do modelo gerado para a vida da ferramenta através do método MLG e OLS;
- d. Desenvolver uma estratégia de otimização multiobjetivo para as respostas avaliadas: desvio aritmético médio (R_a), vida da ferramenta, tempo de corte, tempo total e custo de usinagem;
- e. Desenvolver o método para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte sem a necessidade de réplicas experimentais;
- f. Obter soluções Pareto ótimas para as variáveis de entrada e saída do processo, através da aplicação do método da interseção normal à fronteira;
- g. Verificar a eficácia do método proposto para a simulação da confiabilidade da ferramenta.

1.3 Contribuição científica

As principais contribuições científicas do presente trabalho são listadas a seguir:

- a. Uma abordagem de otimização multiobjetivo para a viabilização da aplicação de altas velocidades de corte em processos de torneamento de acabamento em peças endurecidas;
- b. Obtenção de um modelo para a vida da ferramenta de corte não enviesado e de elevada qualidade de previsão;
- c. Um método econômico para a simulação da confiabilidade da ferramenta sem a necessidade de réplicas experimentais.

1.4 Delimitações

O presente trabalho é limitado pelos seguintes aspectos:

- a. Embora a estratégia de otimização e da simulação da confiabilidade da ferramenta possam ser aplicadas a outros tipos de aços endurecidos e a outros tipos de ferramentas de corte, esse trabalho limitou-se a aplicação dessas estratégias no processo de torneamento de acabamento a seco do aço rolamento 52100 endurecido ($59,5 \pm 1$ HRC), utilizando insertos de cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$) recoberta com uma camada de nitreto de titânio (TiN);
- b. Os resultados desenvolvidos neste trabalho estão restritos a região experimental avaliada, definida pelos intervalos de valores da velocidade de corte e do avanço;
- c. Para a análise e modelagem das respostas, foi utilizado a Metodologia de Superfície de Resposta;
- d. Para a redução de dimensionalidade, foi usada a Análise Fatorial;
- e. O Erro Quadrático Médio dos Fatores foi utilizado para representar as respostas analisadas na otimização;
- f. O método da Interseção Normal à Fronteira foi aplicado para a condução da otimização;
- g. Assumiu-se que a distribuição Weibull seja adequada para a simulação da confiabilidade da ferramenta.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Torneamento de aços endurecidos

O torneamento duro é a usinagem de peças de aços endurecidos com dureza na faixa de 45 a 65 HRC (CHINCHANIKAR e CHOUDHURY, 2015) e tem sido empregado na indústria desde a década de 1980 como processo de acabamento ou semi-acabamento, ou como processo complementar à retificação (BOING *et al.*, 2018a; SIRTULI *et al.*, 2019). O torneamento duro é uma tecnologia de corte amplamente utilizada e em crescente ascensão para a produção de peças com acabamento de alta qualidade e precisão para uma variedade de aplicações industriais (HAMDI e MERGHACHEH, 2023; MALLICK *et al.*, 2023b). Este processo é especialmente importante na fabricação de peças automotivas, incluindo eixos de transmissão, rolamentos, virabrequins, pinos de manivela, dentre outros (FELHO e VARGA, 2022; MOLNAR e SZABO, 2022; MALLICK *et al.*, 2023a). Anteriormente, apenas o processo de retificação era empregado na usinagem em aços endurecidos (MALLICK *et al.*, 2023a), o qual é um processo de alto custo, elevado tempo de operação, baixa flexibilidade e maiores riscos ambientais pelo excesso de uso de fluidos de corte nocivos ao meio ambiente (KUMAR e PATEL, 2018). Graças ao desenvolvimento de máquinas-ferramenta com elevada rigidez e o desenvolvimento de novos materiais ultraduros para as ferramentas de corte, o torneamento em peças de aços endurecidos tornou-se um processo capaz de atingir valores de rugosidades comparáveis ao processo de retificação. Segundo Revel *et al.* (2016), rugosidades equivalentes às obtidas pelo processo de retificação, na faixa de 0,1-0,2 μm , podem ser alcançadas durante o torneamento de peças endurecidas em máquinas CNC equipadas com controle de movimento de alta precisão, e com alta rigidez estática e dinâmica.

O torneamento duro apresenta várias vantagens em relação à retificação, dos quais podemos citar a redução do tempo e dos custos de produção, alta taxa de remoção de material, aumento de produtividade, maior flexibilidade para usinar peças cilíndricas com geometrias complexas e redução ou eliminação de fluidos de corte (ASTAKHOV, 2011; BARTARYA e CHOUDHURY, 2012; ZHAO *et al.*, 2017; KUMAR, PATEL, 2018; BOING *et al.*, 2018a; MALLICK *et al.*, 2023a). Devido a estas vantagens, o torneamento duro se apresenta como uma alternativa imperativa ao processo de retificação, o que o fez ganhar popularidade na indústria e no meio científico.

Embora o torneamento duro apresente vantagens potenciais em relação a retificação, não se pode concluir que este processo sobrepõe todas as aplicações práticas das operações de retificação. É comum observar na literatura afirmações que o torneamento duro é um processo que substitui a retificação. Segundo Waikar e Guo (2008), o torneamento duro e a retificação são processos de acabamento competitivos que produzem características topográficas distintas devido à diferença inerente no processo de remoção de material. Os autores avaliaram a superfície torneada e retificada em um aço ABNT 52100 endurecido (61–62 HRC). As características topográficas apresentaram características distintas, conforme ilustrado na Figura 2.1. Segundo os autores, o avanço e a geometria da aresta de corte definem a topografia simétrica da superfície usinada. Em contraste, a retificação é realizada com um rebolo com abrasivos distribuídos aleatoriamente de geometria irregular. O tamanho e a forma dos abrasivos e seus espaçamentos são os parâmetros decisivos que influenciam a topografia resultante. Portanto, os parâmetros que afetam a topografia da superfície no torneamento e na retificação são de natureza bastante diferente. Conseqüentemente, essas topografias apresentam diferentes comportamentos tribológicos e de desempenho. Segundo Molnar e Szabo (2022), se uma topografia aleatória for especificada para uma superfície usinada, a retificação não pode ser substituída pelo torneamento duro, pois isso resultaria em uma topografia periódica.

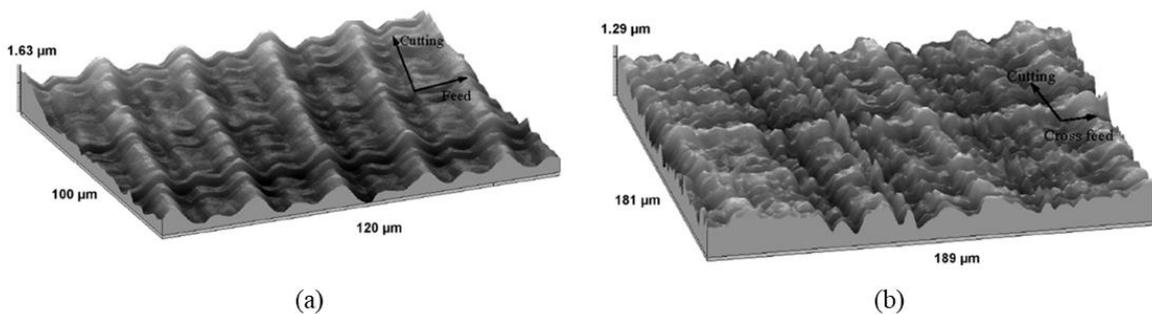


Figura 2.1 – Topografia superficial produzida pelo (a) torneamento e (b) retificação

Fonte: Adaptado de Waikar e Guo (2008)

2.1.1 Rugosidade

O torneamento duro emerge como um processo de acabamento competitivo, oferecendo potenciais benefícios em relação a retificação (JOUINI *et al.*, 2022). Segundo Mallick *et al.* (2023a), o torneamento duro é frequentemente chamado de “torneamento duro de acabamento”,

devido à sua ampla aplicação em operações de acabamento em peças de aço endurecido. Consequentemente, é de suma importância o controle rigoroso da qualidade superficial da peça acabada durante o processo (HE *et al.*, 2019). A rugosidade da peça acabada é um índice amplamente utilizado para a avaliação desta qualidade (BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003; ÖZEL e KARPAT, 2005; FERREIRA *et al.*, 2016; TSENG *et al.*, 2016; CUI e GUO, 2018; NIESLONY *et al.*, 2018; DERANI e RATNAN, 2021); o que faz com que a rugosidade seja uma das características mais investigadas desse processo (HE *et al.*, 2019; PATEL e GANDHI, 2019; FELHO e VARGA, 2022; SOUZA *et al.*, 2022). Nesse contexto, muitas pesquisas se concentraram na modelagem da rugosidade durante o torneamento duro (HE *et al.*, 2019). Esses modelos são utilizados para análise, simulação, predição ou como função objetivo em abordagens de otimização.

O perfil da rugosidade da peça torneada é influenciado por fatores controláveis e incontroláveis envolvidos no processo. De acordo com Tseng *et al.* (2016), esses fatores interagem entre si e influenciam na qualidade do acabamento. Os fatores controláveis são aqueles que podem ser facilmente controlados e manipulados como os parâmetros de corte: velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Os níveis desses fatores são facilmente ajustados para alcançar valores de rugosidade desejáveis. Uma vez ajustados, esses níveis permanecem constantes durante a execução normal do processo. Em contrapartida, os fatores incontroláveis ou também chamados de ruídos são dinâmicos e seus níveis alteram naturalmente durante o corte, causando uma variação indesejada no perfil da rugosidade. O desgaste da ferramenta é um dos principais fatores incontroláveis do processo. Conforme argumentado por Zhang *et al.* (2015), o desgaste da ferramenta é dinâmico e incontrolável durante a usinagem. Portanto, ele exerce um papel crucial na alteração do perfil da rugosidade (THAKUR e GANGOPADHYAY, 2016; LIANG *et al.*, 2019a e 2019b). Para um dado valor fixo de avanço, Ratnam e Derani (2021) argumentam que durante o processo de torneamento o perfil da rugosidade altera devido a dois principais motivos: alteração da geometria da aresta de corte devido ao desgaste gradual, lascamento ou quebra; ou quando essa geometria não se altera significativamente, o desgaste provoca vibrações, as quais indiretamente influenciarão na rugosidade.

Vários estudos foram realizados para investigar o desgaste da ferramenta sob vários aspectos durante o processo de usinagem. Em relação à rugosidade, segundo Liang *et al.* (2019b), vários pesquisadores relataram que o desgaste da ferramenta teve um efeito significativo na alteração do perfil da rugosidade da peça usinada. Nos Quadros 2.1 e 2.2 são apresentadas pesquisas que analisaram o efeito do desgaste da ferramenta na variação da

rugosidade durante o torneamento de peças endurecidas. No Quadro 2.1 são apresentadas as pesquisas que verificaram que o valor da rugosidade analisada aumentou com a progressão do desgaste de flanco da ferramenta e, no Quadro 2.2, as pesquisas que verificaram que o valor da rugosidade analisada diminuiu com a progressão do desgaste de flanco.

Quadro 2.1 – Pesquisas que relataram um aumento da rugosidade com a progressão do desgaste da ferramenta durante o torneamento de peças endurecidas

Fonte	Material	Dureza	Ferramenta	Rugosidades analisadas
Grzesik e Wanat (2005)	ABNT 5140	59-61	Cerâmica	R_a
Pavel <i>et al.</i> (2005)	ABNT 1117	62	PCBN	R_a e R_z
More <i>et al.</i> (2006)	ABNT 4340	53	Metal duro e PCBN	R_a
Coelho <i>et al.</i> (2007)	ABNT 5340	52	PCBN	R_a
Grzesik (2008)	ABNT 5140	59-61	Cerâmica mista	R_a e R_z
Oliveira <i>et al.</i> (2009)	ABNT 4340	56	PCBN e cerâmica	R_a
Yallese <i>et al.</i> (2009)	ABNT 52100	60	CBN	R_a , R_z e R_t
Dogra <i>et al.</i> (2011b)	ABNT H11	48-49	Metal duro e CBN	R_a
Elbah <i>et al.</i> (2013)	ABNT 4140	60	Cerâmica	R_a , R_z e R_t
Chen <i>et al.</i> (2015)	*	61-62	Cermet	R_a
Cui e Guo (2018)	ABNT 1045	44-48	Cerâmica	R_a
Das <i>et al.</i> (2015)	ABNT 4140	52	Cerâmica	R_a , R_q e R_z
Khan <i>et al.</i> (2018)	ABNT D2	55-60	Cerâmica	R_a
Das <i>et al.</i> (2019)	EM-24	48	Cermet	R_a , R_z e R_t

*Não identificado

Quadro 2.2 – Pesquisas que relataram uma diminuição da rugosidade com a progressão do desgaste da ferramenta durante o torneamento de peças endurecidas

Fonte	Material	Dureza	Ferramenta	Rugosidades analisadas
Chen (2000)	GB 699	55	CBN	R_a
Pavel <i>et al.</i> (2005)	ABNT 1117	62	PCBN	R_a e R_z
Guddat <i>et al.</i> (2011)	ABNT 52100	58-62	PCBN	R_a
More <i>et al.</i> (2006)	ABNT 4340	53	Metal duro e PCBN	R_a
Subbaiah <i>et al.</i> (2020)	ABNT 4340	45-55	Cerâmica	R_a
Souza <i>et al.</i> (2022)	ABNT 52100	61	Cerâmica	R_a e R_t

Embora o efeito do desgaste na variação da rugosidade seja bem conhecido, a maioria das abordagens tradicionais de otimização da rugosidade durante o torneamento duro negligenciam esse efeito. Souza *et al.* (2022) analisaram 39 artigos que abordaram a otimização da rugosidade durante o torneamento duro. Segundo os autores, em todos os artigos analisados, a rugosidade foi otimizada sem considerar o efeito da evolução do desgaste da ferramenta na variação da rugosidade. Na prática, mesmo quando os níveis dos parâmetros de entrada da solução ótima são mantidos constantes, espera-se que o valor da rugosidade das peças usinadas pela mesma aresta de corte se desvia de seu valor esperado com a progressão do desgaste. Portanto, não se pode garantir que o valor de rugosidade das peças usinadas pela mesma aresta de corte permanecerá próximo ao valor previsto da solução ótima. Se esta solução for estabelecida em regiões do espaço experimental com alta sensibilidade à variação do desgaste, a variação da rugosidade poderá exceder os limites de tolerância. Conseqüentemente, uma grande quantidade de peças fora das especificações poderá ser produzida. Por exemplo, Dash *et al.* (2020) aplicaram a Metodologia de Superfície de Resposta para identificar as condições de corte ideais para a rugosidade R_a durante o torneamento do aço AISI D3 endurecido (61 HRC). O valor ótimo estimado para a rugosidade foi de $0,332 \mu\text{m}$. O valor de rugosidade atingiu aproximadamente $1,6 \mu\text{m}$ durante a avaliação da vida da ferramenta nas condições ótimas estimada, conforme mostrado na Figura 2.2, considerando o desgaste de flanco máximo de $0,30 \text{ mm}$ como critério de fim de vida.

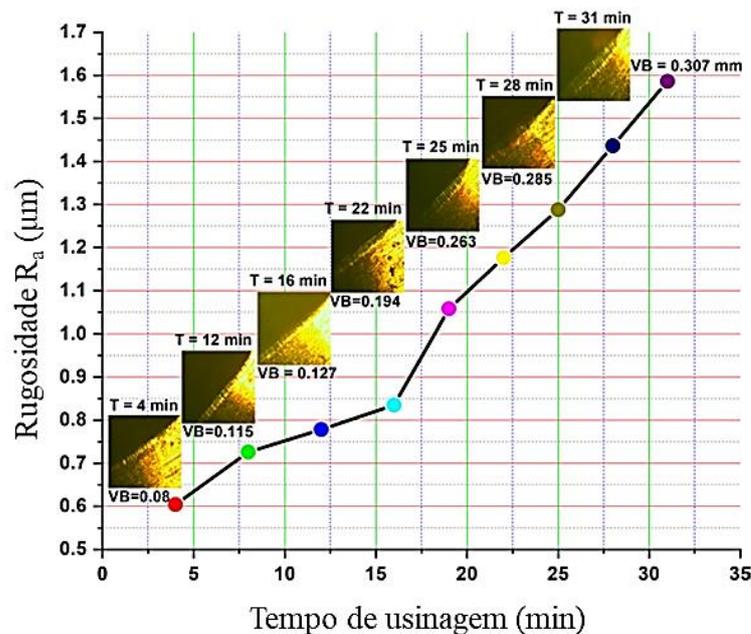


Figura 2.2 – Evolução de R_a com o desgaste de flanco VB
 Fonte: Adaptado de Dash (2020)

Recentemente, Rafighi *et al.* (2022), aplicaram a Metodologia de Superfície de Resposta para identificar as condições de corte ideais para o desvio aritmético médio (R_a) e a força de corte durante o torneamento do aço AISI 4140 endurecido (55 HRC). O valor ótimo estimado de R_a foi de $0,246 \mu\text{m}$. Posteriormente, a vida da ferramenta foi estimado nas condições ótimas. Foi utilizado como critério de fim de vida para a ferramenta o desgaste de flanco máximo igual a $0,30 \text{ mm}$. Conforme mostrado na Figura 2.3, o valor de R_a atingiu aproximadamente $1,6 \mu\text{m}$ durante a avaliação da vida da ferramenta nas condições ótimas estimadas.

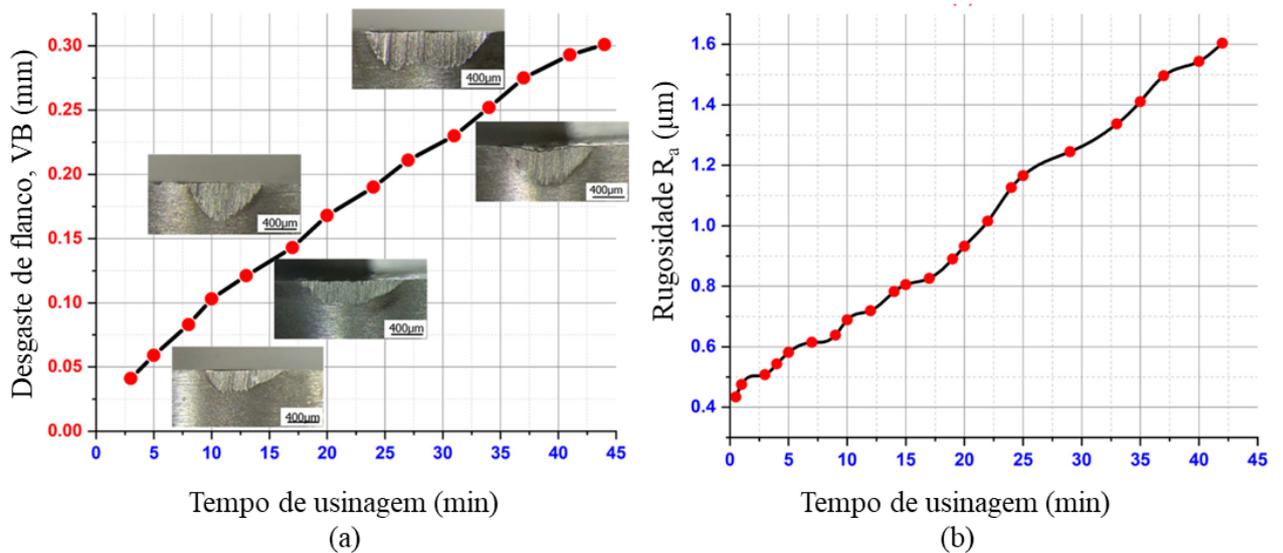


Figura 2.3 – Evolução do (a) desgaste de flanco e de (b) R_a com o tempo de usinagem

Fonte: Adaptado de Rafighi (2022)

Outro aspecto que se deve destacar refere-se as abordagens de otimização que consideram a rugosidade e o desgaste da ferramenta como funções objetivos, como em Sahoo e Sahoo (2013), Bouacha *et al.* (2014), Manivel *et al.* (2016), Bouacha *et al.* (2016), Labidi *et al.* (2018), Kumar *et al.* (2018a), Alok e Das (2019) e Subbaiah *et al.* (2020). Nessas abordagens, é desenvolvido um modelo de resposta para a rugosidade e outro para o desgaste da ferramenta, geralmente para o desgaste de flanco. Normalmente, esses modelos são obtidos através dos três principais parâmetros de usinagem: velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Considerando que a evolução do desgaste prejudica o acabamento superficial, embora o efeito real do desgaste na rugosidade não seja investigado, a otimização visa determinar os parâmetros de processo que minimizam a rugosidade e o desgaste da ferramenta. A partir deste ponto de vista, algumas desvantagens desta estratégia merecem ser destacadas: (i) suponha que os parâmetros ótimos resultem nos valores de $R_a = 0,40 \mu\text{m}$ e $VB = 0,10 \text{ mm}$.

Outros níveis de desgaste podem corresponder a outros valores de rugosidade. Portanto, não se pode garantir que a rugosidade permanecerá em torno de 0,40 μm ao longo da vida da ferramenta. Nesse sentido, o valor ótimo da rugosidade estará condicionado ao valor do desgaste otimizado; (ii) se o efeito do desgaste for aumentar os valores da rugosidade, baixos valores de rugosidade serão alcançados com valores baixos de desgaste. Embora a otimização permita atingir valores baixos de rugosidade, o uso da aresta de corte será limitado a um desgaste mínimo, pois o objetivo é também alcançar valores mínimos de desgaste, o que resulta em uma vida curta para a ferramenta; (iii) se o efeito do desgaste for reduzir o valor da rugosidade, os objetivos tornam-se conflitantes entre si, pois os menores valores de rugosidade serão alcançados no fim de vida da ferramenta. Por outro lado, se o desgaste da ferramenta for considerado como uma restrição, por exemplo $VB_{max} \leq 0,30$ mm, também implicará nas mesmas desvantagens discutidas acima. Por exemplo, Kumar *et al.* (2018a) realizaram a otimização do processo de torneamento do aço ABNT D2 endurecido (55 ± 1 HRC), utilizando insertos de metal duro revestido (TiCN-Al₂O₃-TiN), por meio da Análise de Relação Grey-Taguchi. Desvio aritmético médio (R_a), desgaste de flanco e temperatura de corte foram as respostas otimizadas do processo. No ponto ótimo estimado ($V_c = 108$ m/min; $f = 0,04$ mm/v e $a_p = 0,1$ mm), os valores para a rugosidade, desgaste e temperatura de corte foram 0,65 μm , 0,055 mm e 171°C, respectivamente. Posteriormente, a vida da ferramenta foi estimada nas condições de corte ótimas, sendo o desgaste de flanco considerado como critério para determinar o fim da vida da ferramenta ($VB_{max} = 0,30$ mm), conforme o Quadro 2.3.

Quadro 2.3 – Resultados obtidos durante o ensaio de vida

Tempo de usinagem (min)	R_a (μm)	VB_{max} (mm)	Temperatura (°C)
4	0,644	0,075	259
8	0,736	0,098	266
13	0,764	0,112	282
19	0,804	0,146	310
25	0,992	0,183	361
31	1,052	0,188	383
37	1,128	0,201	390
43	1,268	0,208	402
49	1,296	0,215	410
55	1,416	0,245	425
61	1,584	0,302	442

Fonte: Adaptado de Kumar *et al.* (2018a)

Se a condição ótima for utilizada para produzir peças com valores de rugosidade R_a menores ou igual ao valor da rugosidade esperada do ponto ótimo ($R_a = 0,65 \mu\text{m}$), verifica-se no Quadro 2.3 que a ferramenta deverá ser utilizada até que o desgaste de flanco atinja 0,075 mm, limitando a vida da ferramenta à 4 min. Nesse cenário, a ferramenta será subutilizada. Se a ferramenta é utilizada até o desgaste de 0,30 mm, a rugosidade aumenta de 0,644 μm para 1,584 μm . Conseqüentemente, peças fora das especificações de rugosidade serão produzidas, causando retrabalhos e/ou refugos.

Subbaiah *et al.* (2020) realizaram a otimização do processo de torneamento do aço AISI 4340 utilizando insertos de cerâmica com geometria alisadora (*wiper*) utilizando a Metodologia de Superfície de Resposta e o método *Desirability Function*. Os parâmetros considerados foram a dureza do material (45, 50 e 55 HRC), a velocidade de corte, o avanço e profundidade de usinagem. O objetivo da otimização foi determinar a combinação ótima dos parâmetros de entrada que minimizam simultaneamente a rugosidade e o desgaste de flanco. A solução ótima encontrada resultou em um valor de desgaste igual a 0,028 mm e valores de R_a , R_z , R_t igual a 0,209, 1,650 e 2,292 μm , respectivamente. Nota-se que o valor otimizado do desgaste é consideravelmente baixo, o que pode inviabilizar a implementação da solução ótima em um cenário real.

Uma vez que o desgaste da ferramenta é um fenômeno inevitável do processo de usinagem, é necessário empregar estratégias de otimização adequada para superar as limitações imposta pelo desgaste. O Projeto de Parâmetro Robusto (PPR) é uma ferramenta eficaz e eficiente para este fim (SOUZA *et al.*, 2022). A ideia central deste método é determinar as melhores configurações dos fatores controláveis do processo que conduzam o valor esperado da rugosidade a um valor desejado e, ao mesmo tempo, reduzem a sensibilidade da rugosidade a evolução do desgaste, ou seja, determinar soluções ótimas robustas a variação do desgaste da ferramenta. Essa metodologia foi introduzida no início da década de 1980 nos Estados Unidos pelo engenheiro japonês Dr. Genichi Taguchi, com a finalidade de reduzir a variabilidade em produtos e processos. Entretanto, pouca atenção tem sido dada a sua utilidade na otimização da rugosidade a fim de melhorar o desempenho das operações de torneamento de acabamento em peças endurecidas. Paiva *et al.* (2012), Paiva *et al.* (2014), e de Souza *et al.* (2022), aplicaram essa metodologia como parte integrante de uma estratégia de otimização da rugosidade para o processo de torneamento duro, considerando o desgaste de flanco como a variável de ruído do processo. Nesses estudos, foram encontrados setups ótimos robustos a variação do desgaste da ferramenta e a reprodutibilidade desses setups foi confirmada através de experimentos de confirmação. Portanto, esses estudos comprovaram a eficácia dessa metodologia para superar

as limitações impostas pelo desgaste da ferramenta. Entretanto, a estrutura dos arranjos experimentais utilizados no PPR, tais como o arranjo cruzado e o combinado, não permite modelar a vida da ferramenta. Conseqüentemente, em uma abordagem de otimização multiobjetivo, a vida da ferramenta não poderá ser incluída como um *output* do processo a ser também otimizada.

2.1.2 Torneamento duro sob altas velocidades de corte

Os termos *High-speed machining (HSM)* ou *High-speed Cutting (HSC)* são empregados quando velocidades consideravelmente elevadas são utilizadas durante o corte. O valor da velocidade a partir da qual o processo pode ser classificado como uma usinagem sob alta velocidade de corte difere para diferentes materiais (JAIN e BAJPAI, 2020). Por exemplo, segundo Wertheim (2019), uma velocidade de corte de 800 m/min para torneiar uma liga de alumínio é considerada normal e o corte com uma velocidade de 3000 m/min pode ser considerado um *HSM*. Entretanto, uma velocidade de 150 m/min já é considerada muito alta ao usinar uma liga de titânio. Portanto, conforme Wang *et al.* (2021a) argumentam, o intervalo da velocidade de corte no *HSM* é uma definição relativa.

HSM é conhecido pela sua elevada produtividade (JAIN e BAJPAI, 2020), e tem apresentado vantagens significativas na usinagem de componentes que requerem a remoção de um grande volume de material (WANG *et al.*, 2021a). O uso de velocidades de corte mais altas resulta em maiores taxas de remoção de material e reduz o tempo de corte. Entretanto, altas velocidades de corte reduzem a vida da ferramenta. Segundo Wang *et al.* (2021a), o desgaste severo da ferramenta de corte sob condições extremas de carga termomecânica é um dos desafios mais críticos para a aplicação do *HSM* nas indústrias, especialmente durante o corte de materiais de baixa usinabilidade. Portanto, um equilíbrio entre os prós e os contras do *HSM* deve ser determinado de forma adequada para fazer pleno uso desta tecnologia.

Da revisão de literatura, observam-se pesquisas relacionadas ao torneamento duro associadas ao termo *HSM* ou *HSC*. Nessas pesquisas, verifica-se que o intervalo da velocidade de corte investigado apresenta uma variação entre as pesquisas, conforme pode ser evidenciado no Quadro 2.4. As pesquisas deste quadro são artigos sobre o torneamento duro pesquisados nas bases de dados da *Scopus* e *Web of Science* fornecidas pelo Portal de periódicos CAPES no dia 09/10/2023, os quais continham os termos *High-speed*, *High-speed machining* e *High-speed cutting* no título, no resumo ou nas palavras-chave. Nesse sentido, podemos concluir que não há um consenso na definição de um valor de velocidade de corte a partir da qual o torneamento

duro possa ser classificado como uma usinagem sob alta velocidade de corte. No trabalho de Panda *et al.* (2019), a velocidade de corte máxima analisada foi de 190 m/min. Já nos trabalhos de Sai (2005) e Shalaby e Veldhuis (2018), essa velocidade foi de 1000 m/min. Adicionalmente, embora a vida da ferramenta seja abordada por alguns trabalhos, nenhuma abordagem para a sua otimização foi proposta. Uma vez que a vida da ferramenta é a principal limitação do *HSM*, propor estratégias para a sua otimização é um fator-chave para promover o *HSM* na área do torneamento duro.

Quadro 2.4 – Pesquisas relacionadas ao torneamento duro associadas ao termo *HSM* ou *HSC*

Fonte	Material	Dureza (HRC)	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Condições de corte	Respostas analisadas	Aborda otimização
Bag <i>et al.</i> (2022)	AISI 4340	50 ± 1	Metal duro c/ cobertura	80, 170 e 260	Seco	Rugosidade, desgaste de flanco, temperatura de corte e morfologia do cavaco	Sim
Khan <i>et al.</i> (2022)	AISI D2	56	Metal duro c/ cobertura	125, 175 e 225	Seco	Rugosidade, desgaste de flanco, vida da ferramenta, taxa de remoção de material e microdureza.	Não
Paschoalinoto <i>et al.</i> (2021)	AISI 52100	58,5	CBN	200, 225 e 250	Seco	Forças de corte e tensão residual.	Não
Gordon <i>et al.</i> (2019)	AISI 4340	55 ± 1	PCBN	150 e 300	Seco	Vida da ferramenta, desgaste de flanco e de cratera.	Não
Panda <i>et al.</i> (2019)	AISI 52100	55 ± 1	Metal duro c/ cobertura	70 e 190	Seco	Topografia superficial, desgaste de flanco, temperatura de corte e análise do cavaco	Não
Yin <i>et al.</i> (2019)	AISI 5140	45	Metal duro e cerâmica. Ambos c/ cobertura	90, 150, 210, 270 e 330	Seco	Rugosidade, desgaste da ferramenta e distância de corte	Não
Fang-yuan <i>et al.</i> (2018)	AISI 52100 e 4340	60	PCBN	200, 250, 350, 450 e 550	Seco	Camada branca	Não
Liu <i>et al.</i> (2018)	AISI 52100	60 ± 1	PCBN	100 e 200	Seco	Topografia e microestrutura superficial, microdureza	Não

Quadro 2.4 – Pesquisas relacionadas ao torneamento duro associadas ao termo *HSM* ou *HSC* (continuação)

Fonte	Material	Dureza (HRC)	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Condições de corte	Respostas analisadas	Aborda otimização
Zheng <i>et al.</i> (2018)	AISI 300M	47	Cermet e metal duro c/ cobertura	300 e 500	Seco	Comprimento de corte, desgastes e morfologia do cavaco	Não
Shalaby e Veldhuis (2018)	AISI 4340	52	Cerâmica	150, 250, 700 e 1000	Seco	Análise do cavaco, forças de corte, vida da ferramenta e desgaste de flanco	Não
Chen <i>et al.</i> (2018)	AISI 1137	60 ± 2	PCBN	100, 200 e 300		Análise da topografia	Não
Zhang e Wu (2017)	AISI 1045	55 ± 3	CBN	110, 193, 276, 414 e 552	Seco	Morfologia do cavaco, forças de corte e rugosidade	Não
Vereschaka <i>et al.</i> (2017)	AISI D2	60,5 ± 0,5	Cerâmica com e sem cobertura	250	Seco	Análise da ferramenta, desgaste de flanco e vida da ferramenta	Não
Tang <i>et al.</i> (2017)	AISI D2	40, 45, 50, 55 e 60 ± 1	PCBN	50, 450 e 850	Seco	Análise do cavaco	Não
Yurtkuran <i>et al.</i> (2017)	AISI H13	54 ± 1	CBN com e sem cobertura	150, 200, 250 e 300	Seco	Rugosidade	Sim
Zhang <i>et al.</i> (2016)	AISI 1045	55 ± 3	PCBN	414 e 552	Seco	Morfologia do cavaco, forças de corte e temperatura	Não
Hazza <i>et al.</i> (2015)	AISI 4340	60	Cerâmica sem cobertura	175 e 400	Seco	Rugosidade	Não
Chinchanikar e Choudhury (2015)	AISI 4340	35 e 45	Metal duro com cobertura	105 a 265	Seco	Desgaste de flanco	Não
Hazza <i>et al.</i> (2013)	AISI 4340	60	Cerâmica sem cobertura	170 a 325	Seco	Vida da ferramenta	Não
Kaçal e Yıldırım (2013)	AISI S1	60	Cerâmica e CBN ambos c/ cobertura	150, 225 e 300	Seco	Rugosidade, forças de corte e desgastes da ferramenta	Não

Quadro 2.4 – Pesquisas relacionadas ao torneamento duro associadas ao termo *HSM* ou *HSC* (continuação)

Fonte	Material	Dureza (HRC)	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Condições de corte	Respostas analisadas	Aborda otimização
Kaçal e Yildırım (2012)	AISI D6	60	Cerâmica e CBN ambos c/ cobertura	150, 200, 250 e 300	Seco	Rugosidade, forças de corte, desgaste da ferramenta e energia específica de corte.	Sim
Aramcharoen <i>et al.</i> (2008)	AISI H13	57	Metal duro com e sem cobertura	200 e 800	Seco	Camada branca	Não
Mahfoudi <i>et al.</i> (2008)	AISI 4140	50	PCBN	300 e 400	Seco	Rugosidade, desgastes e vida da ferramenta	Não
Remadna e Rigal (2008)	*	52	CBN	200, 300 e 400	Seco	Rugosidade, forças de corte, desgaste e vida da ferramenta	Não
Sai (2005)	AISI 4340	*	Metal duro c/ cobertura	325, 450, 550, 650, 850 e 1000	Seco	Desgaste e vida da ferramenta	Não
Aslan (2005)	AISI D3	62	Metal duro e cermet c/ cobertura, cerâmica e CBN	50 e 200	Seco	Desgaste de flanco e rugosidade	Não
Ozel (2004)	AISI H13	55	CBN	200, 250 e 300	Seco	Forças de corte	Não
Kishawy e Elbestawi (2001)	AISI D2	62	PCBN	140, 270, 350 e 500	Seco	Desgaste da ferramenta, rugosidade, fluxo lateral do cavaco, integridade superficial e tensão residual	Não
El-Wardany <i>et al.</i> (2001a)	AISI D2	60 ± 1	PCBN	200, 350, 500 e 700	Seco	Análise do cavaco e integridade superficial	Não
El-Wardany <i>et al.</i> (2001b)	AISI D2	60 ± 1	PCBN	200, 350, 500 e 700	Seco	Microdureza e tensão residual	Não

* Não identificado

A diminuição dos esforços de corte devido ao aumento da velocidade de corte é uma das vantagens da usinagem *HSM*. Segundo Chen *et al.* (2019), a deformação plástica e o cisalhamento do material da peça durante a usinagem gera grandes quantidades de calor na zona de corte. Em velocidades de corte elevadas, o tempo de dissipação do calor torna-se insuficiente. Consequentemente, a temperatura de corte aumenta na região do corte e leva ao amaciamento térmico da peça usinada, o que ajuda a remover o material da superfície com menor força de corte. Portanto, a alta velocidade de corte é benéfica para reduzir as forças de usinagem. Entretanto, segundo Rodrigues (2005), esse fenômeno nem sempre acontece de forma clara ou completa. O autor argumenta que, na verdade, há faixas de velocidades de corte nas quais há queda nos esforços de corte, embora se saiba que os fenômenos que ocorrem durante o corte são altamente dependentes de diversas variáveis do processo. Shalaby e Veldhuis (2018), analisaram o comportamento das três componentes da força durante o torneamento a seco do aço AISI 4340 (52 HRC) utilizando insertos de cerâmica em velocidades de corte de 150, 250, 700 e 1000 m/min. A profundidade de usinagem e o avanço foram de 0,125 mm e 0,1 mm/v, respectivamente. Segundo os autores, todas as componentes das forças apresentaram um comportamento estável sem redução considerável nos seus valores até a velocidade de corte atingir 700 m/min, conforme ilustrado no gráfico da Figura 2.4. Ao aumentar a velocidade de corte para 1000 m/min, as componentes de força radial e tangencial diminuíram 20% e 12%, respectivamente.

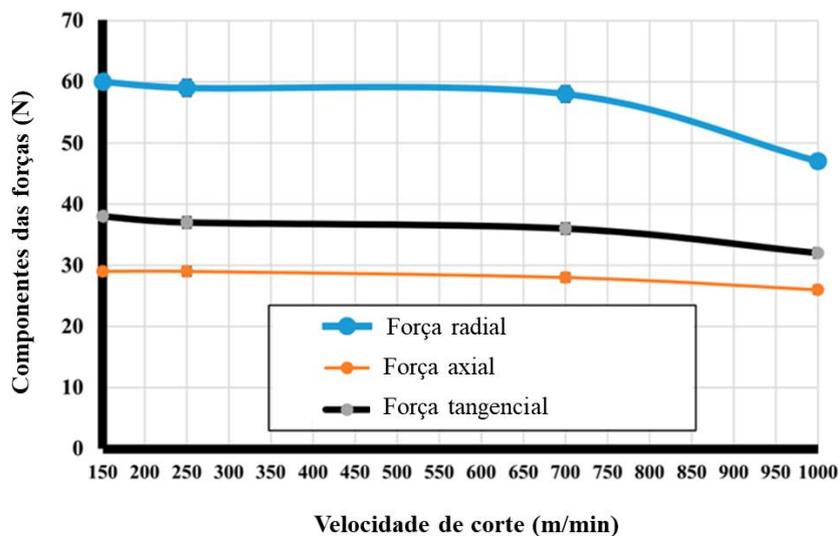


Figura 2.4 – Efeito da velocidade de corte nas componentes da força de usinagem.

Fonte: Adaptado de Shalaby e Veldhuis (2018)

Rafighi *et al.* (2022), analisaram a força de corte durante o torneamento a seco do aço AISI 4140 endurecido (55 HRC) utilizando a metodologia de superfície de resposta. Os parâmetros de corte considerados foram: velocidade de corte (200, 250 e 300 m/min), avanço da ferramenta (0,05, 0,12 e 0,19 mm/v) e profundidade de usinagem (0,08, 0,13 e 0,18 mm), e foram utilizados insertos de CBN. Os resultados revelaram que a magnitude da força de corte diminuiu quando a velocidade de corte aumentou de 200 para 300 m/min. Alok e Das (2019), observaram o mesmo fenômeno durante o torneamento a seco do aço AISI 52100 (55 ± 2 HRC) utilizando insertos de metal duro revestido, conforme ilustrado na Figura 2.5. Segundo os autores a redução das três forças é observada com maiores velocidades de corte devido ao aumento da temperatura de corte, o qual diminui a resistência ao cisalhamento do material da peça.

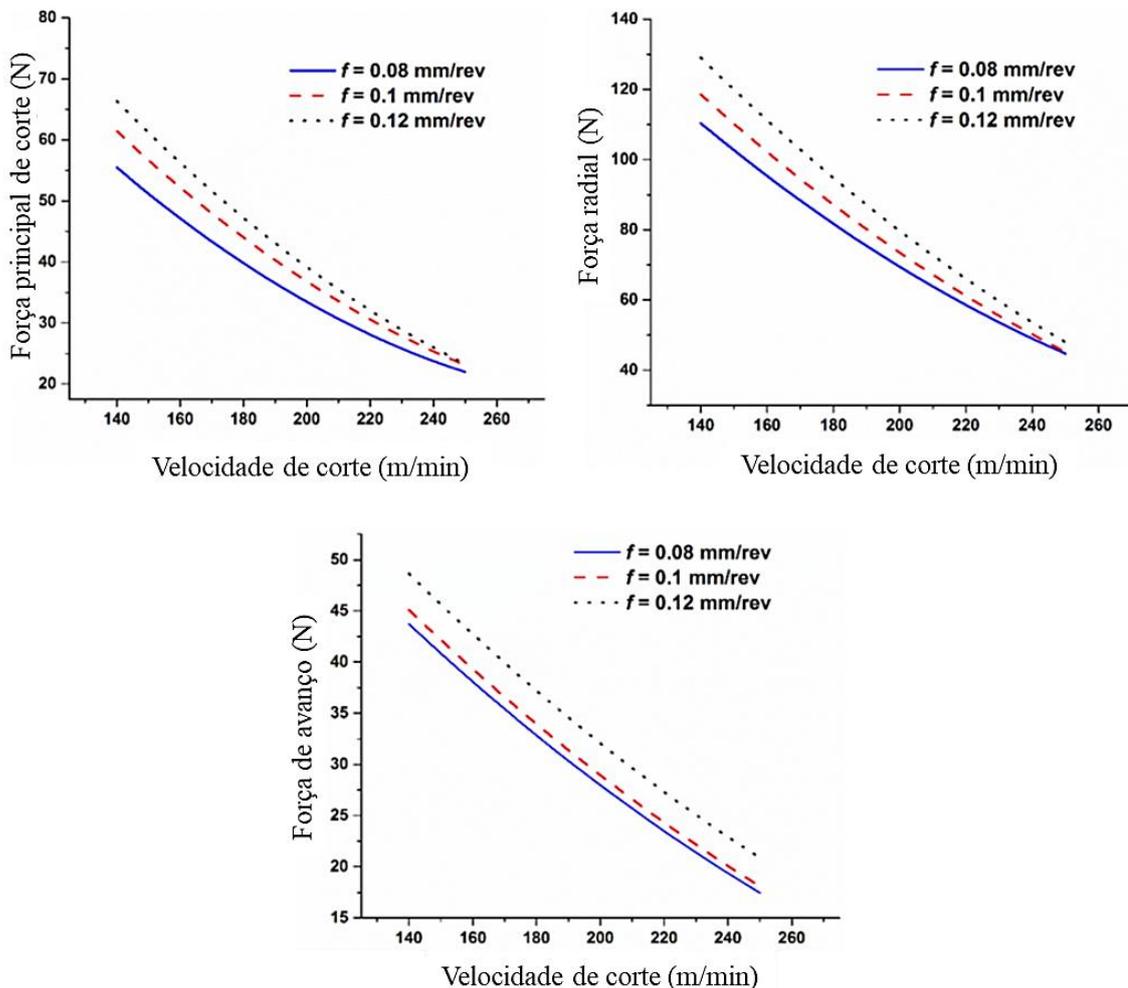


Figura 2.5 – Efeito da velocidade de corte nas componentes da força de usinagem sob diferentes avanços.

Fonte: Adaptado de Alok e Das (2019)

Em um recente artigo de revisão publicado sobre os avanços do *HSM* com ênfase no mecanismo de remoção de material e na integridade da superfície usinada, Wang *et al.* (2021a) relatam que nas últimas décadas, um número considerável de estudos tem evidenciado que a qualidade da superfície usinada pode ser melhorada usando *HSM* quando os parâmetros de processo são selecionados adequadamente. Segundo os autores, é possível obter valores baixos de rugosidade em um intervalo específico de altas velocidades de corte, sendo este intervalo dependente do material da peça, do processo empregado e da ferramenta de corte utilizada. Kaçal e Yıldırım (2013) avaliaram o acabamento superficial durante o processo de torneamento a seco do aço ferramenta para trabalho a frio AISI S1 (60 HRC) sob altas velocidades de corte. Nesse estudo, os autores utilizaram ferramentas de corte de cerâmica revestida e de PCBN. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidades de corte de 150, 225 e 300 m/min, avanços da ferramenta de 0,05, 0,10 e 0,15 mm/v e profundidades de usinagem de 0,2, 0,4 e 0,6 mm. Os resultados mostraram que o valor de R_a foi influenciado principalmente pelo avanço da ferramenta, seguida pela velocidade e profundidade de usinagem. O aumento do avanço da ferramenta promoveu um aumento significativo no valor da rugosidade para ambas as ferramentas. Por outro lado, o aumento da velocidade de corte promoveu uma redução no valor da rugosidade. Segundo os autores, o aumento da velocidade de corte promoveu o aumento da temperatura de corte, facilitando a formação e a retirada de cavaco e, conseqüentemente, contribuindo para a redução do valor da rugosidade.

Mahfoudi *et al.* (2008) avaliaram a influência da velocidade de corte e do avanço da ferramenta no valor de R_a durante o torneamento a seco do aço AISI 4140 (50 HRC) utilizando ferramentas de PCBN. Segundo os autores, o aumento do avanço aumentou o valor da rugosidade. Ao contrário, o aumento da velocidade de corte reduziu o valor de R_a . Dos resultados experimentais mostrados na Figura 2.6, observa-se que para uma mesma combinação de valores de avanço, a rugosidade é menor quando a velocidade de corte é mais alta.

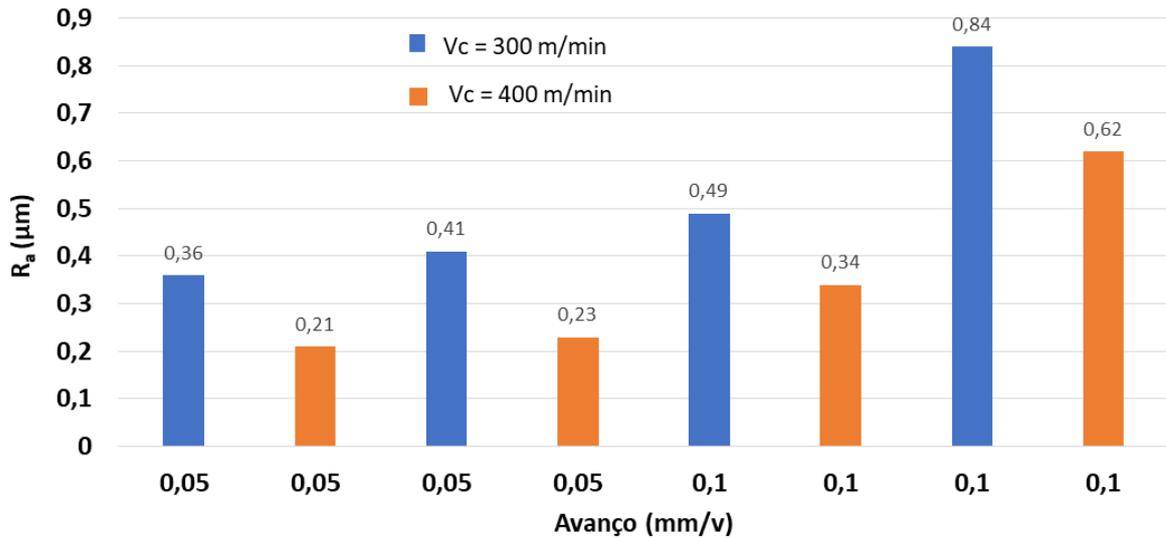


Figura 2.6 – Resultados experimentais do Trabalho de Mahfoudi *et al.* (2008)

Bag *et al.* (2022), avaliaram os efeitos da velocidade de corte (80, 170 e 260 m/min), avanço da ferramenta (0,05, 0,1, e 0,15 mm/v) e da profundidade de usinagem (0,2, 0,3 e 0,4 mm) no valor da rugosidade R_a durante o torneamento a seco do aço AISI 4340 (50 ± 1 HRC) utilizando ferramentas de metal duro revestida. A análise da variância (ANOVA) revelou que o avanço da ferramenta tem a maior contribuição (71,93%) para a variação do valor da média da rugosidade, seguida pela velocidade de corte (14,78%) e profundidade de usinagem (3,40%). O aumento do avanço de 0,5 para 1,0 mm/v promoveu um aumento no valor da rugosidade. Por outro lado, o aumento da velocidade de corte de 80 para 260 m/min promoveu uma redução no valor da rugosidade. Segundo os autores, menores valores de rugosidade são alcançados em altas velocidades de corte devido aos menores esforços de corte. Adicionalmente, os autores argumentam que o aumento na velocidade de corte diminui a área de contato ferramenta-cavaco, reduzindo o atrito e proporcionando uma maior qualidade superficial.

Alok e Das (2019), avaliaram os efeitos da velocidade de corte (140, 195 e 250 m/min), avanço da ferramenta (0,08, 0,1, e 0,12 mm/v) e da profundidade de usinagem (0,06, 0,08 e 0,1 mm) no valor da rugosidade R_a durante o torneamento a seco do aço AISI 52100 (50 ± 1 HRC) utilizando ferramentas de metal duro revestida. A análise da variância (ANOVA) revelou que a velocidade de corte tem a maior contribuição (60,12%) para a variação do valor da média da rugosidade, seguido pelo avanço (24,11%) e profundidade de usinagem (6,55%). Rugosidades baixas são alcançadas com maiores velocidades de corte e menores avanços e profundidades de usinagem. Conforme ilustrado na Figura 2.7, o aumento da velocidade de corte promoveu uma redução no valor da rugosidade. Segundo os autores, a temperatura na região de corte aumenta

com a elevação da velocidade de corte. Consequentemente, o material da peça perde dureza na zona de corte, resultando em valores mais baixos de R_a .

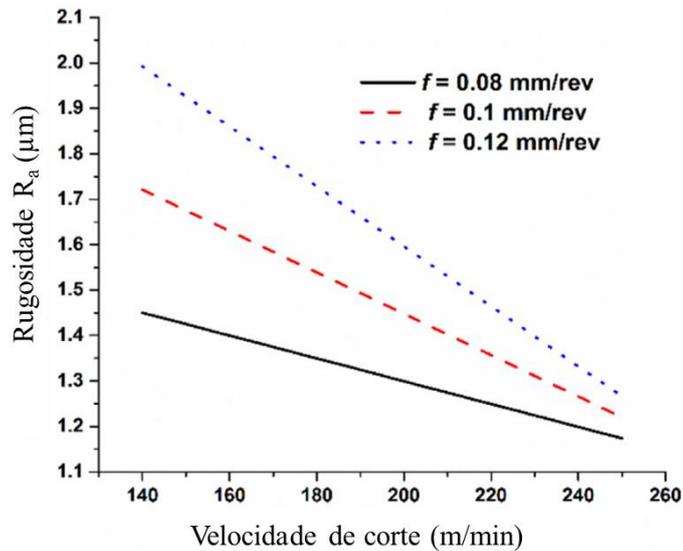


Figura 2.7 – Efeito da velocidade de corte no valor de R_a sob diferentes avanços

Fonte: Adaptado de Alok e Das (2019)

Bensouilah *et al.* (2016) avaliaram os efeitos da velocidade de corte (75-210 m/min), avanço da ferramenta (0,08-0,20 mm/v) e da profundidade de usinagem (0,10-0,40 mm) no valor de R_a para analisar o desempenho de ferramentas de cerâmicas mistas com revestimento (CC6050) e sem revestimento (CC650) durante o torneamento a seco do aço AISI D3 endurecido (63HRC). A análise da variância (ANOVA) revelou que o avanço da ferramenta tem a maior contribuição para a variação do valor da média da rugosidade para ambas as ferramentas, seguida pela velocidade de corte e profundidade de usinagem. Observou-se que a rugosidade é mínima com valores mais altos de velocidade de corte e menores avanços. Na Figura 2.8 é mostrada a superfície de resposta estimada para R_a em relação a velocidade de corte e o avanço, mantendo-se constante a profundidade de usinagem no nível médio para ambas as ferramentas. Segundo os autores, o aumento do avanço de 0,08 para 0,2 mm/v causa um aumento de 117% e 74% no valor de R_a utilizando a ferramenta CC6050 e CC650, respectivamente. Em contrapartida, o aumento da velocidade de corte de 75 para 210 m/min leva à diminuição dos valores da rugosidade de 41% e 50% utilizando o inserto CC6050 e CC650, respectivamente.

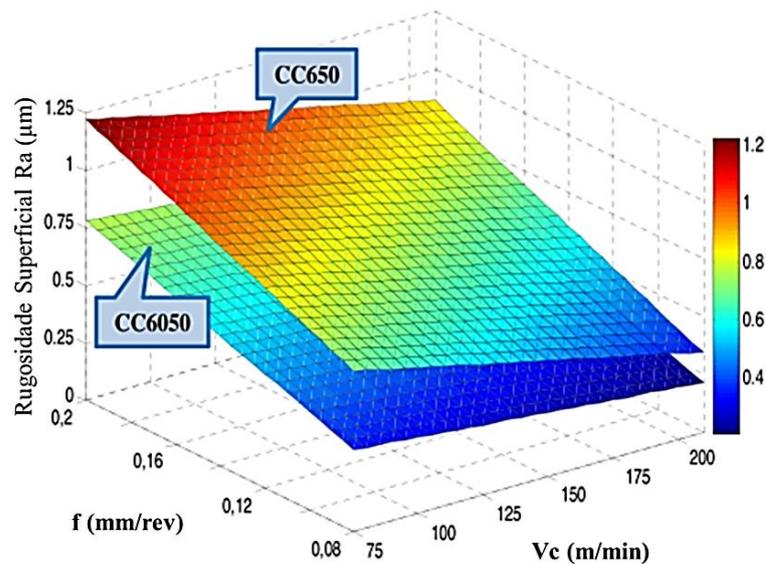


Figura 2.8 - Efeito da velocidade de corte e do avanço no valor de R_a na profundidade média de usinagem ($a_p = 0,25$ mm).

Fonte: Adaptado de Bensouilah *et al.* (2016)

Bouacha *et al.* (2010) avaliaram os efeitos da velocidade de corte (125, 176 e 246 m/min), avanço da ferramenta (0,08, 0,12 e 0,16 mm/v) e da profundidade de usinagem (0,15, 0,30 e 0,45 mm) no valor das rugosidades R_a , R_t e R_z através da Metodologia de Superfície de Resposta durante o torneamento a seco do aço AISI 52100 endurecido (64HRC) utilizando insertos de CBN. A análise da variância (ANOVA) revelou que o avanço é o fator mais significativo sobre os parâmetros R_a e R_t , o que explica, respectivamente, 59,2% e 56,26% de contribuição na variação total. Para R_z o avanço vem em segundo lugar e tem 39,34% de contribuição. A próxima parcela de contribuição em R_a e R_t vem da velocidade de corte, com as contribuições de 31,6% e 33,92%, respectivamente. Para R_z , a velocidade de corte ocupa a primeira posição, com uma contribuição de 53,35%. Os gráficos dos efeitos principais da Figura 2.9 mostram que os valores da média das rugosidades aumentam com o aumento do avanço. Em contrapartida, os valores da média das rugosidades diminuem com o aumento da velocidade de corte. Segundo os autores, o fluxo lateral plástico do cavaco ao longo da direção da aresta de corte pode aumentar a altura pico-vale das irregularidades da superfície usinada. Ao aumentar a velocidade de corte, conseqüentemente a velocidade de deformação, o material apresenta menos plasticidade, tornando esse fluxo menos significativo, e, portanto, o aumento adicional na altura pico-vale é reduzido, diminuindo, desse modo, a rugosidade da peça usinada. A combinação ótima dos parâmetros de corte que conduzem a minimização dos valores das

rugosidades são: $V_c = 246$ m/min, $f = 0,08$ mm/v e $a_p = 0,15$ mm. Essa configuração fornece valores de R_a , R_t e R_z iguais a 0,186, 1,184, e 0,749 μm , respectivamente.

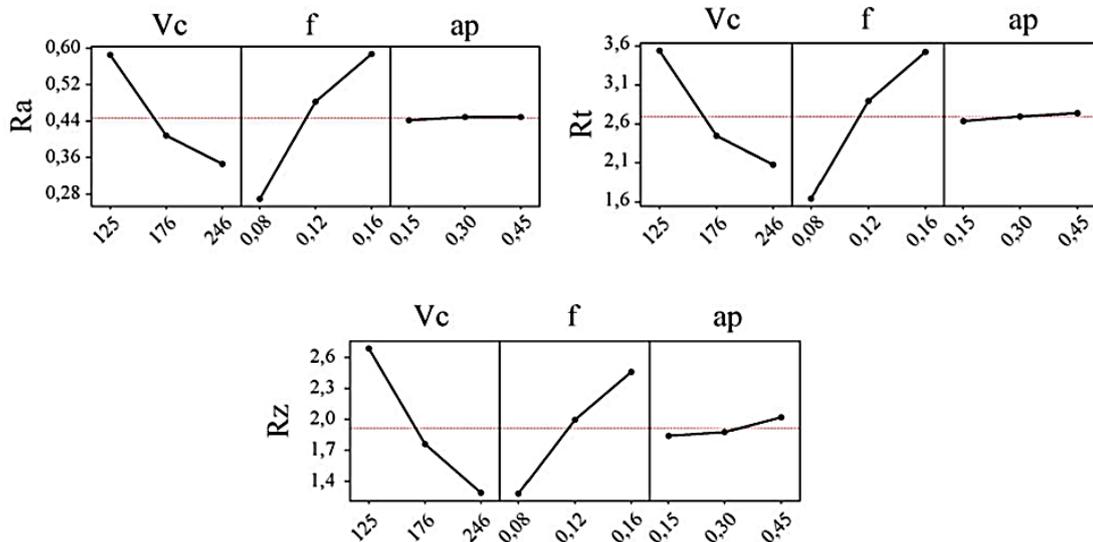


Figura 2.9 - Gráfico dos efeitos principais sobre as métricas de rugosidade

Fonte: Adaptado de Bouacha *et al.* (2010)

Segundo Wang *et al.* (2021a), o desgaste severo da ferramenta de corte sob condições extremas de carga termomecânica, especialmente durante a usinagem de materiais difíceis de usinar, é o desafio mais crítico para a aplicação do *HSM* no chão de fábrica das indústrias. A velocidade de corte é o parâmetro de maior influência no desgaste da ferramenta, pois ela é diretamente responsável pelo aumento da temperatura na região de formação dos cavacos, o que ativa e acelera os mecanismos de desgaste (MACHADO *et al.*, 2015). Shalaby e Veldhuis (2018), analisaram o comportamento das curvas de desgaste para a ferramenta de cerâmica de alumina pura CC620 [Al_2O_3 (95%) + ZrO_2 (5%)] e de alumina mista CC650 [Al_2O_3 (70%) + TiC (30%)] durante o torneamento a seco do aço AISI 4340 (52 HRC) em velocidades de corte de 150, 250, 700 e 1000 m/min. A profundidade de usinagem e o avanço foi de 0,125 mm e 0,1 mm/v, respectivamente. Os testes foram interrompidos quando o desgaste do flanco atingiu 0,2 mm com o intuito de evitar qualquer efeito adverso na precisão e na rugosidade da peça usinada. Conforme observado nos gráficos da Figura 2.10, é claramente visível que a vida da ferramenta diminui com o aumento da velocidade de corte. A vida da ferramenta CC650 reduziu de 18 para 1,4 min com o aumento da velocidade de corte de 150 para 1000 m/min, e a vida da ferramenta CC620 diminuiu de 17 para 0,7 min.

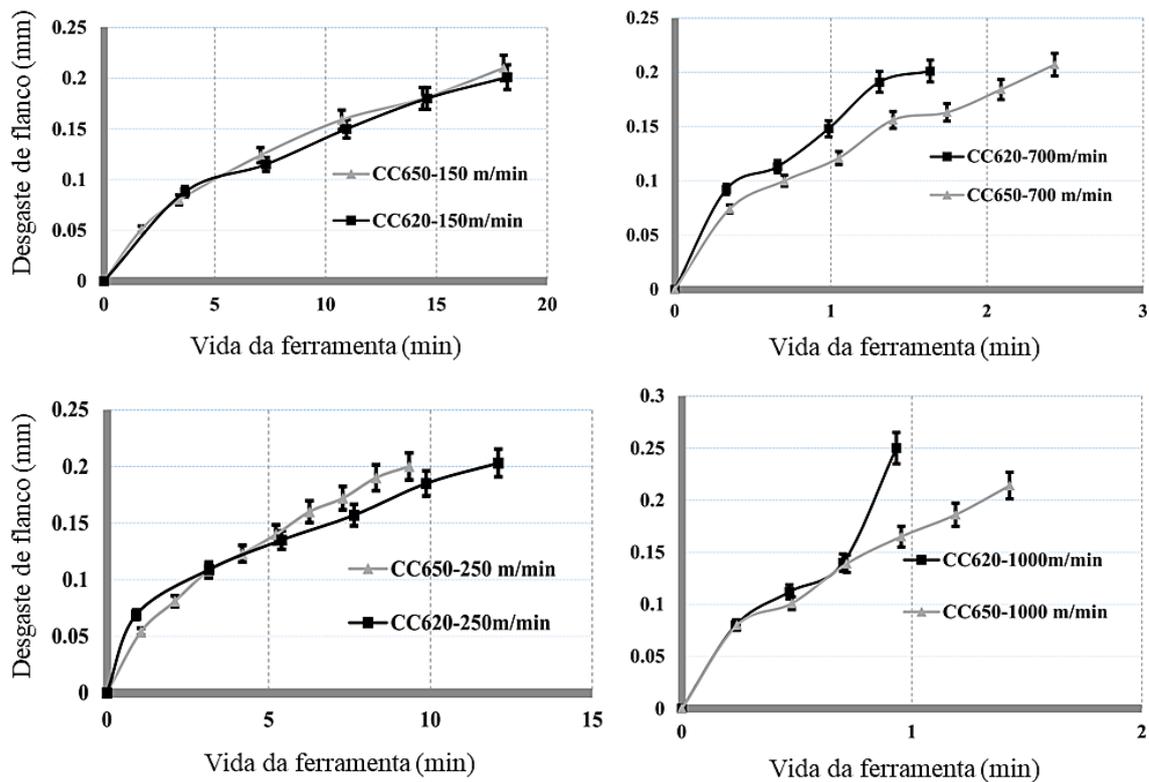


Figura 2.10 - Curvas de desgaste durante o torneamento a seco do aço 4340

Fonte: Adaptado de Shalaby e Veldhuis (2018)

Portanto, o aumento da velocidade de corte acelera significativamente o desgaste da ferramenta, reduzindo a sua vida. Conseqüentemente, o consumo de ferramentas e o somatório dos tempos das trocas das ferramentas desgastadas aumentam, impactando nos aspectos econômicos do processo. Portanto, conforme Wang *et al.* (2021a) argumentam, os prós e os contras do *HSM* devem ser avaliados para se fazer pleno uso desta tecnologia. Segundo Wertheim (2019), a seleção da velocidade de corte é normalmente direcionada para valores mais elevados; no entanto, o desempenho do corte, a vida da ferramenta e os aspectos econômicos devem ser avaliados. Nesse sentido, a velocidade de corte não deve ser maximizada, mas sim otimizada para proporcionar um alto desempenho e uma usinagem eficiente.

Com o objetivo de avaliar o impacto da alta velocidade de corte na vida da ferramenta, no tempo total de usinagem, no custo do processo, na qualidade do acabamento superficial e nos esforços de corte, foram avaliados alguns resultados do estudo experimental realizado por Campos (2015). A escolha desse estudo se deve ao fato de que não há na literatura um estudo que avaliasse essas respostas concomitantemente em diferentes ferramentas de corte. Apesar do estudo de Campos (2015) não abordar *HSM*, houve a realização de alguns experimentos com

velocidades de cortes elevadas, no caso 268 m/min. Campos (2015) avaliou os efeitos da velocidade de corte, do avanço e da profundidade de usinagem durante o torneamento do aço ABNT H13 endurecido (54 HRC) no custo total de usinagem (K_p), no tempo total de usinagem (T_t), no tempo de corte (T_c), na vida da ferramenta (T), na temperatura de corte (T_p°), no ruído do processo (RD), na taxa de volume de cavaco removido (MRR), na força de usinagem (Fr), nas rugosidades R_a e R_t e na energia específica de corte (EEC). Nesse estudo, foram avaliadas o desempenho de cinco ferramentas cerâmicas (CC6050, CC6050WH, CC650WG, CC650, CC670) e duas ferramentas de PCBN (7025, 7025WG). O sequenciamento dos experimentos foi planejado utilizando um arranjo de superfície de resposta, do tipo CCD, do inglês *Central Composite Design*. Para a análise deste trabalho, três experimentos foram selecionados para avaliação: os experimentos relativos aos pontos axiais, os quais representam os extremos da velocidade, e um experimento referente ao ponto central, o qual representa o valor médio da velocidade, conforme indicado em amarelo na Figura 2.11. As respostas medidas e calculadas são mostradas no Quadro 2.6.

Experimentos	Parâmetros (Codificados)			Parâmetros (Decodificados)		
	Vc	f	ap	Vc	f	ap
	m/min	mm/rev	mm	m/min	mm/rev	mm
1	-1	-1	-1	100,00	0,10	0,15
2	+1	-1	-1	225,00	0,10	0,15
3	-1	+1	-1	100,00	0,22	0,15
4	+1	+1	-1	225,00	0,22	0,15
5	-1	-1	+1	100,00	0,10	0,33
6	+1	-1	+1	225,00	0,10	0,33
7	-1	+1	+1	100,00	0,22	0,33
8	+1	+1	+1	225,00	0,22	0,33
9	-1,682	0	0	57,39	0,16	0,24
10	+1,682	0	0	267,61	0,16	0,24
11	0	-1,682	0	162,50	0,05	0,24
12	0	+1,682	0	162,50	0,26	0,24
13	0	0	-1,628	162,50	0,16	0,09
14	0	0	+1,682	162,50	0,16	0,39
15	0	0	0	162,50	0,16	0,24
16	0	0	0	162,50	0,16	0,24
17	0	0	0	162,50	0,16	0,24
18	0	0	0	162,50	0,16	0,24
19	0	0	0	162,50	0,16	0,24

Figura 2.11 - Matriz experimental do processo de torneamento do aço ABNT H13

Fonte: Adaptado de Campos (2015)

Quadro 2.6 – Respostas da matriz experimental de Campos (2015)

Ferramenta	V _c (m/min)	T (min)	T _t (min)	K _p (U\$)	R _a (μm)	F _r (N)
CC 650	57,39	56,5	2,52	2,96	0,72	495,5
	162,5	42,0	1,37	1,69	0,83	339,8
	267,61	21,5	1,07	1,11	0,65	230,8
CC 650W	57,39	58,0	2,52	3,09	0,67	493,5
	162,5	43,0	1,37	1,77	0,34	337,2
	267,61	23,5	1,07	1,15	1,16	228,4
CC670	57,39	59,0	2,52	4,20	0,22	397,7
	162,5	44,5	1,37	2,50	0,13	218,2
	267,61	28,0	1,07	1,48	0,29	222,6
CC 6050	57,39	56,0	2,52	3,18	1,12	486,4
	162,5	42,3	1,37	1,83	1,13	332,3
	267,61	22,5	1,07	1,18	1,97	221,2
CC 6050 W	57,39	59,0	2,52	3,35	0,22	485,9
	162,5	45,0	1,37	1,95	0,47	334,8
	267,61	24,5	1,07	1,23	0,29	224,5
PCBN 7025	57,39	60,5	2,52	5,51	0,67	498,4
	162,5	44,0	1,37	3,46	0,83	447,4
	267,61	25,5	1,07	1,87	1,17	300,0
PCBN 7025 W	57,39	63,0	2,52	11,99	0,29	497,7
	162,5	46,5	1,37	7,72	0,16	339,1
	267,61	28,2	1,07	3,80	0,15	226,6

Como já esperado, o aumento da velocidade de corte de 57,39 para 267,61 m/min reduziu a vida em mais de 50% para todas as ferramentas analisadas, conforme verifica-se no Quadro 2.5. Em contrapartida, o tempo total e o custo de usinagem reduziram mais de 50%. Uma vez que a vida da ferramenta foi levada em consideração para o cálculo do tempo total e do custo, podemos argumentar que a redução da vida com o aumento da velocidade de corte não adversamente influenciou no tempo total e no custo do processo. Adicionalmente, o aumento da velocidade de corte reduziu os esforços de corte. Em relação a rugosidade R_a, o aumento da velocidade de corte reduziu o seu valor para as ferramentas CC650 e PCBN7025W, e aumentou para as demais ferramentas. Portanto, nas condições de corte consideradas, o

aumento da velocidade de corte foi benéfico para melhorar a produtividade, reduzir o custo e os esforços de corte. Para a ferramenta CC650 e PCBN7025W, o aumento da velocidade melhorou a qualidade superficial.

O desenvolvimento de novos materiais de ferramentas é de fundamental importância para melhorar o desempenho das ferramentas de corte a velocidades de corte elevadas (WANG *et al.*, 2021a). Wang *et al.* (2022), testaram o desempenho da ferramenta de cerâmica composta AWTG0.5 (Al_2O_3 -WC-TiC-grafeno), proposta em um trabalho anterior dos autores (WANG *et al.*, 2011b), em comparação com a ferramenta de cerâmica AWTG0 (Al_2O_3 -(WC-TiC) e ferramentas cerâmicas comerciais SG4 (Al_2O_3 -(W,Ti)C) e LT55 (Al_2O_3 -TiC) durante o torneamento a seco do aço AISI 5140 (45 ~ 47 HRC). Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte $V_c = 100 \sim 300$ m/min, profundidade de usinagem $a_p = 0,1$ mm e avanço $f = 0,1$ mm/v. Os principais mecanismos de desgaste observados foram a abrasão e a adesão. Na Figura 2.12 são mostrados a variação do desgaste de flanco com o tempo de corte em diferentes velocidades de corte. Segundo os autores, a evolução do desgaste de flanco das quatro ferramentas está em conformidade com o comportamento clássico da evolução do desgaste da ferramenta, ou seja, um desgaste rápido na fase inicial, desgaste estável na fase intermédia e desgaste acentuado na fase final. Com o aumento da velocidade de corte, o tempo para as ferramentas atingirem o critério de vida útil ($VB \geq 0.3$ mm) é reduzido, e a vida da ferramenta é reduzida. A vida da ferramenta AWTG0.5 foi superior à das outras três ferramentas com a mesma velocidade de corte. Segundo os autores, o bom desempenho da ferramenta AWTG0.5 pode ser atribuído a três razões: (i) a incorporação de grafeno na AWTG0.5 melhorou a sua resistência ao desgaste, pois as boas propriedades lubrificantes do grafeno tiveram um bom efeito antifricção, e reduzindo assim os esforços de corte; e (ii) a boa condutividade térmica do grafeno foi benéfica para diminuir a temperatura na área de corte, reduzindo ainda mais o desgaste adesivo e o desgaste difusivo.

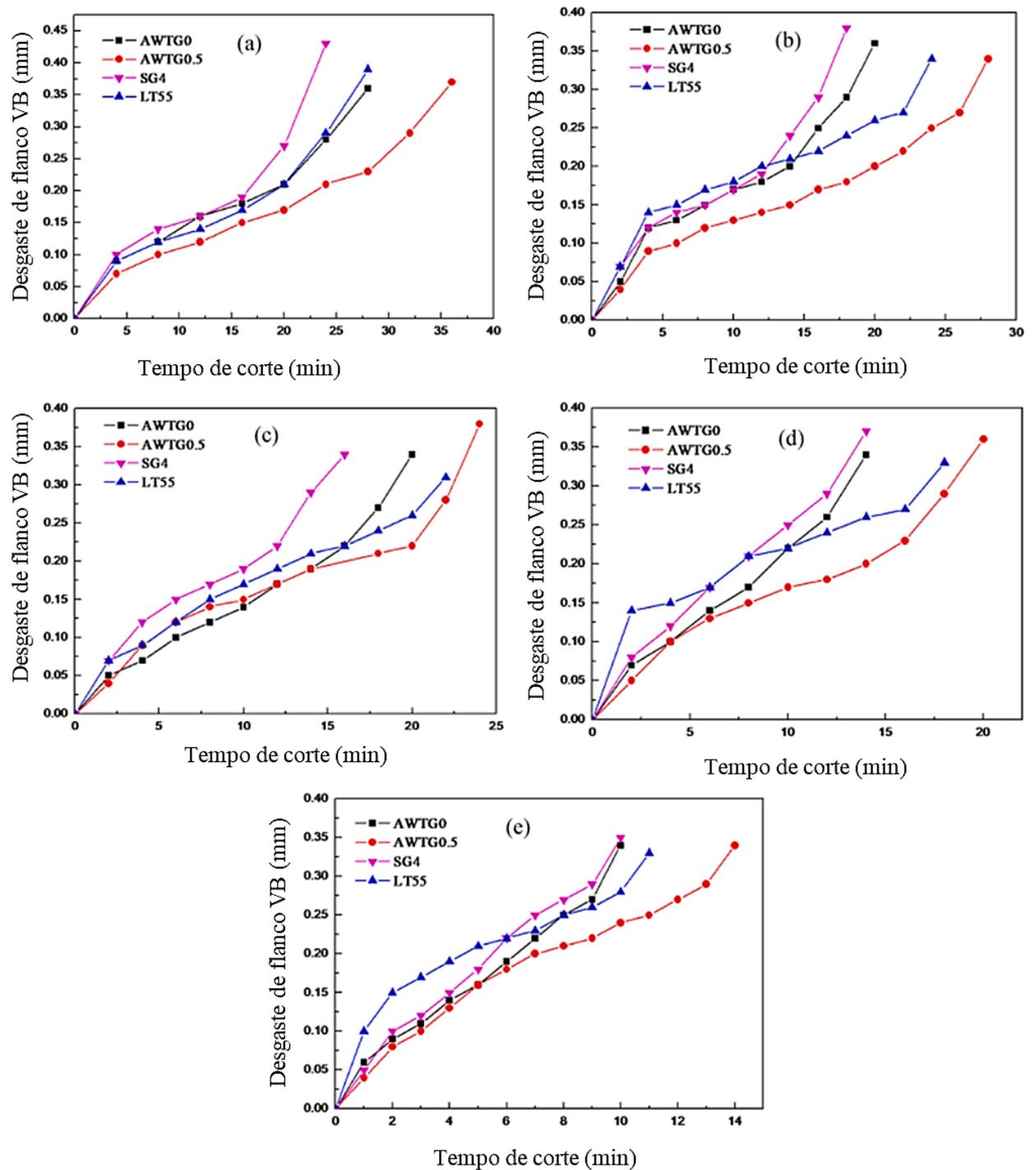


Figura 2.12 - Evolução do desgaste de flanco sob diferentes velocidades de corte: (a)100 m/min, (b)150 m/min, (c)200 m/min, (d)250 m/min e (e)300 m/min.

Fonte: Adaptado de Wang *et al.* (2022)

2.2 Ferramentas cerâmicas

As ferramentas de corte utilizadas no torneamento de aços endurecidos devem possuir algumas propriedades como elevada dureza em temperaturas altas, estabilidade térmica e

química, e maior tenacidade (KUMAR e PATEL, 2018). Diante dessas exigências, as ferramentas normalmente utilizadas são as ferramentas cerâmicas e de nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) (BOING *et al.*, 2018b; RAGHAV e MULIK, 2024). Uma das principais vantagens das ferramentas cerâmicas é seu menor custo em comparação com os insertos de CBN e PCBN (KARPUSCHEWSKI *et al.*, 2015), tornando-as atrativas devido à sua natureza econômica (KUMAR e PATEL, 2017). Entretanto, Diniz *et al.* (2014) argumentam que, embora o custo da ferramenta de CBN seja maior em comparação à cerâmica, esse custo é muitas vezes compensado pela sua vida mais longa. Boing (2016) argumenta que para uma aplicação industrial, a comparação entre as vidas das ferramentas de cerâmica e CBN não deve ser realizada de forma simplista e fatores como custo, tolerâncias das peças usinadas, máquina-ferramenta disponível e ajuste para troca de ferramentas devem ser considerados, pois apesar da tendência de menor vida, as ferramentas cerâmicas podem promover vantagens específicas. Campos (2015) avaliou o desempenho de três ferramentas de cerâmica e duas de CBN durante o torneamento do aço ABNT H13 endurecido (54 HRC). Os resultados demonstraram que a vida das ferramentas de CBN foi maior em todas as condições de corte testadas. Contudo, o custo total de usinagem foi menor para as ferramentas cerâmicas.

Segundo Machado e Diniz (2017), as propriedades das ferramentas cerâmicas que as tornam adequadas para torneamento de aço endurecido incluem sua elevada dureza a quente, embora não superior quanto a do CBN, boa resistência ao desgaste e alta estabilidade química na presença de ferro, a qual é superior ao do CBN. Baixa condutividade térmica, o que dificulta a transferência de calor e resulta em temperaturas elevadas na região próxima do contato cavaco-ferramenta e peça-ferramenta, e baixa tenacidade são as principais desvantagens das ferramentas cerâmicas (DINIZ *et al.*, 2014). Em função do material empregado como matriz, as ferramentas cerâmicas são divididas em dois grupos: cerâmicas a base de alumina (Al_2O_3) e cerâmicas a base de nitreto de silício (Si_3N_4). As cerâmicas puras a base de alumina é constituída basicamente de finos grãos de Al_2O_3 obtidos por metalurgia do pó e algum teor de MgO adicionado à matriz com a finalidade de inibir o crescimento do tamanho do grão bem como óxido de cromo, titânio e níquel para aumentar a resistência mecânica da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2015). A adição de carboneto de titânio (TiC) ou nitreto de titânio (TiN) na matriz de alumina, as chamadas cerâmicas mistas, aumentam a dureza e resistência ao desgaste da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2015). A adição de TiC também aumenta a sua condutividade térmica e, conseqüentemente, a resistência ao choque térmico (ZIMMERMANN *et al.*, 2007). A introdução de carboneto de silício (SiC) na forma de cilindros monocristalinos, “os

whiskers”, na matriz de alumina melhora a tenacidade e a resistência ao choque térmico da ferramenta devido a maior condutividade térmica do carboneto de silício em relação à alumina (MACHADO *et al.*, 2015). As propriedades das ferramentas cerâmicas como resistência ao desgaste, resistência ao choque térmico, resistência à fratura, tenacidade e dureza foram aprimoradas através da deposição de revestimentos duros na ferramenta (DAS *et al.*, 2015). Os materiais de revestimentos geralmente utilizados são compostos refratários tais como TiN, TiC, TiCN, AlCrN, AlTiN, TiAlN e TiAlSiN depositados geralmente por deposição de fase por processo físico (PVD) e a deposição de fase por processo químico (CVD) (SOUZA, 2018). A espessura, a quantidade de camadas e a técnica utilizada para a deposição do revestimento influenciará no desempenho da ferramenta (KUMAR e PATEL, 2018).

Insertos de cerâmica mista a base de alumina e carboneto de titânio recoberto com uma camada de nitreto de titânio (TiN) de geometrias diferentes tem sido extensivamente empregada em várias pesquisas relacionadas ao torneamento duro, conforme apresentados no Quadro 2.7. Nessas pesquisas, o desempenho da ferramenta é analisado diretamente ou indiretamente.

Quadro 2.7 – Pesquisas na área do torneamento duro que utilizaram ferramentas de cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$) recoberta com uma camada de TiN

Fonte	Material	Dureza (HRC)	Condição de corte			Respostas analisadas	Otimização
			Vc (m/min)	f (mm/v)	a _p (mm)		
Aouici <i>et al.</i> (2014)	ABNT D3	60	90-140	0,08-0,24	0,15-0,45	R _a , força, energia específica e potência de corte.	Sim
Aouici <i>et al.</i> (2017)	ABNT H11	50	100-200	0,08-0,20	0,8-1,2	Forças de corte	Sim
Aslantas <i>et al.</i> (2012)	ABNT 52100	63	100-300	0,07-0,14	0,5	Desgaste e vida da ferramenta	Não
Azizi <i>et al.</i> (2012)	ABNT 52100	46-62	85-170	0,08-0,16	0,1-0,3	R _a e forças de corte	Sim
Bensouilah <i>et al.</i> (2016)	ABNT D3	63	75-210	0,08-0,20	0,10-0,40	R _a e forças de corte	Não
Bhemuni e Chalamalasetti (2014)	ABNT D3	62	145-165	0,05-0,1	0,3-0,9	R _a	Não
Bhemuni <i>et al.</i> (2015)	ABNT D3 e H13	62	145-165	0,05-0,1	0,3-0,9	R _a , força resultante, energia específica de corte, potência e temperatura de corte	Não
Campos (2015)	ABNT H13	54	57-267	0,06-0,27	0,09-0,39	Custo e tempo total de usinagem, tempo de corte, vida da ferramenta, temperatura de corte, ruído do processo, taxa de volume de cavaco removido, força de usinagem, rugosidades e energia específica de corte	Sim

Quadro 2.7 – Pesquisas na área do torneamento duro que utilizaram ferramentas de cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$) recoberta com uma camada de TiN (continuação)

Fonte	Material	Dureza (HRC)	Condição de corte			Respostas analisadas	Otimização
			Vc (m/min)	f (mm/v)	a _p (mm)		
Das <i>et al.</i> (2015)	ABNT 4140	52	100-240	0,05-0,15	0,1-0,3	Rugosidades de desgaste de flanco	Sim
Dureja <i>et al.</i> (2009)	ABNT H11	42-52	100-140	0,05-0,15	0,07-0,20	R _a e desgaste de flanco	Sim
Arora <i>et al.</i> (2020)	ABNT EN19	50	160-180	0,025-0,075	0,15-0,25	R _A e níveis sonoros	Não
Elbah <i>et al.</i> (2013)	ABNT 4140	60	80-150	0,08-0,14	0,1-0,3	Rugosidades	Sim
Elbah <i>et al.</i> (2019)	ABNT 4140	60	80-170	0,08-0,16	0,15-0,45	R _a e forças de corte	Sim
Sahoo <i>et al.</i> (2013)	ABNT EN24	50	70-150	0,05-0,15	0,20	Desgaste de flanco	Não
Karpuschewski <i>et al.</i> (2015)	ABNT D2	58-60	200-500	0,10-0,25	0,20	Forças de corte, temperatura e desgaste	Não
Khan <i>et al.</i> (2016)	ABNT D2	60	140	0,157-0,562	0,20	Rugosidade, volume de material removido e desgaste	Não
Khellaf <i>et al.</i> (2016)	ABNT H11	50	100-200	0,08-0,20	0,10-0,50	Rugosidades	Sim
Kumar <i>et al.</i> (2018b)	ABNT 52100	62	110-180	0,12	0,50	Temperatura	Não
Labidi <i>et al.</i> (2018)	ABNT D3	56	80-140	0,08-0,14	0,20	R _a , desgaste de flanco e força	Sim
Lopes <i>et al.</i> (2013)	ABNT 52100	49-52	186-253	0,132-0,468	0,099-0,351	Rugosidades	Sim
Paiva <i>et al.</i> (2007)	ABNT 52100	53-55	187-252	0,034-0,115	0,102-0,347	R _a , vida da ferramenta, taxa de remoção de material, tempo e custo de usinagem	Sim
Paiva <i>et al.</i> (2014)	ABNT 52100	40-60	180-260	0,10-0,50	0,075-0,375	Rugosidades	Sim
Panda <i>et al.</i> (2017)	ABNT 4340	49	100-220	0,05-0,15	0,1-0,3	R _a	Sim
Panda <i>et al.</i> (2019)	ABNT 4340	49	100-240	0,05-0,15	0,1-0,3	R _a e desgaste de flanco	Sim
Pereira (2006)	ABNT 52100	55	187-252	0,034-0,115	0,102-0,347	R _a e vida da ferramenta	Sim
Sahin (2009)	ABNT 52100	57	100-196	0,06-0,117	0,20	Vida da ferramenta	Sim
Silva <i>et al.</i> (2020)	ABNT 4340	50-54	150-300	0,05	0,15	Rugosidades e tensão residual	Não
Souza <i>et al.</i> (2022)	ABNT 52100	60-62	104-170	0,06-0,14	0,12-0,28	Rugosidades e tempo de corte	Sim
Subbaiah <i>et al.</i> (2020)	ABNT 4340	45-55	140-220	0,05-0,35	0,1-0,3	Rugosidades e desgaste de flanco	Sim

A análise dos 29 trabalhos apresentados no Quadro 2.7 revela que a maioria das pesquisas avaliou a rugosidade R_a . O desgaste da ferramenta e as forças de corte foram avaliados em nove e oito estudos, respectivamente. Em 19 estudos, aproximadamente 65%, foram aplicados métodos de otimização. A vida da ferramenta foi avaliada em apenas cinco estudos, sendo otimizadas em quatro deles. Em três desses estudos, as velocidades de corte máximas analisadas foram superiores à recomendada pelo fabricante Sandvik (165 m/min), alcançando 252 m/min nos trabalhos de Paiva *et al.* (2007) e Pereira (2006), e 267 m/min no trabalho de Campos (2015). A variação da vida nos trabalhos de Paiva *et al.* (2007) e Pereira (2006) foi de 6,25 a 17,50 min, enquanto que no trabalho de Campos (2015) essa variação foi de 22,50 a 58,50 min. No contexto do torneamento duro sob altas velocidades de corte, o comportamento da ferramenta de cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$) recoberta com uma camada de TiN necessita de maior exploração, dada a escassez de pesquisas relacionadas ao tema.

2.3 Vida da ferramenta de corte

A vida da ferramenta de corte representa o tempo transcorrido desde o início de sua efetiva utilização até o instante em que as alterações na geometria da aresta de corte em consequência de seu uso tornam a ferramenta inutilizável, devido a um critério de vida preestabelecido. Os fenômenos que ocorrem durante o corte que determinam o fim da vida da ferramenta são: (i) a ocorrência de uma avaria, a qual geralmente ocorre de forma repentina e inesperada, causada por um lascamento, uma trinca ou a quebra da aresta de corte. Segundo Machado *et al.* (2015), a probabilidade de sua ocorrência é maior no corte interrompido devido aos choques mecânicos e térmicos inerentes desse tipo de operação. Nos cortes contínuos, esse fenômeno é mais raro, a não ser que a ferramenta possua um defeito de fabricação, ou seja inadequada para as condições de corte estabelecidas; (ii) níveis de desgaste que excedem um valor limite predeterminado; e (iii) casos extremos de deformações plásticas. Esses fenômenos são responsáveis por alterar de formas e proporções distintas a geometria da aresta de corte e são, portanto, responsáveis pela falha da ferramenta.

Os principais tipos de desgaste na ferramenta: desgaste de flanco, desgaste de cratera e o desgaste de entalhe são ilustrados na Figura 2.13. A norma ISO 3685 (1993) determina os parâmetros para quantificar os desgastes nas ferramentas de corte. Conforme indicado na Figura 2.13, a aresta de corte principal é dividida em quatro zonas: C, B, A e N. Na zona B são medidas as larguras da impressão de desgaste médio (VB_B) e máximo de flanco (VB_{Bmax}). Na zona N é

medido o desgaste de entalhe (VB_N). Na superfície de saída são medidas: a profundidade de cratera (KT), a largura da cratera (KB), a distância do centro da cratera a aresta de corte (KM) e a distância frontal entre o desgaste de cratera e o flanco (KF). O critério de vida para a ferramenta recomendado pela norma é baseado na extensão do desgaste na zona B. Considera-se que a ferramenta alcançou o fim de sua vida quando o desgaste de flanco médio (VB_B) atingiu um valor de 0,3 mm, no caso da impressão do desgaste possuir uma forma regular ao longo da zona B, ou quando o valor máximo de desgaste (VB_{Bmax}) for igual a 0,6 mm, no caso do desgaste possuir uma forma irregular. Segundo Stephenson e Agapiou (2016), o desgaste moderado da cratera geralmente não limita a vida da ferramenta. Entretanto, o desgaste excessivo da cratera enfraquece a aresta de corte e pode levar à deformação ou a quebra da ferramenta.

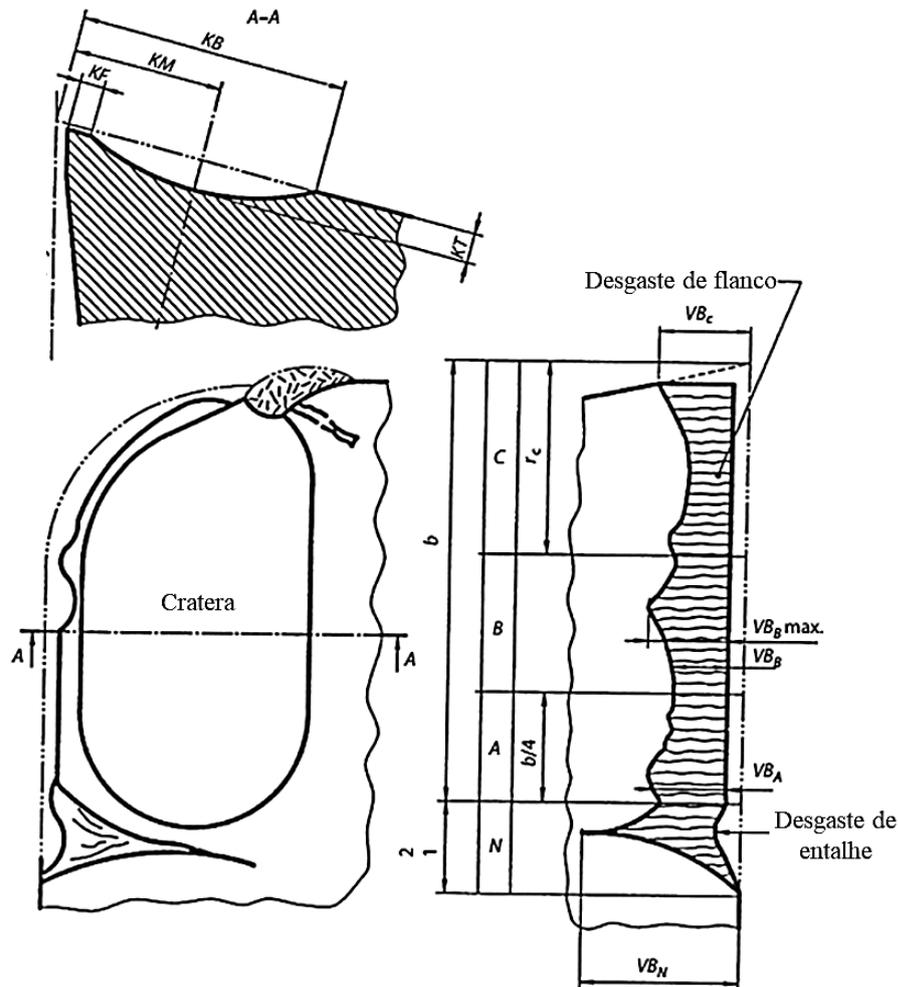


Figura 2.13 – Parâmetros de medição de desgaste na ferramenta

Fonte: ISO 3685:1993

O custo, a produtividade, a eficácia e a eficiência do processo de usinagem dependem da vida da ferramenta. Portanto, estimar a sua vida é importante para a tomada de decisão e, desta forma, garantir condições econômicas e sustentáveis de corte. Nesse contexto, testes padronizados para estimar a vida da ferramenta foram desenvolvidos, como o teste padrão ISO 3685 (1993) para ensaio de vida da ferramenta de ponta única para o processo torneamento. Segundo Stephenson e Agapiou (2016), esses testes normalmente utilizam como critério de fim de vida um valor limite predeterminado de uma medida de desgaste de flanco.

Segundo Machado *et al.* (2015), os critérios sugeridos pela Norma ISO 3685 (1993), são para a realização de testes de vida de ferramenta, e, industrialmente, os critérios sugeridos podem assumir valores diferentes. Astakhov e Davim (2008), argumentam que é impossível desenvolver um critério de vida universal para a ferramenta, pois da mesma forma que diversos fatores influenciam os mecanismos de desgastes, diversas variáveis influenciam a vida da ferramenta, diretamente ou indiretamente, como: a peça de trabalho (composição química, dureza, resistência, tenacidade, homogeneidade e inclusões etc.); os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem); o material e a geometria da ferramenta; as condições de lubri-refrigeração; a máquina-ferramenta (rigidez e manutenção), e a operação de usinagem (torneamento, fresamento, furação), dentre outros parâmetros de usinagem. Industrialmente, existe uma tendência em adotar critérios de acordo com as necessidades de uma operação de usinagem específica. Segundo Diniz *et al.* (2014), nas operações de desbaste tolera-se valores de desgastes mais altos. Entretanto, valores excessivos de desgaste aumentam as forças de usinagem e a geração de calor (MACHADO *et al.*, 2015). Nesse sentido, em operações de desbaste, forças de corte, vibrações e temperaturas excessivas serão fatores limitantes do processo e influenciarão no critério de vida a ser adotado.

Em operações de acabamento, a integridade da superfície e a precisão dimensional são de principal interesse. Conseqüentemente, as ferramentas devem ser substituídas antes que o desgaste da aresta de corte comprometa a capacidade do processo em atender as especificações desejadas. Nesse contexto, uma discussão importante que surge é considerar o desgaste de flanco na zona B (ver Figura 2.13) como critério de fim de vida da ferramenta em operações de acabamento pelo processo de torneamento. Segundo Derani e Ratnan (2021), nas operações de desbaste, as regiões B e A no flanco principal estão envolvidas principalmente em remover o sobremetal da peça. Entretanto, durante o torneamento de acabamento, é a região da ponta da ferramenta, zona C, que principalmente envolve a peça e modela o perfil da superfície. Segundo os autores, em um caso ideal, o perfil da ponta da ferramenta é replicado na superfície da peça, resultando nas marcas características da ferramenta observadas em todos os processos de

torneamento, conforme ilustrado na Figura 2.14. Segundo Mook *et al.* (2009), o perfil da rugosidade é a "impressão digital" da área da ponta da ferramenta, consequentemente, nas operações de acabamento, o desgaste do raio da ponta da ferramenta terá um efeito direto e significativo na qualidade da superfície. Shahabi e Ratnam (2016) relatam que o efeito do desgaste de flanco e o de cratera sobre a superfície usinada tem sido investigado extensivamente, e algumas pesquisas tem indicado que o desgaste na ponta da ferramenta tem um efeito maior no perfil da superfície da peça durante o torneamento de acabamento. Portanto, das discussões acima, pode-se concluir que para as operações de acabamento, o desgaste na zona C também deverá ser avaliado para definir um critério de fim de vida para a ferramenta.

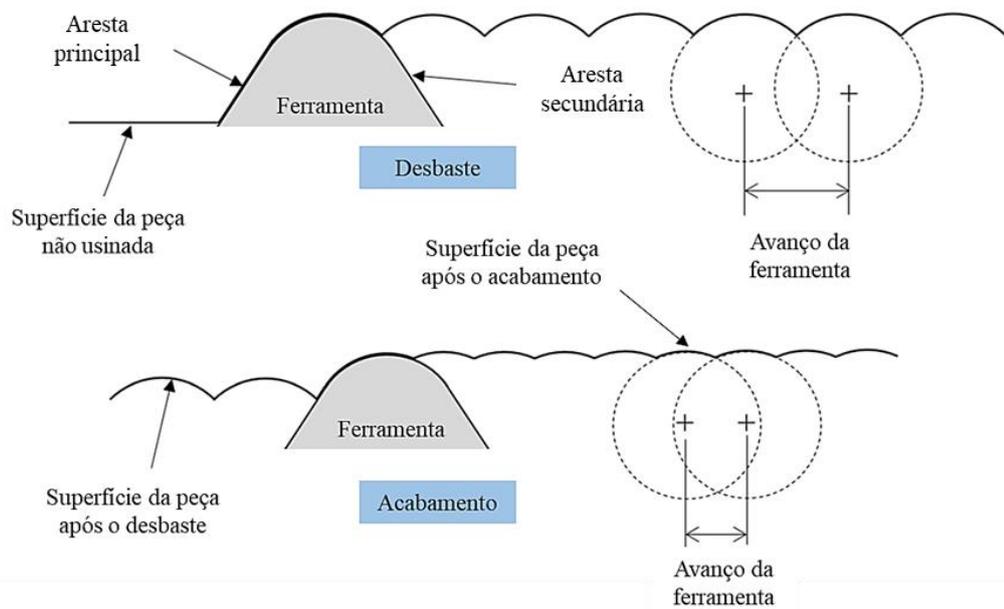


Figura 2.14 – Interação peça-ferramenta durante o corte

Fonte: Adaptado de Derani e Ratnan (2021)

2.4 Confiabilidade

Confiabilidade é a probabilidade de um item executar adequadamente sua função especificada, por um período de tempo predeterminado e sob condições ambientais estabelecidas (LEEMIS, 2009). Nesse sentido, a confiabilidade representa uma característica de um item (produto, sistema, componente) expressa quantitativamente por meio de uma probabilidade. Consequentemente, todas as confiabilidades possuirão valores entre 0 e 1 e os axiomas clássicos da probabilidade poderão ser aplicados nos cálculos de confiabilidade (FOGLIATTO e RIBEIRO, 2011).

Segundo O'Connor e Kleyner (2012), ao prever ou medir a confiabilidade é importante distinguir entre itens reparáveis e não reparáveis. Segundo os autores, a confiabilidade de um item não reparável é a probabilidade de sobrevivência durante a sua vida esperada ou por um período durante sua vida em que apenas uma falha pode ocorrer. Para itens que são reparáveis quando apresentam uma falha, a confiabilidade é a probabilidade de não ocorrer falha no período de interesse, quando pode ocorrer mais de uma falha. As três medidas de confiabilidade comumente utilizadas para itens não-reparáveis são a função de confiabilidade $R(t)$, a função de risco $h(t)$ e o tempo médio até falha, MTTF (*mean time to failure*) (FOGLIATTO e RIBEIRO, 2011).

Tempo até a falha: corresponde ao tempo decorrido desde que o item é colocado em operação até a sua primeira falha. Uma vez que esse tempo está sujeito a variações aleatórias, é, portanto, natural interpretá-lo como uma variável aleatória, designada por T (RAUSAND e HØYLAND, 2004). Considera-se que a variável aleatória T é distribuída continuamente, com função de densidade de probabilidade $f(t)$ e função de distribuição dada por:

$$F(t) = P(T \leq t) = \int_0^t f(u) du, \text{ para } t > 0 \quad (2.1)$$

A função $F(t)$ denota, assim, a probabilidade de falha do item dentro do intervalo $(0, t]$. Segundo Fogliatto e Ribeiro (2011), o tempo até falha pode assumir também valores discretos, como por exemplo o número de ciclos até falha.

Função de confiabilidade: suponha uma amostra composta por n_0 itens idênticos submetidas a uma condição de teste previamente definido. Transcorrido o intervalo de tempo $(t$

– $\Delta t, t$), observa-se uma quantidade de $n_s(t)$ itens sobreviventes e $n_f(t)$ itens que falharam, sendo $n_0 = n_s(t) + n_f(t)$. A confiabilidade é definida como a sua probabilidade acumulada de sucesso, então, no tempo t , a confiabilidade $R(t)$ é dada por (ELSAYED, 2021):

$$R(t) = \frac{n_s(t)}{n_s(t) + n_f(t)} = \frac{n_s(t)}{n_0(t)} \quad (2.2)$$

Sendo T uma variável aleatória denotando o tempo até a falha, então a função de confiabilidade no tempo t pode ser definida como:

$$R(t) = P(T > t) \quad (2.3)$$

Segundo Fogliatto e Ribeiro (2011), $R(t)$ informa a probabilidade do item sobreviver ao intervalo de tempo $(0, t)$, ou seja, ausência de falhas, e ainda estar funcionando no tempo t . A função de confiabilidade $R(t)$ é também denominada função de sobrevivência. A função de distribuição cumulativa da falha $F(t)$ é o complemento de $R(t)$, logo:

$$R(t) + F(t) = 1 \quad (2.4)$$

$$R(t) = 1 - F(t) = 1 - \int_0^t f(u) du \quad (2.5)$$

Função de risco: segundo Fogliatto e Ribeiro (2011), a função de risco, também conhecida como taxa de falha ou taxa de risco, pode ser interpretada como a quantidade de risco a que um item está exposto em um determinado tempo t . Em outras palavras, é a taxa de risco instantânea de um item que sobreviveu a t unidades de tempo. Portanto, um item está exposto a uma quantidade alta de risco quando a função de risco apresentar um valor alto, e vice-versa. A função de risco associada à variável aleatória T é definida por (ELSAYED, 2021):

$$h(t) = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{R(t) - R(t + \Delta t)}{\Delta t R(t)} = \frac{f(t)}{R(t)}, t \geq 0 \quad (2.6)$$

A função de taxa de risco pode ser decrescente, constante ou crescente e a taxa na qual a função diminui ou aumenta pode ser constante, linear, polinomial ou exponencial com o tempo (ELSAYED, 2021). Segundo O'Connor e Kleyner (2012), taxas de risco decrescentes

são observadas em itens que se tornam menos susceptíveis a falha à medida que o seu tempo de sobrevivência aumenta. Ou seja, a quantidade de risco que o item está exposto decresce com o tempo. Segundo Leemis (2009), itens com este tipo de função de risco melhoram com o passar do tempo, por exemplo, algumas peças de metais que endurecem com o uso e, portanto, aumentam sua resistência com o passar do tempo, ou erros em programas de computador, os quais são mais prováveis de ocorrerem no momento de lançamento do software e diminuem com o passar do tempo. Um item que está exposto a uma mesma quantidade de risco em qualquer momento do tempo possui uma função de risco constante ou estacionária (FOGLIATTO e RIBEIRO, 2011).

Uma taxa de risco constante é característica de falhas que são causadas pela aplicação de uma taxa constante de carga que excede a resistência do projeto, por exemplo as falhas causadas pela sobrecarga acidental ou transitória de um circuito elétrico (O'CONNOR e KLEYNER, 2012). Uma função de risco crescente indica que a probabilidade de falha do item aumenta com o tempo e esta é a situação mais provável de ocorrência. Esta ocorrência está comumente relacionada ao desgaste ou a degradação dos itens com o passar do tempo, o que ocorrem com a maioria dos componentes mecânicos como eixos rotativos, válvulas, cames e molas (LEEMIS, 2009; ELSAYED, 2021).

Tempo médio até a falha: segundo Modares *et al.* (2016), o tempo médio até a falha, denominado por MTTF (do inglês *mean time to failure*), e também denominado vida esperada, representa o tempo esperado durante o qual o item executará sua função com sucesso. Consideremos n itens idênticos não reparáveis e analisamos o tempo de falha de cada um deles. Suponhamos que os tempos até à falha são t_1, t_2, \dots, t_n . O tempo médio até falha é dado por (ELSAIED, 2021):

$$MTTF = \frac{1}{n} \int_{i=1}^n t_i \quad (2.7)$$

O tempo médio até falha representa o valor esperado da variável T . Como T_i representa uma variável aleatória, então o valor esperado da Equação 2.7 pode ser determinado por:

$$MTTF = \int_0^{\infty} t f(t) dt = \int_0^{\infty} R(t) dt \quad (2.8)$$

Segundo Lazzaroni *et al.* (2011), da Equação 2.8, evidencia-se que o tempo médio até a falha para um item representa a área sob a sua função de confiabilidade.

Função de vida residual média: corresponde à vida remanescente esperada do item, dado que ele sobreviveu até o tempo t (LEEMIS, 2009). A vida residual média corresponde ao intervalo $T - t$, e é dada por (ELSAYED, 2021):

$$L(t) = E[T - t | T \geq t], \quad t \geq 0 \quad (2.9)$$

Segundo Fogliatto e Ribeiro (2011), a expectância da Equação 2.9 é dada por:

$$L(t) = \int_t^\infty u \frac{f(u)}{R(t)} - t = \frac{1}{R(T)} \int_t^\infty u f(u) du - t \quad (2.10)$$

2.4.1 Distribuição de Weibull

A distribuição de Weibull de três parâmetros é dada pela função de distribuição a seguir:

$$F(t, \delta, \beta, \tau) = 1 - e^{-\left(\frac{t-\tau}{\delta}\right)^\beta} \quad t \geq \tau \quad (2.11)$$

onde $\delta > 0$, $\beta > 0$, e $\tau \geq 0$ representam os parâmetros de escala, forma e localização da distribuição, respectivamente (MURTHY, XIE e JIANG, 2004). O parâmetro de localização τ define a localização inicial do gráfico da função de probabilidade ao longo do eixo X do sistema de coordenadas. Sob a suposição de Weibull de 3 parâmetros, nenhuma falha ocorre antes do tempo τ , portanto, esse parâmetro é também denominado de vida mínima esperada (O'CONNOR e KLEYNER, 2012).

A distribuição de Weibull é amplamente utilizada no estudo da modelagem de confiabilidade (ELSAYED, 2021). Segundo Lazzaroni *et al.* (2011), a distribuição de Weibull permite a descrição de eventos de falha para sistemas caracterizados por uma taxa de falha variável ao longo do tempo. Portanto, essa distribuição é utilizada para modelar distribuições de vida, onde a função de taxa de falha é decrescente, constante ou crescente (RAUSAND e HØYLAND, 2004). Devido à essa flexibilidade ela pode ser utilizada para modelar uma grande variedade de distribuições de vida de produtos de engenharia (O'CONNOR e KLEYNER, 2012).

A função taxa de falha para o modelo Weibull é descrita como (ELSAYED, 2021):

$$h(t) = \frac{\beta}{\delta} \left(\frac{t}{\delta} \right)^{\beta-1} \quad (2.12)$$

O parâmetro de forma β define o tipo de função de taxa de falha (FOGLIATTO e RIBEIRO, 2011):

- Para $\beta < 1$, a Função taxa de falha é decrescente;
- Para $\beta = 1$, a Função taxa de falha torna-se constante e transforma-se na distribuição exponencial;
- Para $\beta > 1$, a Função taxa de falha é crescente.

O valor esperado e a variância de uma variável aleatória de Weibull são definidos, respectivamente, pelas Equações 2.13 e 2.14 a seguir (ELSAYED, 2021):

$$E[T(\text{tempo médio até a falha})] = \delta \Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) \quad (2.13)$$

$$Var [T] = \delta^2 \left\{ \Gamma \left(1 + \frac{2}{\beta} \right) - \left[\Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) \right]^2 \right\} \quad (2.14)$$

onde Γ representa a função matemática Gamma.

2.5 Confiabilidade da ferramenta de corte

A confiabilidade da ferramenta de corte representa a probabilidade de que a mesma não venha apresentar falha durante um intervalo de tempo de utilização t sob condições operacionais e ambientais definidas. Matematicamente a confiabilidade da ferramenta é representado por $R(t) = P(T > t)$, onde T representa a vida da ferramenta, a qual é considerada uma variável aleatória com uma distribuição de probabilidade a ser estimada. A afirmação de que a vida da ferramenta não segue diretamente um modelo determinístico se deve ao fato de que ferramentas semelhantes sujeitas a condições de cortes idênticas provavelmente apresentarão tempos diferentes para apresentarem a falha. Segundo Pasko *et al.* (2017), as propriedades das ferramentas de corte de um mesmo lote de fabricação estão sujeitas a variações. Adicionalmente, a falha da ferramenta é um fenômeno estocástico (DING e HE, 2011). Segundo Sun *et al.* (2020b), vários pesquisadores têm relatado que o desgaste da ferramenta de

corte é um processo estocástico. Por fim, as propriedades da peça a ser usinada também apresentam variações. Todos esses fatores contribuem para a estocasticidade da vida da ferramenta. Zaretalab *et al.* (2020) relatam que vários pesquisadores têm estudado abordagens estocásticas para modelar a vida da ferramenta.

A análise da confiabilidade necessita do conhecimento do comportamento da ferramenta de corte até a ocorrência da falha. Várias funções de distribuição têm sido usadas para modelar a vida da ferramenta, como a distribuição normal, distribuição lognormal, distribuição Gaussiana inversa e a distribuição Weibull. A função de distribuição frequentemente empregada é a distribuição de Weibull (HSU e SHU, 2010; XU e CAO, 2015; ZARETALAB *et al.*, 2018). Segundo Zaretalab *et al.* (2020), vários estudos apresentam a distribuição Weibull como uma distribuição adequada para a modelagem da vida da ferramenta. Xu e Cao (2015) propuseram um modelo de tomada de decisão para a troca de ferramentas de corte com base no balanceamento da perda de qualidade da peça, custo de penalidade por possível falha da ferramenta, perda de capacidade de produção e custo da substituição da ferramenta. Nesse modelo os autores empregaram a distribuição Weibull para modelar a vida das ferramentas. Grigoriev e Krapostin (2016), estudaram os mecanismos de desgaste das ferramentas de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$) com e sem revestimento multicamadas, bem como a confiabilidade das mesmas durante o torneamento do aço AISI D2 (60 HRC). Os testes mostraram que as falhas das ferramentas sem revestimento seguiram uma distribuição exponencial. Enquanto que as ferramentas revestidas seguiram a distribuição Weibull. Aramesh *et al.* (2016), realizaram um estudo visando estimar a vida residual dos insertos de metal duro revestido (TiSiN-TiAlN) durante o torneamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, reforçada com 10-12% de fração de volume de partículas de TiC, utilizando o desgaste da ferramenta e as condições de corte como dados de entrada. Nesse estudo, a distribuição de Weibull foi considerada para desenvolver um modelo de riscos proporcionais, que é um modelo utilizado usualmente para análise de dados de sobrevivência. As funções de confiabilidade e de risco foram calculadas a partir do modelo e foram utilizadas para obter a vida residual média sob diferentes parâmetros de corte e níveis de desgaste da ferramenta.

Cui *et al.* (2017) realizaram a análise de confiabilidade para as ferramentas de cerâmicas ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-(W,Ti)C}$) durante o torneamento do aço AISI 1045 endurecido (46-48 HRC). Foram realizados testes de corte contínuo e interrompido. Observou-se que a partir da análise dos gráficos de probabilidade (*p-P plot*) que as vidas das ferramentas obtidas sob diferentes condições de corte seguiram a distribuição Weibull, em comparação a distribuição normal, log-

normal e exponencial. Zaretab *et al.* (2018), desenvolveram um modelo matemático para a otimização conjunta das condições de corte, de uma estratégia de inspeção e substituição das ferramentas, e dos custos do processo durante o fresamento do aço AISI 304. Nesse trabalho os autores consideraram a natureza estocástica da vida da ferramenta e utilizaram a distribuição Weibull para a modelagem da mesma. A relação entre os parâmetros da distribuição de Weibull e as condições de corte foram identificadas e analisou-se as diversas mudanças na distribuição da vida em diferentes condições de corte. Gaddafee e Chinchankar (2020), apresentaram uma avaliação comparativa da confiabilidade da ferramenta de corte prevista pelos modelos de distribuição Weibull e Gama e sua validação com os resultados experimentais durante o torneamento do aço AISI 4340 (35 HRC) utilizando ferramenta de metal duro com cobertura (TiAlN). Observou-se que os coeficientes de correlação obtidos para os valores experimentais e preditos de confiabilidade usando os modelos Gamma e Weibull são próximos de um e diferem marginalmente, demonstrando que ambos podem ser escolhidos para a análise da confiabilidade das ferramentas de corte.

Com base na análise da confiabilidade da ferramenta, é possível estimar o tempo adequado para a troca da ferramenta. Conseqüentemente, os prejuízos econômicos e ambientais causados pela troca prematura ou tardia das ferramentas de corte podem ser evitados. Segundo Diniz *et al.* (2014), em operações de desbaste, por temer os efeitos adversos da quebra da ferramenta, é comum o operador substituir a ferramenta com valores de desgaste bem inferiores àqueles que poderiam acarretar na quebra da ferramenta. Segundo Machado *et al.* (2015), a quebra da ferramenta durante o corte pode representar um custo elevado ao processo. Segundo os autores, a quebra da ferramenta pode danificar a peça usinada a qual deverá ser substituída. Conseqüentemente, quanto mais nobre for o material que a compõe, maior será o custo envolvido. Adicionalmente, a quebra da ferramenta pode danificar o suporte e o reparo leva a parada da máquina e a perdas financeiras.

Até agora, este trabalho apresentou uma revisão da literatura sobre temas relacionados ao processo estudado. Nos próximos subcapítulos, serão abordados conceitos e metodologias utilizadas para alcançar os objetivos propostos.

2.6 Metodologia de Superfície de Resposta

A Metodologia de Superfície de Resposta (MSR) utiliza um conjunto de técnicas estatísticas para desenvolver e explorar modelos empíricos. Por meio do planejamento e análise de experimentos, essa metodologia busca relacionar uma resposta Y (variável de saída), aos níveis de um número de preditoras X (variáveis de entrada), que a influenciam (BOX e DRAPER, 2007). Segundo Myers *et al.* (2016), essa metodologia é usada para desenvolver, melhorar e otimizar processos. Quando a resposta é bem modelada por uma função linear das variáveis independentes, o modelo apresentado na Equação 2.15 é apropriado. No entanto, se a resposta é modelada em uma região experimental que apresente curvatura, então um polinômio de maior grau deve ser utilizado, como o modelo de segunda ordem descrito na Equação 2.16.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (2.15)$$

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (2.16)$$

Onde:

- y = resposta de interesse;
- x_i = variáveis independentes;
- β_i = coeficientes a serem estimados;
- k = números de variáveis independentes;
- ε = erro experimental.

A MSR busca identificar o valor das variáveis independentes que conduz a resposta ao seu valor ótimo. Para alcançar esse objetivo, é necessário direcionar à região onde está localizado o ponto de ótimo. Essa região geralmente apresenta curvatura significativa (MASON *et al.*, 2003; MYERS *et al.*, 2016). Por esse motivo, Oliveira (2018) argumenta que é necessária a identificação da região do espaço experimental de curvatura significativa. Segundo Montgomery (2019), a curvatura da superfície de resposta tende a ser pequena quando se está em pontos do espaço experimental distantes do ponto ótimo.

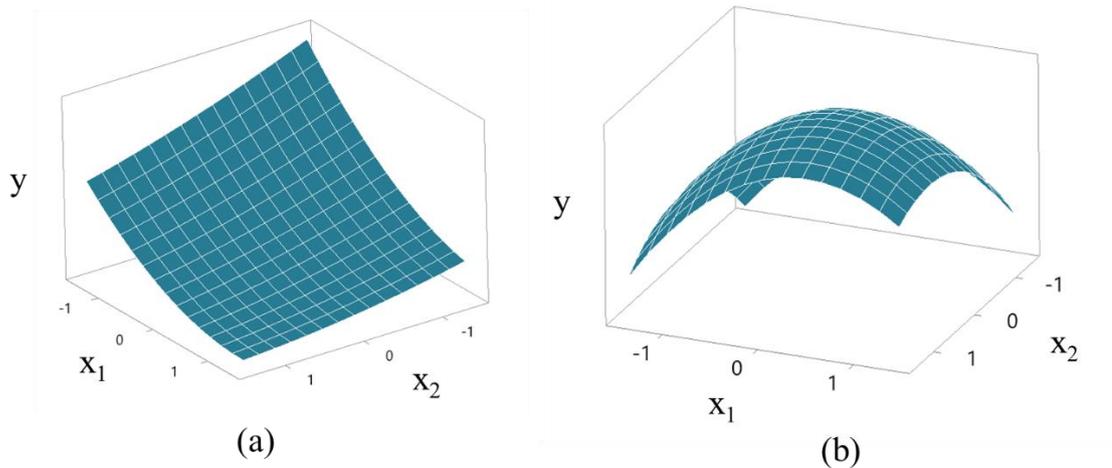


Figura 2.15 – Modelo de superfície de resposta (a) sem curvatura e (b) com curvatura

Fonte: Autoria própria

A estimação dos coeficientes definidos pelos modelos das Equações 2.15 e 2.16 é geralmente realizada através da aplicação do método dos Mínimos Quadrados Ordinários (*Ordinary Least Squares – OLS*) (MONTGOMERY, 2019). Esse método busca determinar os valores dos coeficientes β de forma que a soma dos quadrados das diferenças entre os valores estimados (\hat{Y}_i) e os valores observados (Y_i) seja minimizada. Essas diferenças, denominadas resíduos, são calculados conforme a Equação 2.17 e ilustrados na Figura 2.16.

$$\epsilon_i = y_i - \hat{y}_i \quad (2.17)$$

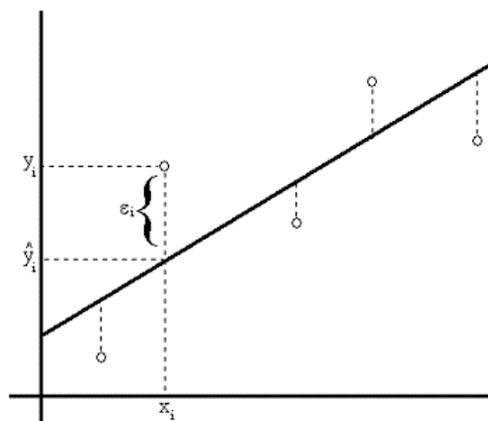


Figura 2.16 – Resíduos gerado através de modelo linear

Fonte: Paiva (2012)

Os estimadores β de Mínimos Quadrados Ordinários podem ser representados na forma matricial conforme a Equação 2.18, onde X é a matriz de fatores controláveis codificados e Y o vetor de resposta (MONTGOMERY, 2019).

$$\beta = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (2.18)$$

A significância estatística dos modelos estimados e sua adequação às respostas obtidas devem ser avaliadas. O ajuste do modelo pode ser verificado pelo coeficiente de determinação (R^2), coeficiente de determinação ajustado (R^2_{adj}) e pelo coeficiente de determinação de previsão (R^2_{pred}). O coeficiente de determinação múltipla indica a proporção da variação total das respostas que é explicada pelas variáveis independentes no modelo. Quanto mais próximo de 100% for o seu valor, melhor o modelo se ajusta aos dados, sugerindo que o modelo é uma aproximação adequada da função modelada. No entanto, o coeficiente de determinação múltipla tende a aumentar com a inclusão de novos preditores ao modelo, independente da significância estatística destes. Nesse sentido, o coeficiente de determinação ajustado é uma medida alternativa ao R^2 , o qual o número de preditores são considerados em seu cálculo, evitando desta forma o problema característico do R^2 . O coeficiente de determinação para a previsão determina a capacidade do modelo em prever novas observações. Quanto maior o $R^2_{(\text{prev})}$, maior a capacidade preditiva do modelo.

Entre os diferentes tipos de arranjos experimentais, o Arranjo Composto Central (*Central Composite Design – CCD*), representado pela Figura 2.17, é o mais utilizado na Metodologia de Superfície de Resposta (MONTGOMERY, 2019). O CCD para k variáveis independentes ou fatores consiste em uma matriz formada por três grupos distintos de elementos experimentais: um fatorial completo (2^k) ou fracionado (2^{k-p} , sendo p a fração desejada do experimento), um conjunto de pontos centrais e um grupo de níveis extremos denominados pontos axiais ($2k$).

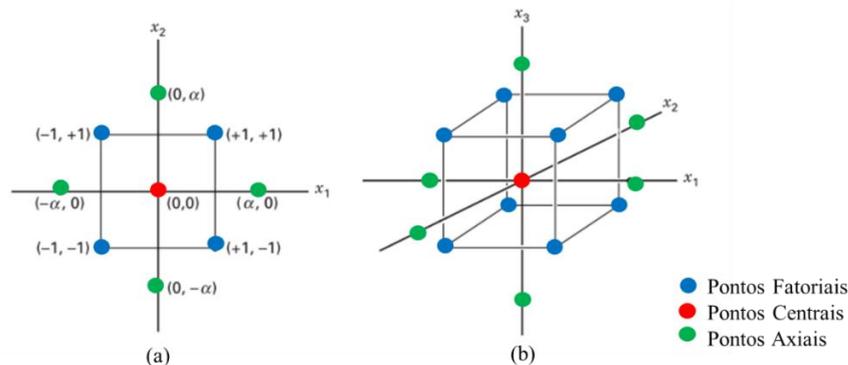


Figura 2.17 - Arranjo Composto Central para (a) dois e (b) três fatores

Fonte: Adaptado de Montgomery (2019)

As Equações 2.15 e 2.16 são geralmente utilizadas para prever futuras observações da resposta Y . Uma estimativa pontual para essa observação no ponto $\mathbf{x}_0^*=[1, x_{01}, x_{02}, \dots, x_{0k}]$ é dada pela Equação 2.19.

$$\hat{y}(\mathbf{x}_0) = \mathbf{x}_0^T \hat{\boldsymbol{\beta}} \quad (2.19)$$

Um intervalo de previsão de $100(1-\alpha)\%$ para esta futura observação futura é dado pela Equação 2.20.

$$\hat{y}(\mathbf{x}_0) - t_{\alpha/2, n-p} \sqrt{\hat{\sigma}^2 [1 + \mathbf{x}_0^T (\mathbf{X}^T \mathbf{X})^{-1} \mathbf{x}_0]} \leq y_0 \leq \hat{y}(\mathbf{x}_0) + t_{\alpha/2, n-p} \sqrt{\hat{\sigma}^2 [1 + \mathbf{x}_0^T (\mathbf{X}^T \mathbf{X})^{-1} \mathbf{x}_0]} \quad (2.20)$$

Onde n é igual ao número de observações, p igual ao número de parâmetros e $\hat{\sigma}^2$ corresponde a variância experimental, calculada pela Equação 2.21.

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{SS_E}{n-p} = \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{n-p} = \frac{\sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2}{n-p} \quad (2.21)$$

De acordo com Montgomery (2019), o intervalo de previsão da Equação 2.20 tem aplicações importantes, especialmente em experimentos de confirmação, cujo objetivo é verificar se o modelo desenvolvido possui boa capacidade preditiva. Nesses casos, o modelo é utilizado para prever a resposta em um ponto de interesse no espaço experimental, e em seguida, verifica-se se o valor obtido no experimento de confirmação está dentro do intervalo de confiança de previsão. A rotacionalidade de um CCD implica que a variância da resposta prevista é igual em todos os pontos equidistantes do centro do arranjo. O arranjo CCD torna-se rotacionável pela escolha correta do valor de α , sendo este valor dependente do número de experimentos (k) da sua porção fatorial, tal como: $\alpha = \sqrt[4]{2^k}$ (MONTGOMERY, 2019).

2.7 Análise Fatorial

A análise fatorial (AF) tem como objetivo analisar a estrutura das inter-relações (correlações) entre diversas variáveis, buscando condensar a informação contida nessas variáveis em um conjunto reduzido de variáveis latentes comuns, conhecidas como fatores, com perda mínima de informação (HAIR *et al.*, 2010). Segundo Oliveira (2020), AF tem sido amplamente empregada em diversas aplicações por se destacar como uma das técnicas de

inferência da estrutura de variância-covariância mais eficazes para problemas multivariados. Supondo um vetor aleatório de observações \mathbf{X} , possuindo p componentes, tem média $\boldsymbol{\mu}$ e matriz de covariância $\boldsymbol{\Sigma}$. Segundo Johnson & Wichern (2007), um modelo fatorial refere-se que \mathbf{X} é linearmente dependente de algumas variáveis aleatórias F_1, F_2, \dots, F_m , denominadas fatores comuns, e p fontes de adicional variação chamados erros ou fatores específicos, $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_p$, tal que:

$$\begin{aligned} x_1 - \mu_1 &= \ell_{11} F_1 + \ell_{12} F_2 + \dots + \ell_{1m} F_m + \varepsilon_1 \\ x_2 - \mu_2 &= \ell_{21} F_1 + \ell_{22} F_2 + \dots + \ell_{2m} F_m + \varepsilon_2 \\ &\vdots \\ x_p - \mu_p &= \ell_{p1} F_1 + \ell_{p2} F_2 + \dots + \ell_{pm} F_m + \varepsilon_p \end{aligned} \quad (2.22)$$

Ou:

$$\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu} = \boldsymbol{\ell}\mathbf{F} + \boldsymbol{\varepsilon} \quad (2.23)$$

Onde $\boldsymbol{\ell}$ é a matriz de cargas fatoriais. Os coeficientes ℓ_{ij} são designados por cargas fatoriais (*loadings* em inglês), e servem de pesos, mostrando como cada x_i depende individualmente dos fatores. Em condições ideais, m deve ser substancialmente menor do que p ; caso contrário, não teremos conseguido uma descrição parcimoniosa das variáveis como funções de alguns fatores (RENCHEER e CHRISTENSEN, 2012). Segundo Johnson & Wichern (2007), assume-se que:

$$E(\mathbf{F}) = \mathbf{0} \quad (2.24)$$

$$Cov(\mathbf{F}) = E(\mathbf{F}\mathbf{F}^T) = \mathbf{I} \quad (2.25)$$

$$E(\boldsymbol{\varepsilon}) = \mathbf{0} \quad (2.26)$$

$$Cov(\boldsymbol{\varepsilon}) = E(\boldsymbol{\varepsilon}\boldsymbol{\varepsilon}^T) = \boldsymbol{\Psi} = \begin{bmatrix} \psi_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \psi_2 & \ddots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \psi_3 \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

E \mathbf{F} e $\boldsymbol{\varepsilon}$ são independentes, logo: $Cov(\mathbf{F}, \boldsymbol{\varepsilon}) = E(\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{F}^T) = \mathbf{0}$. A matriz $\boldsymbol{\Psi}$ é a matriz diagonal formada pelas variâncias específicas ψ_i . Temos que:

$$(\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu})(\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu})^T = \boldsymbol{\ell}\mathbf{F}(\boldsymbol{\ell}\mathbf{F})^T + \boldsymbol{\varepsilon}(\boldsymbol{\ell}\mathbf{F})^T + \boldsymbol{\ell}\mathbf{F}\boldsymbol{\varepsilon}^T + \boldsymbol{\varepsilon}\boldsymbol{\varepsilon}^T \quad (2.28)$$

Então:

$$\Sigma = Cov(X) = E[(X - \mu)(X - \mu)^T] \quad (2.29)$$

$$\Sigma = \ell E(\mathbf{F}\mathbf{F}^T) \ell^T + E(\varepsilon\mathbf{F}^T) \ell^T + \ell E(\mathbf{F}\varepsilon^T) + E(\varepsilon\varepsilon^T) \quad (2.30)$$

$$\Sigma = \ell \ell^T + \Psi \quad (2.31)$$

Logo:

$$Var(X_i) = \ell_{i1}^2 + \ell_{i2}^2 + \dots + \ell_{im}^2 + \psi_i = h_i^2 + \psi_i \quad (2.32)$$

$$Cov(X_i, X_j) = \ell_{i1}\ell_{j1} + \ell_{i2}\ell_{j2} + \dots + \ell_{im}\ell_{jm} \quad (2.33)$$

$$Cov(X_i, F_k) = \ell_{ik} \quad (2.34)$$

Onde h_i^2 representa a parte da variância de x_i que é contribuída pelos fatores e designada por comunalidade ou variâncias comuns, e ψ_i é a variância específica correspondente a uma parte da variância de x_i explicada pelo fator específico ε_i . A magnitude da comunalidade é um índice que ajuda avaliar o quanto de variância em uma dada variável é explicada pelo fator. Comunalidades grandes indicam que grande parte da variância em uma variável foi extraída pelo fator (HAIR *et al.*, 2010). Da Equação 2.34, verificamos que as próprias cargas representam covariâncias das variáveis com os fatores. O valor de ℓ_{ik} indica a influência de cada variável x_i no fator F_k . Portanto, cargas elevadas em valor absoluto sugerem forte associação entre a variável x_i e o fator comum F_k . A análise fatorial visa estimar ℓ e Ψ para obter uma aproximação de Σ . Segundo Johnson & Wichern (2007), a análise do modelo fatorial prossegue através da imposição de condições que permitem estimar de forma única ℓ e Ψ . Uma vez obtidas as cargas e as variâncias específicas, os fatores são determinados. Os métodos para estimar as matrizes ℓ e Ψ são denominados de métodos de extração de fatores, dentre os quais o Método dos componentes principais, da Máxima Verossimilhança e dos Fatores principais.

Segundo Oliveira (2020), rotacionar os fatores preservando sua ortogonalidade permite melhorar a explicação das variáveis originais, ou seja, determinar fatores mais interpretáveis ou mais diretamente associados aos fenômenos investigados. A rotação resulta em um padrão fatorial mais simples e teoricamente mais significativo (HAIR *et al.*, 2010). Há diferentes métodos de rotação de fatores ortogonais, dois quais o *Quartimax*, *Equimax*, *Ortomax* e *Varimax*.

Os escores de fatores são definidos como estimativas dos valores dos fatores. Eles fornecem um resumo simplificado das observações originais e são frequentemente empregados

em análises subsequentes, tais como a análise do comportamento das observações em termos de fator, e podem ser utilizados como entradas para outras análises. Os escores podem ser obtidos através do método de regressão ou através do método dos mínimos quadrados ordinários ponderados. Portanto, problemas associados com grandes números de variáveis podem ser substituídos por um número muito menor de variáveis, usando variáveis representativas ou os escores fatorais (HAIR *et al.*, 2010).

2.8 Regressão de Poisson

A distribuição de Poisson é uma distribuição discreta de probabilidade adequada para descrever a ocorrência de um evento aleatório ao longo de um intervalo especificado. Esse intervalo pode ser o tempo, uma distância, uma área ou um volume. A função de probabilidade de uma variável aleatória de Poisson X com parâmetro $\lambda > 0$ é expressa por:

$$f(x) = \frac{e^{-\lambda} \lambda^x}{x!} \quad (2.35)$$

onde x representa o número de ocorrências no intervalo considerado e λ representa o número médio de ocorrências. Uma variável aleatória de Poisson apresenta uma característica singular: sua média é igual à sua variância e ambas são iguais ao parâmetro λ .

Os modelos de regressão de Poisson é um tipo específico de modelo linear generalizado (GLM) e são apropriados quando a variável de resposta são dados de contagem. Este modelo relaciona a média (μ_i) aos preditores lineares por uma função logarítmica, como mostrado a seguir:

$$\ln(u_i) = \mathbf{x}_i^T \boldsymbol{\beta} \quad (2.36)$$

onde \mathbf{x} representa o vetor das variáveis explicativas, $\boldsymbol{\beta}$ representa o vetor dos parâmetros desconhecidos a serem estimados e $\mathbf{x}_i^T \boldsymbol{\beta}$ é a função linear. Segundo Myers *et al.* (2010), o uso da função de ligação *log* é particularmente atraente para a regressão de Poisson pois assegura que todos os valores previstos para a variável de resposta serão não negativos. Dessa forma, pode-se escrever que:

$$\lambda = E(Y|\mathbf{x}) = Var(Y|\mathbf{x}) = u_i = e^{\mathbf{x}_i^T \boldsymbol{\beta}} \quad (2.37)$$

Substituindo a identidade acima na função de probabilidade para uma variável aleatória de Poisson, tem-se:

$$P(\mathbf{y}|\mathbf{x}; \boldsymbol{\beta}) = \frac{e^{-e^{\mathbf{x}^T \boldsymbol{\beta}}} e^{(e^{\mathbf{x}^T \boldsymbol{\beta}})\mathbf{y}}}{\mathbf{y}!} \quad (2.38)$$

Se tivermos uma amostra aleatória de n observações sobre a resposta y e os preditores x , então a função de verossimilhança é dada por:

$$L(\boldsymbol{\beta}; \mathbf{y}) = \prod_{i=1}^n f_i(y_i) = \prod_{i=1}^n \frac{e^{-\mu_i} \mu_i^{y_i}}{y_i!} \quad (2.39)$$

Decorre que o logaritmo natural dessa função de verossimilhança é descrito como:

$$\ln L(\boldsymbol{\beta}; \mathbf{y}) = \sum_{i=1}^n y_i \ln(\mu_i) - \sum_{i=1}^n \mu_i - \sum_{i=1}^n \ln(y_i!) \quad (2.40)$$

Ao se maximizar a expressão dada pela Equação 2.40, obtém-se o estimador de máxima verossimilhança para os coeficientes da regressão de Poisson, o qual pode ser realizado através do método dos mínimos quadrados ponderados iterativamente (MYERS *et al.*, 2010).

2.9 Método da Interseção Normal à Fronteira

O método da Interseção Normal à Fronteira (*NBI*, do inglês *Normal Boundary Intersection*) desenvolvido por Das e Dennis (1998) é um método para encontrar vários pontos ótimos de Pareto em problemas de otimização multiobjetivo. Segundo Naves *et al.* (2017) dentre os métodos de otimização multiobjetivo utilizados na construção de Fronteiras de Pareto, o *NBI* é um dos métodos mais promissores e utilizado em várias aplicações em problemas de engenharia. Na área da usinagem, o método *NBI* tem sido aplicado com sucesso em abordagens de otimização, como na otimização no processo de torneamento, como em Costa *et al.* (2016a), Rocha *et al.* (2017), Souza *et al.* (2022), e em processos de fresamento, como em Costa *et al.* (2016b), Arruda *et al.* (2019), Rodrigues *et al.* (2019).

Um problema de otimização multiobjetivo pode ser definido, de forma genérica, conforme a Equação 2.41.

$$\text{Min}_{(X \in \Omega)} \mathbf{f}(X) = [f_1(X), \dots, f_n(X)] \quad (2.41)$$

Onde f_i representa a i -ésima função objetivo, onde i varia de 1 a n . O vetor de variáveis de decisão é representado por $\mathbf{X} = [x_1, \dots, x_k]$, e Ω é o espaço experimental ou a região viável. O vetor das funções objetivo é dado por $\mathbf{f}(\mathbf{X}) = [f_1(\mathbf{X}), \dots, f_n(\mathbf{X})]$. Uma vez que as funções objetivos estão definidas, o próximo passo na execução do método *NBI* é estabelecer a Matriz Payoff Φ conforme descrito na Equação 2.42. Essa matriz é formada pelo conjunto de ótimos obtidos na otimização individual de cada função objetivo.

$$\Phi = \begin{bmatrix} f_1^*(x_1^*) & f_2(x_2^*) & \cdots & f_1(x_n^*) \\ f_2(x_1^*) & f_2^*(x_2^*) & \cdots & f_2(x_n^*) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_n(x_1^*) & f_n(x_2^*) & \cdots & f_n^*(x_n^*) \end{bmatrix} \quad (2.42)$$

O mínimo individual de cada função objetivo $f_i(x)$ é alcançado em x_i^* , resultando em um valor mínimo $f_i^*(x_i^*)$ para essa função. Quando o ponto de ótimo individual x_i^* é substituído nas demais funções objetivos, obtemos $f_j(x_i^*)$, que corresponde um valor não ótimo para essas funções. Dessa forma, a configuração final da Matriz *Payoff* é estabelecida, onde cada linha representa uma função objetivo e cada coluna corresponde a uma solução ótima. O vetor formado pelo conjunto dos mínimos individuais é denominado de ponto de utopia e definido como $f^U = [f_1^*(x_1^*), f_2^*(x_2^*), \dots, f_n^*(x_n^*)]^T$. Os pontos de Utopia para cada função objetivo estão localizados na diagonal principal da matriz Φ . O vetor formado pelos valores máximos (não ótimo) de cada função ou, em outras palavras, os piores resultados das funções, corresponde ao ponto de Nadir e definido como $f^N = [f_1(x_1^*), f_2(x_i^*), \dots, f_n(x_n^*)]^T$.

O próximo passo na metodologia é a normalização das funções objetivos, tornando-as adimensionais. Geralmente as funções objetivo são oriundas de significados físicos diferentes e representadas por escalas ou unidades diferentes. A normalização converte o intervalo das funções objetivo para o intervalo $[0,1]$. A normalização da função objetivo é definida considerando os pontos de utopia e nadir, conforme a Equação 2.43.

$$\bar{f} = \frac{f_i(x) - f_i^U}{f_i^N - f_i^U}, \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.43)$$

As combinações convexas de cada linha da matriz *Payoff* Φ formam a Envoltória Convexa de Mínimos Individuais (do inglês *Convex Hull of Individual Minima – CHIM*), também conhecida como linha de utopia (VAHIDINASAB e JADID, 2010). Segundo Das e Dennis (1998), o método *NBI* é uma técnica destinada a identificar a parte da fronteira que contém os pontos ótimos de Pareto. Nesse sentido, ideia central desse método é que as interseções entre a fronteira e o vetor normal à linha de utopia nos pontos $\bar{\Phi}w_i$, na direção da origem, formam a porção da fronteira constituídas dos pontos ótimos de Pareto. O ponto de interseção mais próximo da origem representa a maximização da distância entre a linha de utopia e a Fronteira de Pareto, sendo considerado a solução global da otimização.

Segundo Das e Dennis (1998), o método *NBI* pode ser formulado como um problema de programação não-linear restrita conforme Equação 2.44.

$$\begin{aligned} & \text{Max}_{(x,t)} \quad t \\ & \text{Sujeito a:} \quad \bar{\Phi}w + t\hat{n} = \bar{F}(x) \\ & \quad \quad \quad x \in \Omega \end{aligned} \quad (2.44)$$

Sendo \hat{n} um vetor normal ao plano utópico no ponto $\bar{\Phi}w_i$ na direção da origem e $\bar{F}(x)$ o conjunto de pontos nessa normal. A Figura 2.18 ilustra a sistemática do método *NBI* para o caso bi-objetivo.

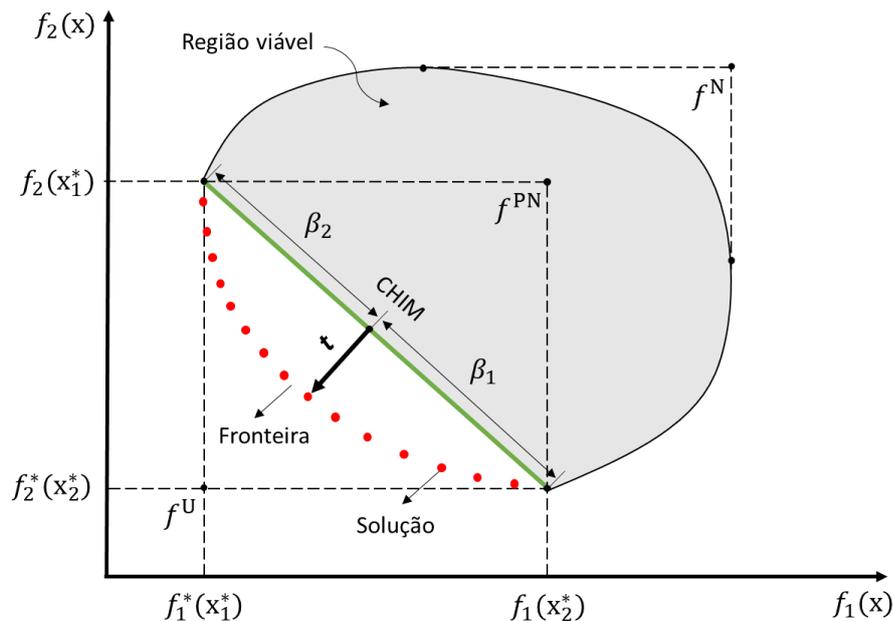


Figura 2.18- Fronteira de Pareto para um problema bi-objetivo

Fonte: Autoria própria

3 MÉTODOS PROPOSTOS

Considerando os objetivos deste trabalho, este capítulo tem como propósito, primeiramente, detalhar a abordagem de otimização proposta e, em seguida, explicitar a estratégia desenvolvida para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte.

3.1 Otimização multiobjetivo

Uma visão geral das etapas do método é descrita a seguir:

Etapa 1: Planejamento dos experimentos.

- Considerando dois parâmetros de entrada: Velocidade de corte e avanço, um arranjo experimental com uma réplica do tipo CCD (*Central Composite Design*) foi gerado pelo *software Minitab* para o planejamento dos experimentos, totalizando 13 experimentos: 4 pontos fatoriais, 4 pontos axiais e 5 pontos centrais, conforme Quadro 3.1. O valor de α de um arranjo do tipo CCD para dois fatores é igual a 1,414 ($\alpha = \sqrt[4]{2^2}$).

Quadro 3.1 – Matriz Experimental

Pontos	Variáveis de entrada codificadas		Respostas analisadas
	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/v)	
Fatoriais	-1	-1	
	1	-1	
	-1	1	
	1	1	
Axiais	-1,414	0	
	1,414	0	
	0	-1,414	
	0	1,414	
Centrais	0	0	
	0	0	
	0	0	
	0	0	
	0	0	

Etapa 2: Realização dos ensaios experimentais e medições.

Etapa 3: Modelagem das respostas analisadas.

Nesta etapa é desenvolvido os modelos de superfície de resposta para as características analisadas. Cada modelagem tem suas particularidades descritas a seguir:

- Modelagem do desvio aritmético médio (R_a): Desenvolver um modelo de superfície de resposta para R_a através do método dos Mínimos Quadrados Ordinários (*Ordinary Least Squares – OLS*), considerando o momento do estado da ferramenta que gera os maiores valores de R_a , ou seja, no início ou no fim da vida da ferramenta.
- Desenvolver um modelo de superfície de resposta para o tempo de corte, tempo total de usinagem e custo total de usinagem através do método dos Mínimos Quadrados Ordinários (*Ordinary Least Squares – OLS*).
- Modelagem da vida da ferramenta: A metodologia de planejamento de experimentos (DOE) baseia-se em dois pressupostos fundamentais: a normalidade e a homoscedasticidade dos resíduos dos modelos estimados (MYERS *et al.*, 2010). Assim, quando se aplica o método *OLS* para se estimar os parâmetros de um modelo de regressão de uma variável de resposta (y) em função de um conjunto de variáveis preditoras independentes (x), assume-se que os erros preditivos (e_i) proporcionados por estes modelos sejam normais, independentes e identicamente distribuídos, com média zero e variância constante σ^2 (Montgomery, 2019). Muitas características, entretanto, não seguem estes pressupostos e, nestes casos, a aplicação do DOE gera resultados enviesados ou com baixa qualidade de previsão. O caso mais comum de inobservância desses pressupostos fundamentais é quando a média e a variância de uma dada variável são dependentes. Isto ocorre principalmente com variáveis de respostas que seguem distribuições de Poisson ou Binomiais. Ao se estimar a vida da ferramenta multiplicando-se o tempo de corte de um passe de usinagem pelo número de passes possíveis de serem realizados até que se cumpra um critério de fim de vida previamente estabelecido, essa característica não é de fato medida, mas sim calculada. Dessa forma, ao se computar a vida define-se, na verdade, o “número de passes por unidade de tempo” no qual a ferramenta trabalha até atingir um critério de fim de vida. Dessa forma, a vida é representada por uma contagem, ou seja, número de ocorrências em um dado intervalo, ou por um percentual, o que caracteriza uma distribuição de Poisson, na qual a média é proporcional à variância. Portanto, a quantidade de passes que podem ser executados até a ferramenta atingir um critério de fim de vida caracteriza

uma variável aleatória de Poisson, a qual apresenta um perfil de variância não constante e dependente do valor de média. Em razão disto, os resíduos dos modelos de regressão utilizando o método *OLS* para a vida apresentam recorrentemente um comportamento heteroscedástico o que, por sua vez, aumenta a incerteza sobre os coeficientes estimados e geram resultados enviesados ou com baixa qualidade de previsão. Para corrigir os efeitos da heteroscedasticidade dos resíduos sobre a incerteza dos coeficientes, Myers *et al.* (2010) sugerem que o modelo linear generalizado (MLG) seja utilizado. Uma vez que o efeito da heteroscedasticidade é corrigido, os intervalos de confiança são mais estreitos e os valores de média serão menos enviesados. Conseqüentemente, a previsibilidade do modelo gerado para vida melhora. Dada a discussão acima, a vida da ferramenta será considerada por essa proposta de otimização como uma variável aleatória de Poisson. Portanto, a modelagem da vida da ferramenta utilizará um modelo particular do MLG, conhecido como Regressão de Poisson por meio do algoritmo *IRLS*, do inglês *Iterative Reweighted Least Squares*, o qual será descrito a seguir:

- a. Aplica-se o algoritmo *OLS* para se obter os coeficientes β_0 e armazena-se os resíduos e_i ;
- b. Utiliza-se e_i^2 e um *log link* com parâmetro de escala igual a 2 para se ajustar um modelo e armazena-se os valores ajustados para o modelo encontrado. Esse modelo, um modelo de Poisson, modela a variância da vida da ferramenta e, portanto, os valores ajustados correspondem as variâncias da vida da ferramenta na condição experimentada;
- c. Com as variâncias da vida obtidas, forma-se a matriz de pesos \mathbf{W} . Os pesos correspondem aos valores das variâncias elevados à -1, ou seja, o inverso da variância da vida;
- d. Recalcula-se os regressores através do método Mínimos Quadrados Ponderados (*WLS - Weighted Least Squares*) utilizando a matriz de peso \mathbf{W} . Este procedimento atualizará os regressores previamente estimados β_0 para β_1 .
- e. Volta-se ao passo (b) repetindo-se esta sequência até a convergência.

Etapa 4: Redução da dimensionalidade do problema

Nessa etapa, a Análise Fatorial das respostas avaliadas é conduzida com o objetivo de reduzir a dimensionalidade do problema, ou seja, diminuir o número de funções objetivo a serem otimizadas, reduzindo, dessa forma, a complexidade do problema. Adicionalmente, essa técnica multivariada tratará da correlação entre as respostas analisadas, uma vez que os resultados gerados pela otimização multiobjetivo podem ser prejudicados quando as funções objetivos são correlacionadas, conduzindo a pontos de ótimos inadequados (PAIVA *et al.*, 2009; LOPES *et al.*, 2016). Nessa etapa, os seguintes passos devem ser realizados:

- a. Conduzir a Análise Fatorial utilizando o método de extração dos fatores por componentes principais e a rotação pelo método *Equimax*;
- b. Definir quantos fatores devem ser retidos para efetivamente resumir os dados;
- c. Estimar os escores dos fatores mantidos na análise;
- d. Desenvolver um modelo de superfície de resposta através do método *OLS* ou *WLS* para cada fator mantido na análise através dos escores obtidos na etapa anterior. Esses modelos corresponderão as funções objetivos a serem otimizadas na próxima etapa.

Etapa 5: Otimização multiobjetivo

Nessa etapa, a otimização multiobjetivo é realizada através do método da Interseção Normal à Fronteira. O objetivo é determinar um conjunto de soluções ótimas de Pareto que fornecem o melhor *trade-off* entre maximizar a vida da ferramenta e minimizar a rugosidade R_a , o tempo de corte, o tempo total e o custo de usinagem. As etapas da otimização são descritas a seguir:

- a. Uma vez desenvolvidos os modelos de superfície de resposta para os fatores mantidos na análise, os valores alvos desses modelos foram obtidos através da minimização ou maximização das funções utilizando o algoritmo Gradiente Reduzido Generalizado (GRG), disponível no pacote do Excel®. Todas as otimizações foram sujeitas a restrição do espaço experimental, ou seja, $\mathbf{x}^T \mathbf{x} \leq \rho^2 = 2$. Essa restrição representa a região esférica do arranjo experimental CCD atotado com distancia axial ρ igual a 1,414;

- b. De posse dos alvos dos fatores, as funções do erro quadrático médio do fator (EQMF) foram desenvolvidas, as quais representam as funções objetivo da otimização;

$$EQMF_{F_i} = (F_i(x) - \zeta_{F_i(x)})^2 \quad (3.1)$$

onde: $F_i(x)$ é o modelo de superfície de resposta do fator i

$\zeta_{F_i(x)}$ é o alvo do fator i

- c. Aplicação do método NBI para as funções objetivo $EQMF_{F_i}$ com a finalidade de identificar as soluções Pareto ótimas.

3.2 Simulação da confiabilidade da ferramenta

De posse do valor esperado para a média da vida da ferramenta ($E[T(x)]$), obtido experimentalmente, e do valor de sua variância obtida via Regressão de Poisson ($\hat{\sigma}_i^2(x)$) a confiabilidade da ferramenta poderá ser simulada. Igualando-se a média e a variância obtidas aos momentos de primeira e segunda ordem da distribuição de probabilidade escolhida, pode-se obter todas as funções relacionadas à confiabilidade da ferramenta. Embora muitos modelos equivalentes pudessem ser adotados, neste trabalho, assumiu-se que a distribuição Weibull seja adequada. O valor esperado e a variância de uma variável aleatória de Weibull são definidos pelas Equações 3.2 e 3.3, respectivamente.

$$E(x) = \delta \Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) \quad (3.2)$$

$$var(x) = \left[\delta^2 \Gamma \left(1 + \frac{2}{\beta} \right) + \delta^2 \left[\Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) \right]^2 \right] \quad (3.3)$$

onde Γ representa a função matemática Gamma.

Os parâmetros de forma (β) e de escala (δ) da distribuição Weibull podem ser obtidos aplicando um método simples de otimização não-linear com restrições, no qual a diferença quadrática entre a variância da vida obtida via Regressão de Poisson ($\hat{\sigma}_i^2(x)$) e a variância do modelo Weibull ($var(x)$) será minimizada, desde que o valor esperado para a média da vida

da ferramenta ($E[T(x)]$) seja igual ao valor esperado para a média da distribuição Weibull ($E(x)$). Este sistema de otimização pode ser generalizado conforme o sistema de Equações 3.4.

$$\begin{aligned} \text{Min}_{\beta, \delta} \xi &= \left[\hat{\sigma}_i^2(x) - \delta^2 \Gamma \left(1 + \frac{2}{\beta} \right) + \delta^2 \left[\Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) \right]^2 \right]^2 \\ \text{S. t. : } E[T(x)] &= \delta \Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) \end{aligned} \quad (3.4)$$

onde Γ representa a função matemática Gamma.

A partir do sistema de otimização 3.4, todas as demais características relativas à confiabilidade da ferramenta poderão ser obtidas por que, em suma, todas dependem apenas de (β) e (δ) .

4 EXPERIMENTAÇÃO

Neste presente capítulo são apresentados os equipamentos e instrumentos utilizados, a especificação da ferramenta de corte, as características do material das peças usinadas, e por fim, o planejamento experimental.

4.1 Máquina-ferramenta

A execução dos experimentos foi realizada no Laboratório de Manufatura e Automação (LMAUT) do Núcleo de Otimização da Manufatura e da Tecnologia da Inovação (NOMATI), do Instituto de Engenharia de Produção e Gestão (IEPG) da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI). Para a execução dos experimentos de torneamento foi utilizado um torno CNC da marca ROMI®, modelo GL 240, equipado com comando numérico GE® FANUC 0i-TD, com potência máxima de 15 kW, rotação máxima de 6000 rpm, conforme ilustrado nas Figura 4.1 e 4.2.



Figura 4.1 – Torno ROMI® GL 240 (LMAUT/NOMATI/IEPG/UNIFEI)

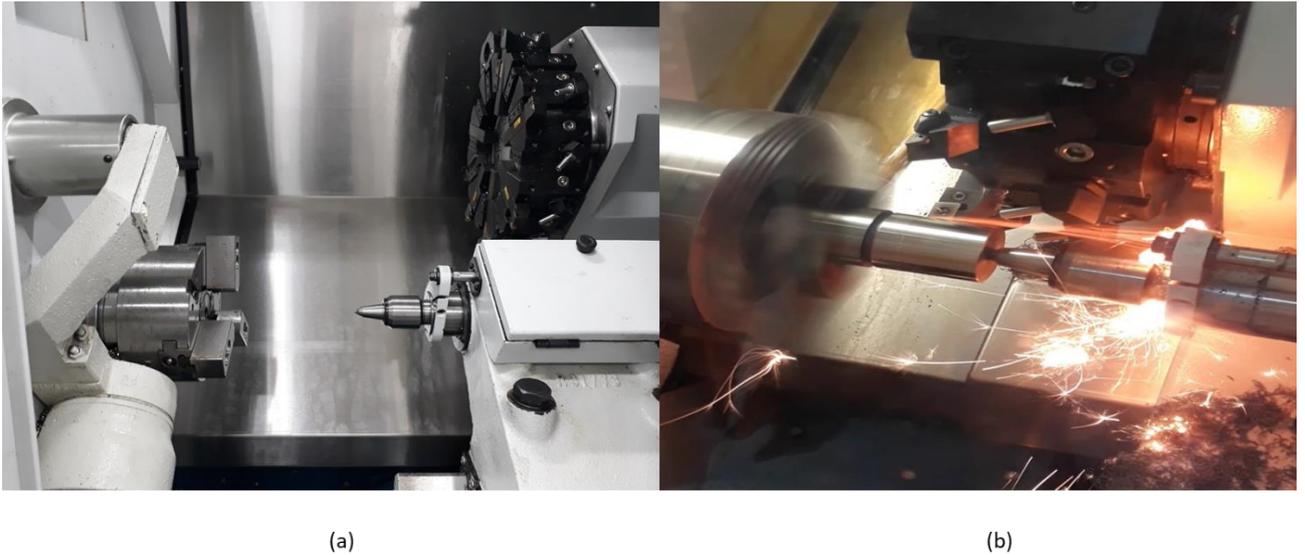


Figura 4.2 – (a) Área de trabalho do torno e (b) execução experimental

4.2 Características do material usado

Os corpos de prova utilizados nos experimentos são constituídos de aço rolamento ABNT 52100 com composição química apresentada no Quadro 4.1 fornecida pela *Villares Metals*®. Esse aço tem diversas aplicações industriais devido à sua elevada resistência a tração e ao desgaste, o que faz com ele seja amplamente utilizado na fabricação de peças que trabalham sob alta pressão como eixos, rolamentos e corpos de válvulas (JAMIL *et al.*, 2022). Segundo Singh e Singh *et al.* (2023), esses aços são utilizados principalmente na fabricação de componentes mecânicos, especialmente na fabricação de rolamentos devido ao seu alto valor de dureza. O material foi adquirido da empresa *Villares Metals*® e foram tratados termicamente com têmpera e revenido pela empresa *Ultraterm*®. Após o tratamento, a dureza das peças alcançou a faixa de $59,5 \pm 1$ HRC. Para a realização dos experimentos foram utilizados 72 corpos de provas maciços e as suas dimensões são apresentadas na Figura 4.3.

Quadro 4.1 – Composição do aço ABNT 52100 fornecida pela *Villares Metals*®

Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu
% em peso	1,02	0,24	0,39	0,009	<0,001	1,39	0,02	0,07	0,08

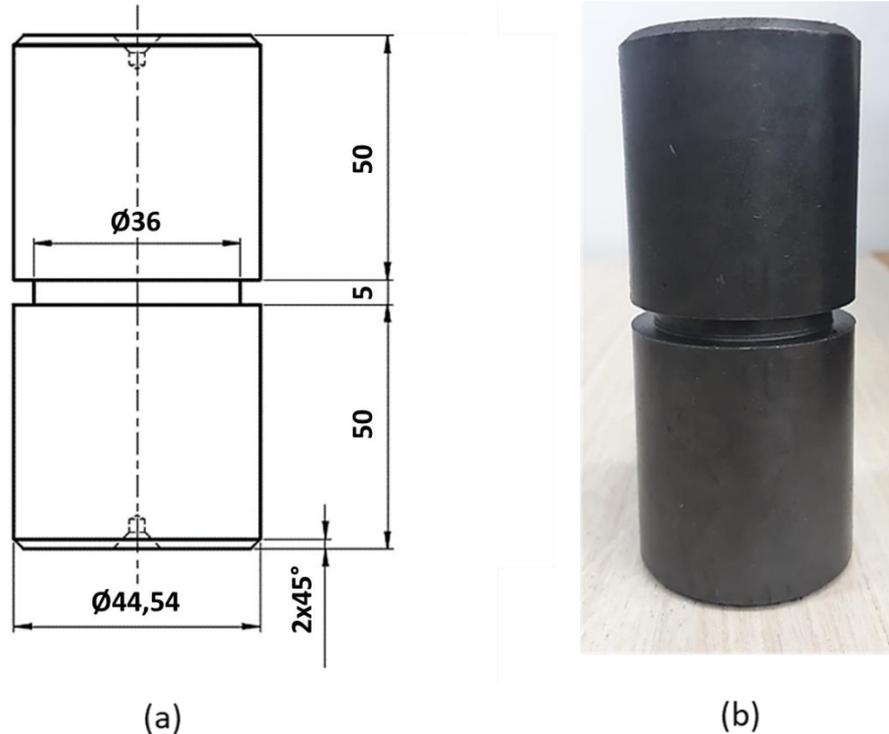


Figura 4.3 – (a) Dimensões dos corpos de prova em milímetros e (b) corpo de prova de aço ABNT 52100 endurecido

De acordo com Colpaert (2008), a dureza da peça temperada diminui gradativamente da superfície em direção ao seu núcleo, um fenômeno o qual depende da temperabilidade do material ou profundidade de penetração à têmpera. Com o intuito de minimizar a influência das variações da dureza superficial nas respostas analisadas, foi estabelecido um critério de redução máxima do diâmetro do corpo de prova de 4 mm. Nesse sentido, a profundidade de usinagem de 0,10 mm fixa para todas as corridas experimentais permitiu que cada lado do corpo de prova fosse usinado até alcançar 20 passes, resultando em uma diminuição de 2 mm no raio do corpo de prova. Após a realização dos ensaios, dez corpos de prova foram selecionados aleatoriamente e suas durezas foram medidas, resultando em uma média de 57,95 HRC. Portanto, houve uma diminuição média de 1,55 HRC, indicando uma variação de dureza consideravelmente baixa, a qual não deve afetar significativamente as respostas analisadas.

4.3 Ferramenta de corte

Para a usinagem dos corpos de prova, foram utilizados insertos de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) recoberta com uma camada de nitreto de titânio (TiN), fabricada pela *Sandvik Coromant*®, classe CC6050, com geometria ISO CNGA 12 04 08 S01525, conforme ilustrada

na Figura 4.4. De acordo com a literatura, as ferramentas de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) é uma opção de escolha destinada para o torneamento de aços endurecidos devido à sua alta dureza a quente e estabilidade química moderada (SHALABY e VELDHUIS, 2018). Para a fixação das ferramentas foi utilizado um suporte convencional ISO PCLNL 2020K 12 (*T-Max P*) fabricada pela *Sandvik Coromant*®, conforme ilustrado na Figura 4.5.

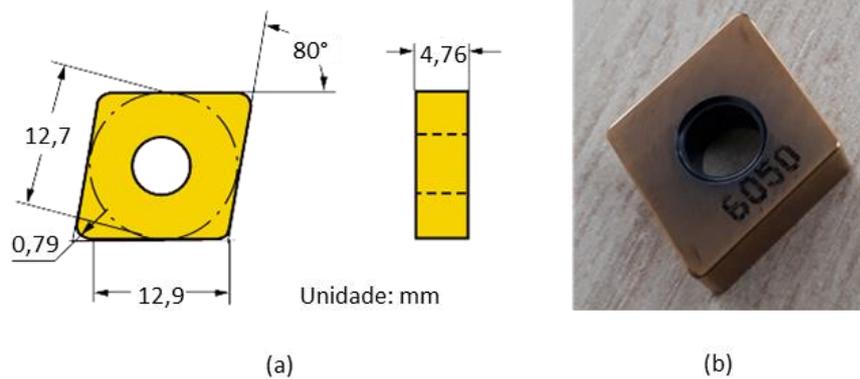


Figura 4.4 – (a) Dimensões da ferramenta (adaptado de www.sandvik.coromant.com/pt-pt/productdetails?c=CNGA120408S01525%206050 acesso em 11 de abril de 2024) e (b) imagem da ferramenta

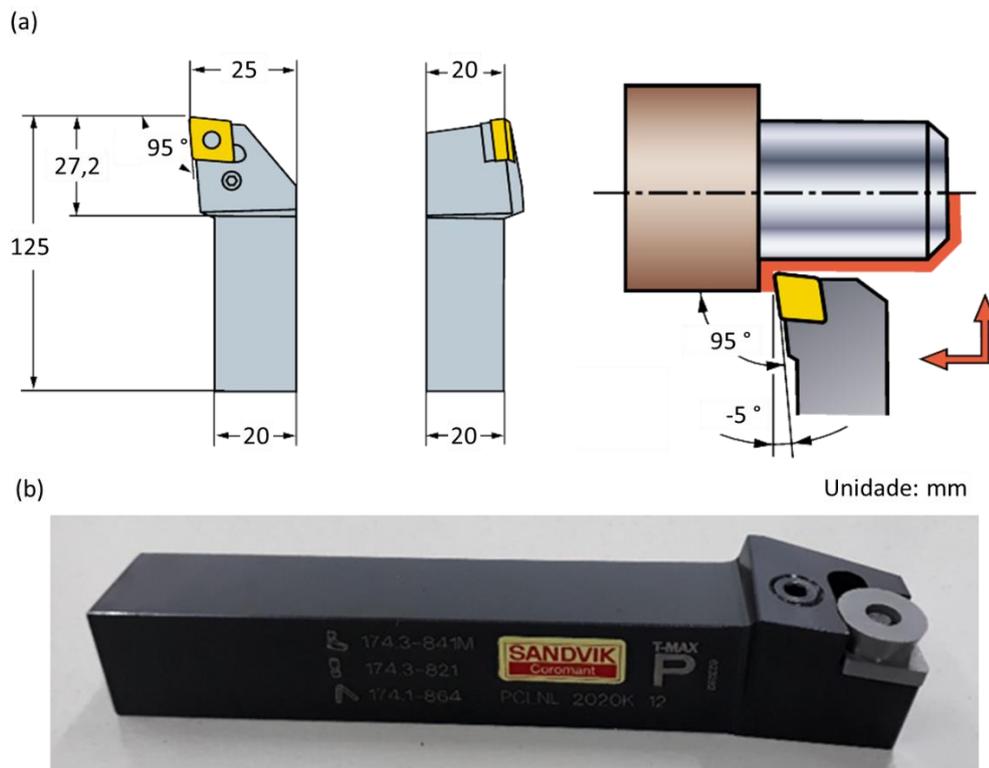


Figura 4.5 – (a) Dimensões do suporte (adaptado de [www.sandvik.coromant.com/pt-pt/product-details?c=PCLNL 2020K 12&m=5738229](http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/product-details?c=PCLNL%2020K%2012&m=5738229) acesso em 11 de abril de 2024) e (b) imagem do suporte

4.4 Medição do desgaste da ferramenta de corte

Para a visualização e medição do desgaste da ferramenta foi utilizado um microscópio estereoscópico Olympus modelo SZ6, acoplado a uma câmera digital para uso em microscopia modelo *Infinity 1*, conforme ilustrado na Figura 4.6. O Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da marca Zeiss e modelo EVO MA15 foi utilizado para a visualização do desgaste da ferramenta.

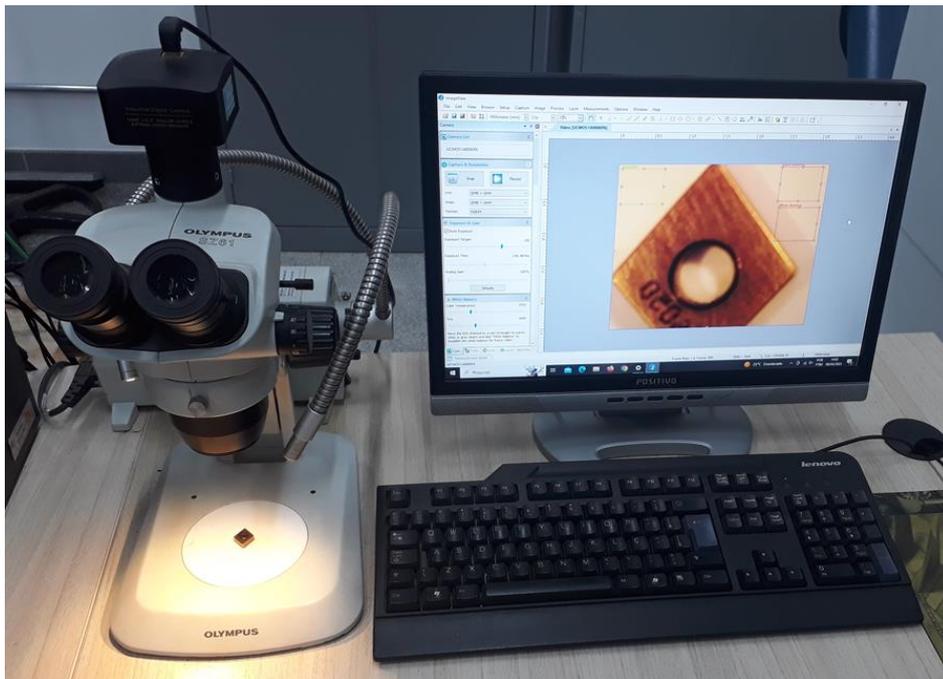


Figura 4.6 – Microscópio *Olympus*® e câmera digital *Infinity1*®

4.5 Medição do desvio aritmético médio

Para a obtenção dos valores de rugosidade foi utilizado um rugosímetro portátil da marca *Mitutoyo*® e modelo SurfTest SJ-201P, conforme Figura 4.7. Este rugosímetro é periodicamente aferido pelo Laboratório de Metrologia da Universidade Federal de Itajubá. O parâmetro de *cut-off* foi ajustado para 0,25 mm, conforme recomendações da norma ABNT NBR 4288 (2008). O valor de R_a é obtido através do cálculo da média de nove medidas de rugosidade realizadas em três pontos equidistantes de 120° em relação à seção transversal do corpo de prova perto do contraponto, no meio da peça e próximo da castanha. O software da *Mitutoyo*® foi utilizado para a obtenção dos certificados das medições.



Figura 4.7 – Montagem do rugosímetro para realização das medições de R_a

4.6 Planejamento experimental

Os parâmetros de corte avaliados foram a velocidade de corte (V_c) e o avanço da ferramenta (f). Em operações de acabamento em aços endurecidos não se deseja remover grandes volumes de material, portanto, a profundidade de usinagem (a_p) foi fixada para todas as corridas experimentais com valor de 0,10 mm. Uma vez que um dos objetivos do presente trabalho é analisar o desempenho da ferramenta de cerâmica mista com cobertura durante as operações de torneamento de acabamento em aços endurecidos sob altas velocidades de corte; antes de fixar os níveis da velocidade de corte, é de suma importância uma análise prévia da vida da ferramenta, pois a mesma é significativamente influenciada pela velocidade. Uma vida muito curta tornaria inviável a aplicação de altas velocidades. Portanto, testes preliminares foram realizados com a finalidade de identificar uma velocidade de corte que proporcionasse uma vida para a ferramenta em torno de 5 min para a condição de corte do ponto axial do arranjo experimental relativo à velocidade de corte. Portanto, o primeiro teste realizado foi a uma velocidade de corte de 350 m/min e um de avanço de 0,10 mm/v, o qual proporcionou uma vida de 3,40 min. Baseado nesse valor, o valor máximo da velocidade de corte foi fixado em 300 m/min, supondo que uma redução de 50 m/min na velocidade aumentasse a vida para um valor próximo de 5 min. Assim, os níveis da velocidade de corte e do avanço do arranjo experimental foram fixados, conforme Tabela 4.1. Esses níveis foram fixados segundo o arranjo experimental adotado.

Tabela 4.1 – Níveis das variáveis de condições de corte

Parâmetros	Níveis baseados no arranjo CCD				
	-1,414	-1	0	1	1,414
Velocidade de corte (m/min)	200,00	214,64	250,00	285,36	300,00
Avanço da ferramenta (mm/v)	0,060	0,072	0,100	0,128	0,140

Os experimentos foram planejados seguindo de um arranjo composto central CCD (*Central Composite Design*) com uma réplica, totalizando 13 experimentos: 4 pontos fatoriais, 4 pontos axiais e 5 pontos centrais, conforme Tabela 4.2. Todos os experimentos foram realizados sem fluido de corte, ou seja, corte à seco.

Tabela 4.2 – Matriz experimental

Pontos	Nº exp.	Variáveis de entrada				Respostas analisadas				
		Valores codificados		Valores decodificados		R_a (μm)	T (min)	T_c (min)	T_t (min)	C_t (R\$)
		V_c (m/min)	f (mm/v)	V_c (m/min)	f (mm/v)					
Fatoriais	1	-1	-1	214,64	0,072					
	2	1	-1	285,36	0,072					
	3	-1	1	214,64	0,128					
	4	1	1	285,36	0,128					
Axiais	5	-1,414	0	200	0,10					
	6	1,414	0	300	0,10					
	7	0	-1,414	250	0,06					
	8	0	1,414	250	0,14					
Centrais	9	0	0	250	0,10					
	10	0	0	250	0,10					
	11	0	0	250	0,10					
	12	0	0	250	0,10					
	13	0	0	250	0,10					

Os resultados das respostas desvio aritmético médio (R_a) e vida da ferramenta (T) foram obtidos experimentalmente, enquanto que os valores do tempo de corte (T_c), tempo total de corte (T_t) e do custo de usinagem por peça (C_t) foram calculados, conforme as Equações 4.5, 4.4 e 4.16, respectivamente, demonstradas a seguir:

Tempo total de usinagem de uma peça (T_t)

O tempo total de usinagem de uma peça de um lote de Z peças é constituído de um somatório de tempos conforme descrito na Equação 4.1.

$$T_t = t_c + t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} + \frac{N_t}{Z} t_{tf} \quad (4.1)$$

onde:

t_c = tempo de corte;

t_s = tempo de colocação e retirada da peça;

t_a = tempo de aproximação e afastamento da ferramenta;

t_p = tempo de preparação da máquina;

N_t = quantidade de trocas de ferramentas para a usinagem do lote de Z peças;

t_{tf} = tempo para a troca da ferramenta.

Considerando que ao final da execução do lote haverá uma troca de ferramenta, temos que:

$$N_t + 1 = \frac{Z}{Z_T} \quad (4.2)$$

onde:

Z_T = número inteiro resultante da divisão $\frac{T}{t_c}$ = quantidade de peças usinadas durante a vida

T de uma ferramenta, logo temos que:

$$N_t = Z \frac{t_c}{T} - 1 \quad (4.3)$$

Substituindo a Equação 4.3 na Equação 4.1 e rearranjando os termos, temos que:

$$T_t = t_c + \left(t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} - \frac{1}{Z} t_{tf} \right) + \frac{t_c}{T} t_{tf} \quad (4.4)$$

A partir da Equação 4.4, pode-se identificar três tempos, t_1 , t_2 , e t_3 , detalhados a seguir:

$$t_1 = t_c$$

$$t_2 = t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} - \frac{1}{Z} t_{tf}$$

$$t_3 = \frac{t_c}{T} t_{tf}$$

O tempo de corte t_c para o torneamento de acabamento (1 passe) é dado pela fórmula a seguir:

$$t_c = \frac{l \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot V_c \cdot f} \quad (4.5)$$

onde:

l = comprimento usinado;

d = diâmetro da peça usinada.

Observa-se que o tempo t_1 representa o tempo de corte em si, o qual é inversamente proporcional a velocidade de corte e o avanço, ou seja, diminui à medida que V_c e f aumentam. O tempo t_2 refere-se ao tempo improdutivo do processo e independe de V_c e f . Por fim, o tempo t_3 está relacionado com a troca da ferramenta e, portanto, depende do valor da vida da ferramenta.

Custo de usinagem por peça (C_t)

O cálculo do custo de usinagem por peça é um processo complexo e envolve diversas parcelas de custos, como custo de mão de obra, custo com a aquisição de ferramentas, custos envolvidos com a máquina (manutenção, depreciação, espaço ocupado, etc.), custo devido ao consumo de energia, dentre outros. Para o desenvolvimento deste trabalho, somente o somatório do custo associado a mão de obra, a hora-máquina e da ferramenta será considerado, conforme Equação 4.6.

$$C_t = C_{mo} + C_m + C_f \quad (4.6)$$

onde:

C_{mo} = custo de mão de obra;

C_m = custo hora-máquina;

C_f = custo associado as ferramentas;

sendo:

$$C_{mo} = T_t \cdot \frac{S_{op}}{60} \text{ (R\$/peça)} \quad (4.7)$$

$$C_m = T_t \cdot \frac{S_{hm}}{60} \text{ (R\$/peça)} \quad (4.8)$$

$$C_f = \frac{C_{fT}}{Z_T} \text{ (R\$/peça)} \quad (4.9)$$

onde:

S_{op} = Salário e encargos do operador (R\$/h);

S_{hm} = Custo hora-máquina (R\$/h).

C_{fT} = Custo da ferramenta por vida (R\$/vida);

Z_T = Quantidade de peças usinadas por vida da ferramenta.

sendo:

$$C_{ft} = \frac{C_{pf}}{N_{pf}} + \frac{C_f}{n_a} \text{ (R\$/vida)} \quad (4.10)$$

onde:

C_{pf} = Custo do porta ferramenta (R\$);

N_{pf} = Vida média do porta ferramenta em quantidades de arestas de corte;

C_f = Custo do inserto (R\$);

n_a = Quantidade de arestas de corte do inserto.

Substituindo as Equações 4.7, 4.8 e 4.9 na Equação 4.6, temos que:

$$C_t = \frac{T_t}{60} \cdot (S_{op} + S_{hm}) + \frac{t_c}{T} \cdot C_{ft} \quad (4.11)$$

Substituindo a Equação 4.4 na Equação 4.11 e rearranjando os termos, temos que:

$$C_t = \left(\frac{t_2}{60} - \frac{1}{Z} \right) \cdot (S_{op} + S_{hm}) + \frac{t_c}{60} \cdot (S_{op} + S_{hm}) + \frac{t_c}{T} \cdot \left[C_{ft} + \frac{t_{tf}}{60} (S_{op} + S_{hm}) \right] \quad (4.12)$$

A partir da Equação 4.12, pode-se identificar três parcelas de custos constantes, C_1 , C_2 , e C_3 , detalhadas a seguir:

$$C_1 = \left(\frac{t_2}{60} - \frac{1}{Z} \right) \cdot (S_{op} + S_{hm}) = \text{custo que independe de } V_c \text{ e } f; \quad (4.13)$$

$$C_2 = (S_{op} + S_{hm}) = \text{soma dos custos associados a mão de obra e hora-máquina}; \quad (4.14)$$

$$C_3 = \left[C_{ft} + \frac{t_{tf}}{60} (S_{op} + S_{hm}) \right] = \text{custo associado à ferramenta}. \quad (4.15)$$

Logo a Equação 4.12 pode ser reescrita como:

$$C_t = C_1 + \frac{t_c}{60} \cdot C_2 + \frac{t_c}{T} \cdot C_3 \quad (4.16)$$

Os dados utilizados para os cálculos descritos nessa seção são descritos no Quadro 4.2.

Quadro 4.2 – Dados para os cálculos dos tempos e custo total de usinagem por peça

Símbolo	Unidade	Valor
l_f	mm	50,00
d	mm	44,54
t_s	min	0,50
t_a	min	0,10
t_p	min	60,00
t_{tf}	min	1,00
Z	unidade	1000
S_{op}	R\$/h	20,45
S_{hm}	R\$/h	200,00
C_{pf}	R\$	760,68
C_f	R\$	130,00
N_{pf}	arestas	1000
n_a	arestas	4

Os valores dos tempos l_f , t_s , t_a , t_p e t_{tf} foram estimados baseado nas características da Máquina-Ferramenta utilizada. O tamanho do lote Z foi definido arbitrariamente. Os valores de S_{op} e S_{hm} foram determinados baseado nas informações fornecidas pelos sites www.salario.com.br e www.usinagem-brasil.com.br, respectivamente, acessados em 15/04/2024. Os valores de C_{pf} e C_f referem-se aos valores pagos pela aquisição do porta-ferramenta e da ferramenta, respectivamente.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste presente capítulo, são apresentados os resultados experimentais do torneamento do aço ABNT 52100 endurecido sob altas velocidades de corte, bem como a avaliação da influência da velocidade de corte e do avanço nas respostas avaliadas. Posteriormente, desenvolve-se a aplicação das metodologias propostas de otimização e simulação da confiabilidade da ferramenta, conforme apresentadas no Capítulo 3. Por fim, a validação dessas metodologias é realizada por meio da análise dos resultados dos experimentos de confirmação.

Na Tabela 5.1 são apresentados os resultados das respostas obtidas experimentalmente e calculadas. As respostas avaliadas foram o desvio aritmético médio (R_a), a vida da ferramenta (T), o tempo de corte (T_c), o tempo total de usinagem (T_t) e o custo de usinagem por peça (C_t).

Tabela 5.1 – Matriz experimental com respostas experimentais e calculadas

N° exp.	Parâmetros de corte		Respostas analisadas				
	V_c (m/min)	f (mm/v)	R_a (μm)	T (min)	T_c (min)	T_t (min)	C_t (R\$)
1	214,64	0,072	0,50	18,18	0,45	1,14	4,79
2	285,36	0,072	0,33	9,23	0,34	1,04	4,82
3	214,64	0,128	0,91	16,01	0,25	0,93	3,72
4	285,36	0,128	1,07	7,07	0,19	0,88	3,90
5	200	0,10	0,73	20,99	0,35	1,03	4,10
6	300	0,10	0,79	5,60	0,23	0,93	4,60
7	250	0,06	0,32	14,93	0,47	1,16	5,07
8	250	0,14	1,09	13,19	0,20	0,87	3,49
9	250	0,10	0,60	10,91	0,28	0,96	4,18
10	250	0,10	0,56	11,19	0,28	0,96	4,15
11	250	0,10	0,64	11,47	0,28	0,96	4,13
12	250	0,10	0,61	10,91	0,28	0,96	4,18
13	250	0,10	0,58	11,47	0,28	0,96	4,13

5.1 Desvio aritmético médio

Conforme discutido na seção 2.1.1, o efeito da evolução do desgaste da ferramenta contribui para a diminuição ou o aumento da rugosidade. Nesse sentido, visando analisar o comportamento do valor de R_a com a evolução do desgaste, foram realizadas medições da rugosidade durante os ensaios de vida da ferramenta. O objetivo dessa análise é avaliar o efeito do desgaste sobre R_a e estabelecer qual estágio do desgaste gera os maiores valores da rugosidade. Com base nos valores da rugosidade medidos após a usinagem com a ferramenta nova ($VB_c = 0,00$ mm) e no fim de sua vida ($VB_c = 0,30$ mm), conforme apresentados na Figura 5.1, observa-se que a rugosidade diminui em todas as corridas experimentais. Portanto, conclui-se que a evolução do desgaste de flanco contribuiu para a redução do valor de R_a . Resultado semelhante foi relatado por Souza *et al.* (2022) durante o torneamento do aço ABNT 52100 endurecido (61 ± 1 HRC) utilizando a mesma ferramenta utilizada por esse trabalho (CC6050). Outros trabalhos publicados na área do torneamento duro também observaram a diminuição da rugosidade com a evolução do desgaste da ferramenta, como em Chen (2000), Cui e Guo (2018), Guddat *et al.* (2011), More *et al.* (2006), Pavel *et al.* (2005), e Subbaiah *et al.* (2020). Portanto, com a evolução do desgaste da ferramenta e mantendo constantes a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de usinagem, espera-se uma redução no valor de R_a das peças usinadas por uma mesma aresta de corte. Consequentemente, os maiores valores de rugosidade são esperados em peças usinadas com arestas novas. Portanto, a capacidade do processo em cumprir com uma determinada especificação de rugosidade será determinada baseado no valor da rugosidade gerada com a aresta nova. Nesse sentido, os valores de R_a da Tabela 5.1 correspondem ao valor da rugosidade gerado com a ferramenta nova.

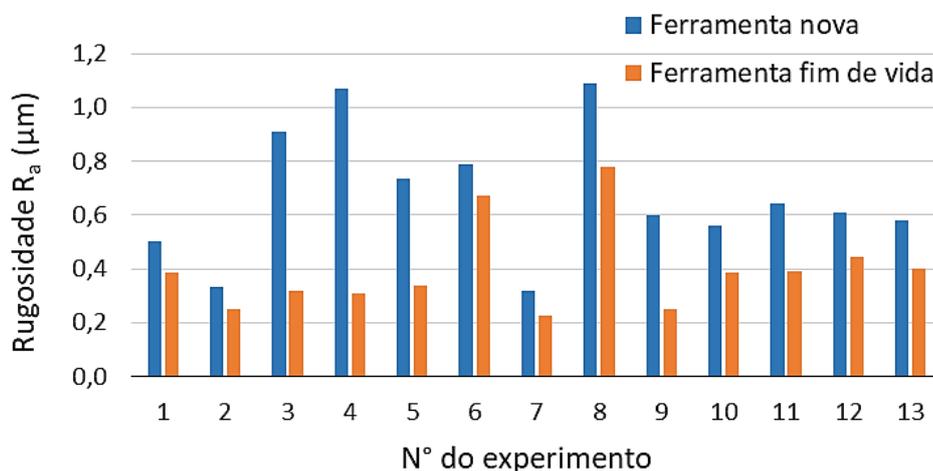


Figura 5.1 – Valor de R_a no início e fim de vida da ferramenta

Na Figura 5.2 é mostrada a relação entre R_a e a progressão do desgaste de flanco da ferramenta para o experimento de número 4 da Tabela 5.1. Observa-se que o valor de R_a inicialmente de $1,02 \mu\text{m}$, gerada com a aresta nova, diminuiu para $0,33 \mu\text{m}$ quando a ferramenta atinge o fim de vida. Para melhor visualização do fenômeno mencionado, os perfis das rugosidades gerados pelo nível de desgaste são apresentados na Figuras 5.3.

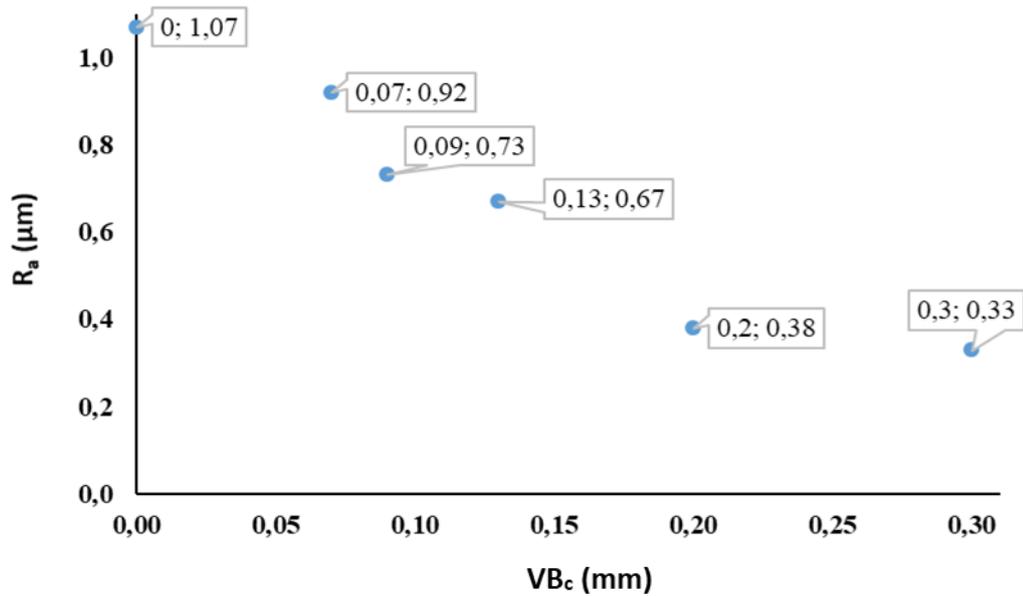


Figura 5.2 - Relação entre R_a e o desgaste de flanco para o experimento de número 4 da Tabela 5.1

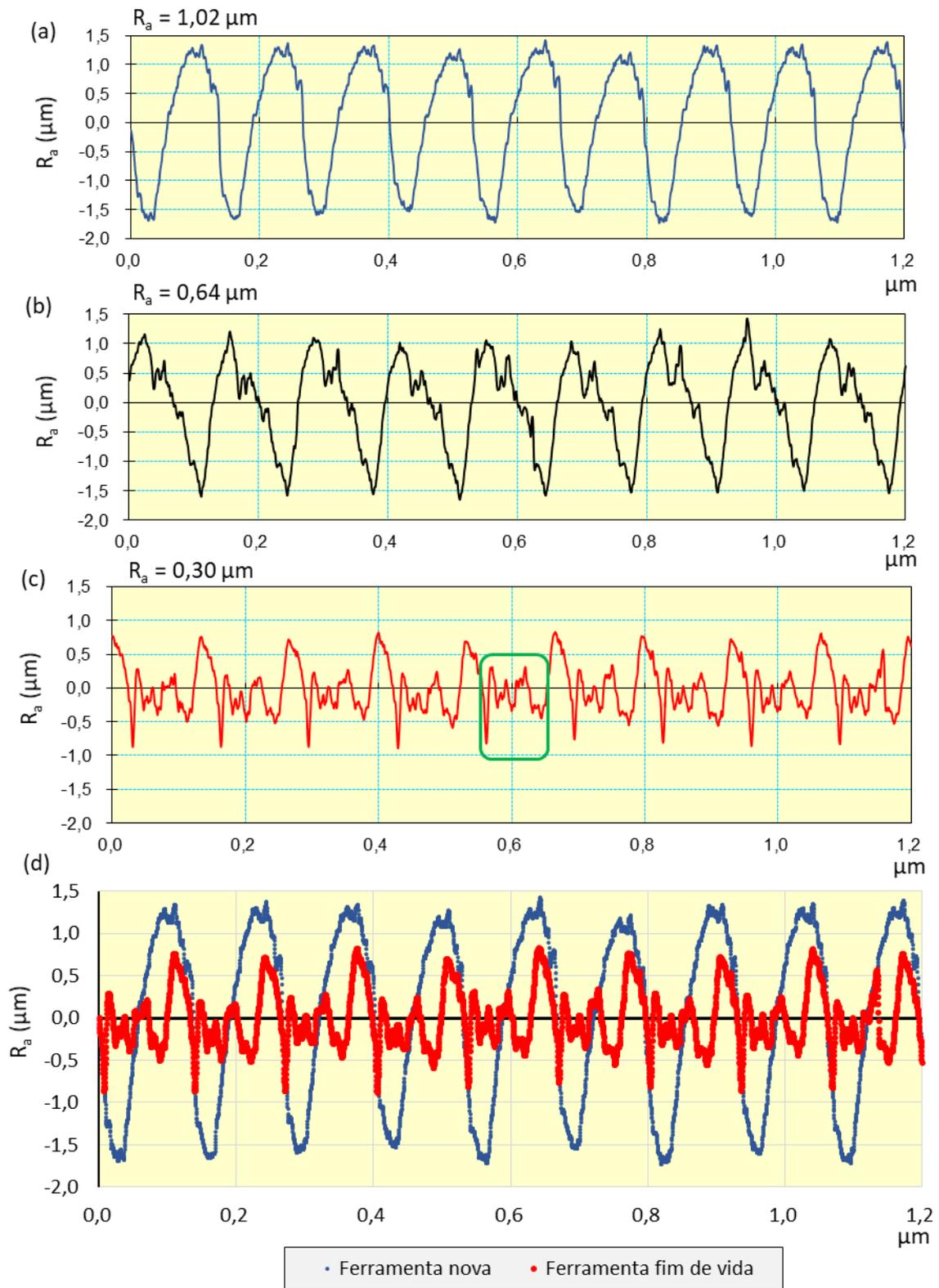


Figura 5.3 – Perfil da rugosidade para (a) ferramenta nova, (b) $VB_c = 0,13 \text{ mm}$, (c) $VB_c = 0,30 \text{ mm}$ e (d) sobreposição dos perfis dos gráficos (a) e (c)

Considerando o perfil da rugosidade como a impressão do perfil geométrico da ponta de corte, podemos observar que, para a ferramenta nova, o perfil das rugosidades se assemelha à forma geométrica teórica característica do processo de torneamento, conforme pode ser observado no perfil da rugosidade da Figura 5.3 (a). À medida que o desgaste progride, tanto a altura dos picos quanto a profundidade dos vales diminuem, resultando na diminuição no valor de R_a , conforme ilustrado no perfil das rugosidades da Figura 5.3 (b) e 5.3 (c). Essa alteração é claramente visualizada na sobreposição dos perfis mostrado na Figura 5.3 (d). Observa-se que a quantidade dos maiores picos e vales permanecem constantes. Entretanto, a quantidade de picos, embora menores, aumenta, conforme destacado em verde na Figura 5.3 (c). Conforme argumentado por Mook *et al.* (2009), particularmente nas operações de torneamento de acabamento, o perfil da rugosidade é a "impressão digital" da ferramenta na superfície da peça usinada. Nesse sentido, esses picos adicionais podem ser justificados pela alteração geométrica da ponta da ferramenta na extremidade da aresta de corte secundária, imprimindo as ranhuras do desgaste de flanco e as modificações geométricas da aresta de corte na superfície usinada.

Uma vez que o processo em estudo é o torneamento de acabamento, uma profundidade de usinagem baixa ($a_p = 0,10$ mm) foi selecionada. Para uma profundidade de usinagem baixa, normalmente menor do que o raio de ponta da ferramenta, o desgaste ocorre na extremidade do raio de ponta da ferramenta (GRZESIK, 2008; SHAHABI e RATNAM, 2009). Na Figura 5.4 é mostrado a localização do desgaste para o experimento de número 4.

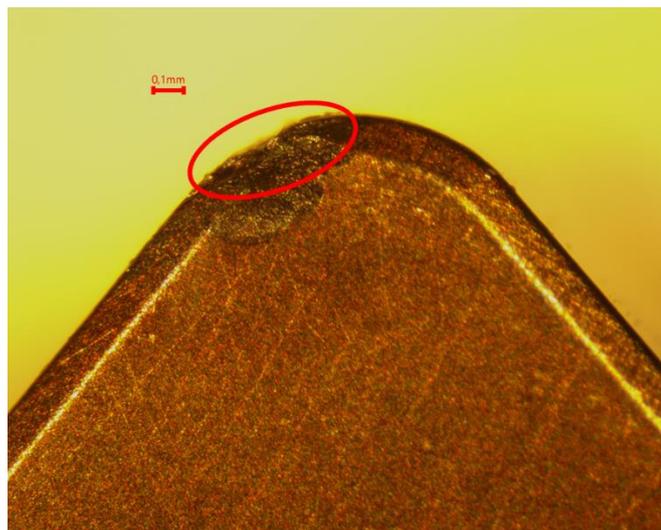


Figura 5.4 – Visualização da área desgastada da ferramenta para o experimento de número 4

Segundo os autores Derani e Ratnam (2021), Pavel *et al.* (2005) e Shahabi e Ratnam (2009), a diminuição no valor da rugosidade ocorre devido ao achatamento do raio de ponta da ferramenta desgastada com a progressão do desgaste. Esse achatamento exerce um efeito alisador, reduzindo as alturas dos picos das marcas geradas pelo movimento helicoidal peça-ferramenta (LIANG *et al.*, 2019 a e b). Zhang *et al.* (2016a) referem-se a este achatamento como retração da aresta de corte. Devido a geometria do corte fixa para todas as corridas experimentais desse trabalho, a região da ferramenta em contato com a peça é a aresta secundária de corte, conforme ilustrado na Figura 5.5 a. Essa região se desgasta e é responsável pela formação do perfil da rugosidade das peças torneadas. Durante a formação da topografia da superfície, o ponto de interseção de duas arestas de corte novas após um avanço f é o ponto A na Figura 5.5 b. O desgaste de flanco provoca o achatamento da aresta de corte (segmento pq na Figura 5.5 b) e altera o ponto de interseção para B. A retração da aresta de corte e a alteração do ponto de interseção ocorrem progressivamente, resultando na diminuição da rugosidade, como mostra a Figura 5.5 b. Note-se que R_{tA} será maior do que R_{tB} . Na figura 5.5 c é mostrado o achatamento do raio de ponta da ferramenta na extremidade da aresta de corte secundária (segmento pq), o que teoricamente causou a diminuição da rugosidade. No entanto, deve se destacar que a redução da rugosidade durante os experimentos ocorreu até o desgaste de flanco atingir 0,30 mm. Posteriormente, a progressão do desgaste provocará lascamentos na aresta de corte ou mesmo a sua quebra, aumentando direta ou indiretamente os valores de R_a .

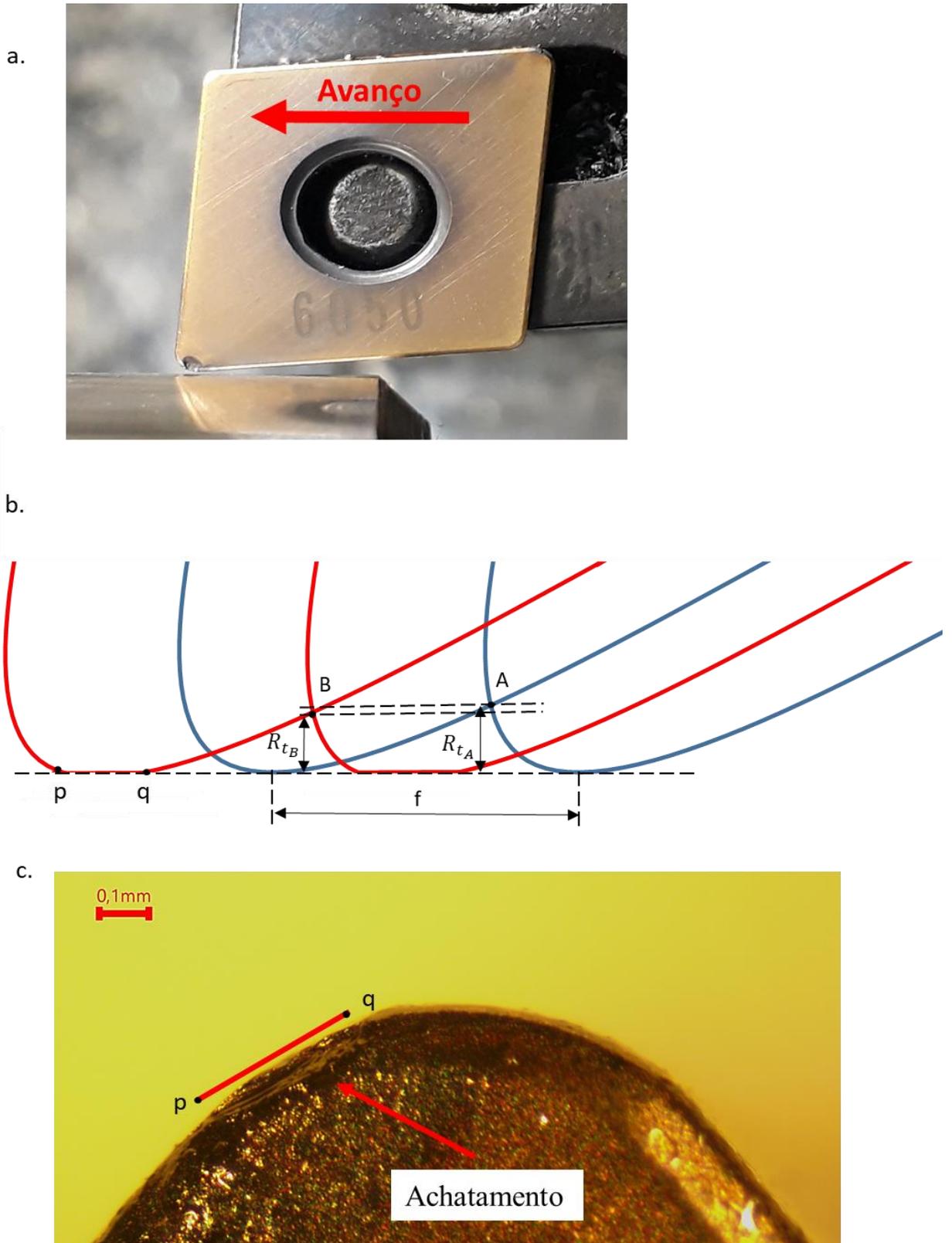


Figura 5.5 – Efeito do achatamento da ponta da ferramenta na extremidade da aresta de corte secundária

De acordo com os resultados dos valores de R_a da Tabela 5.1, verifica-se que os valores estão compreendidos entre 0,33 e 1,09 μm , abrangendo classes de rugosidades de N4 a N7 (0,20 - 1,60 μm). De posse do conjunto de respostas, os coeficientes do modelo de segunda ordem para R_a foram determinados através do Método dos Mínimos Quadrados Ordinários utilizando o *software* estatístico *Minitab*®. Os coeficientes estimados e os principais resultados da ANOVA são apresentados na Tabela 5.2. O modelo quadrático para R_a é apresentado na Equação 5.1.

Tabela 5.2 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para R_a

Termo	Método <i>OLS</i>	
	Coeficiente	P-valor
cte	0,597	0,000
V_c	0,008	0,475
f	0,280	0,000
V_c^2	0,075	0,000
f^2	0,046	0,006
$V_c \times f$	0,082	0,001
s	0,032	
R^2	99,00%	
R^2_{ajustado}	98,29%	
$R^2_{\text{previsão}}$	95,76%	
Falta de ajuste (p-valor)	0,403	
Curvatura (p-valor)	0,007	

$$R_a(x) = 0,597 + 0,008 V_c + 0,280 f + 0,075 V_c^2 + 0,046 f^2 + 0,082 V_c f \quad (5.1)$$

Os coeficientes de determinação para o modelo foram superiores a 95% e o valor p do teste para falta de ajuste foi superior ao nível de significância (valor-p >0,05), confirmando o bom ajuste e uma boa capacidade preditiva do modelo. Além disso, o modelo apresenta valor p inferior a 5% de significância para a curvatura, o que significa que a região experimental na qual essa resposta foi modelada apresenta curvatura. Na Figura 5.6 é apresentado o gráfico de Pareto de efeitos padronizados para R_a . O gráfico dos efeitos principais e de interação são apresentados na Figura 5.7 e a superfície de resposta e o gráfico de contorno na Figura 5.8.

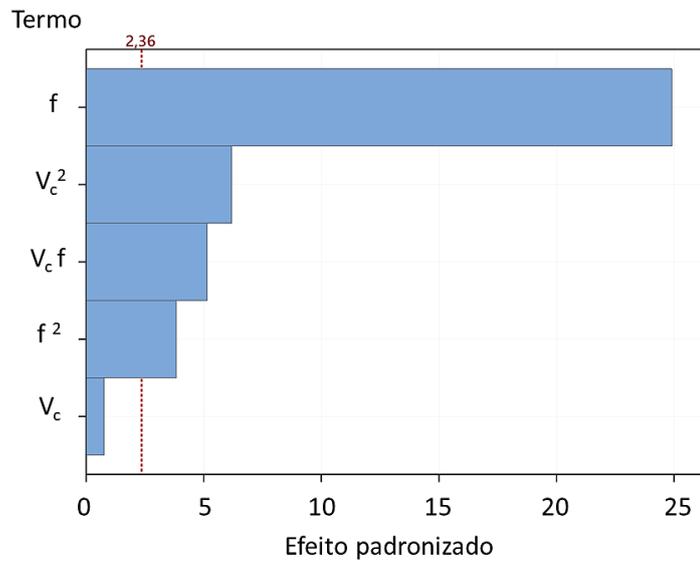


Figura 5.6- Gráfico de Pareto de efeitos padronizados para R_a

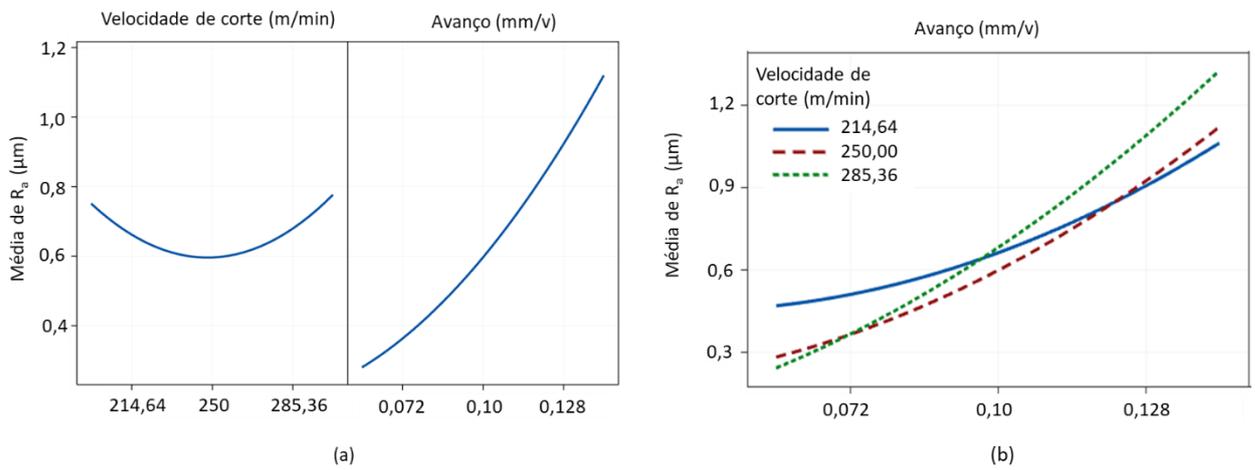


Figura 5.7 - (a) Gráfico dos efeitos principais e (b) de interação para R_a

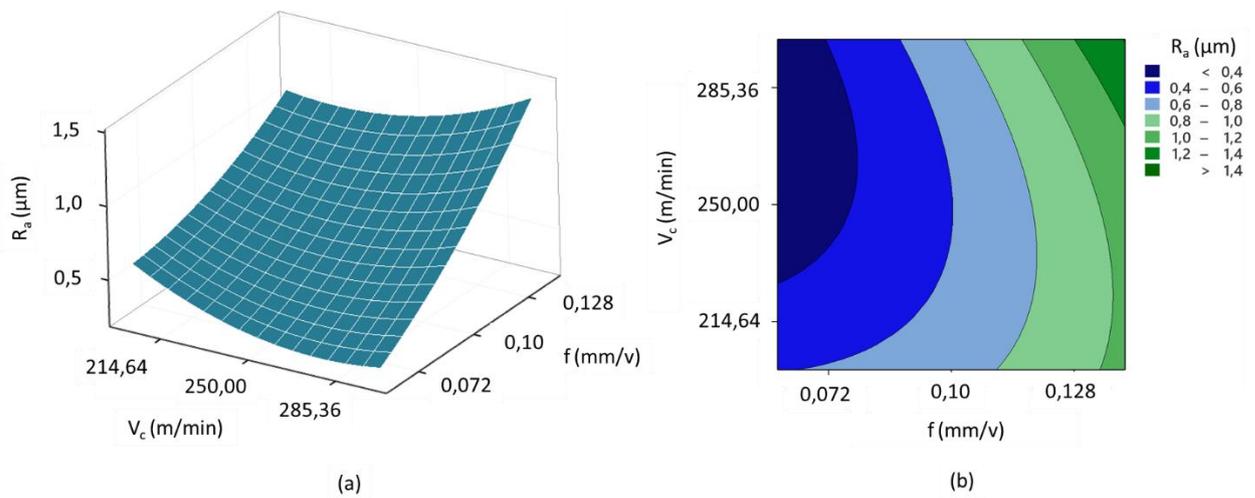


Figura 5.8 – (a) Superfície de resposta e (b) Gráfico de contorno para R_a

Segundo o nível de significância adotado de $\alpha = 0,05$, o efeito linear e quadrático do avanço, o efeito quadrático da velocidade de corte e a interação entre a velocidade de corte e o avanço correspondem aos termos significativos do modelo ($\text{valor-p} \leq \alpha$), conforme pode-se observar na Tabela 5.2. Conforme observado no gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.6, o efeito linear do avanço é o efeito de maior influência sobre a média de R_a . O valor positivo do coeficiente linear de f indica que o valor de R_a aumenta com o aumento do avanço, conforme pode ser observado nas Figuras 5.7 e 5.8. Resultados semelhantes foram encontrados durante o torneamento do aço ABNT 52100 endurecido utilizando ferramenta de cerâmica mista, dos quais podem-se citar Singh e Rao (2007), Azizi *et al.* (2012), Meddour *et al.* (2015), Abidi *et al.* (2018) e Souza *et al.* (2022). A combinação do formato da ponta de corte da ferramenta e do movimento helicoidal relativo ferramenta-peça geram sulcos helicoidais na superfície da peça torneada. Estes sulcos tornam-se mais profundos e mais largos à medida que o avanço aumenta, e, conseqüentemente, aumentam a rugosidade (YOUSEFI e ZOHOOR, 2019; ÖZBEK, 2023). Para ilustrar esse fenômeno, é apresentado na Figura 5.9 os perfis de rugosidade filtrados dos pontos axiais para o avanço após o primeiro passe de corte, ou seja, as corridas experimentais de número 7 e 8 do arranjo experimental. Nota-se claramente que a distância e a profundidade dos picos tornam-se maiores com o aumento do avanço de 0,06 para 0,14 mm/v, causando o aumento do valor de R_a .

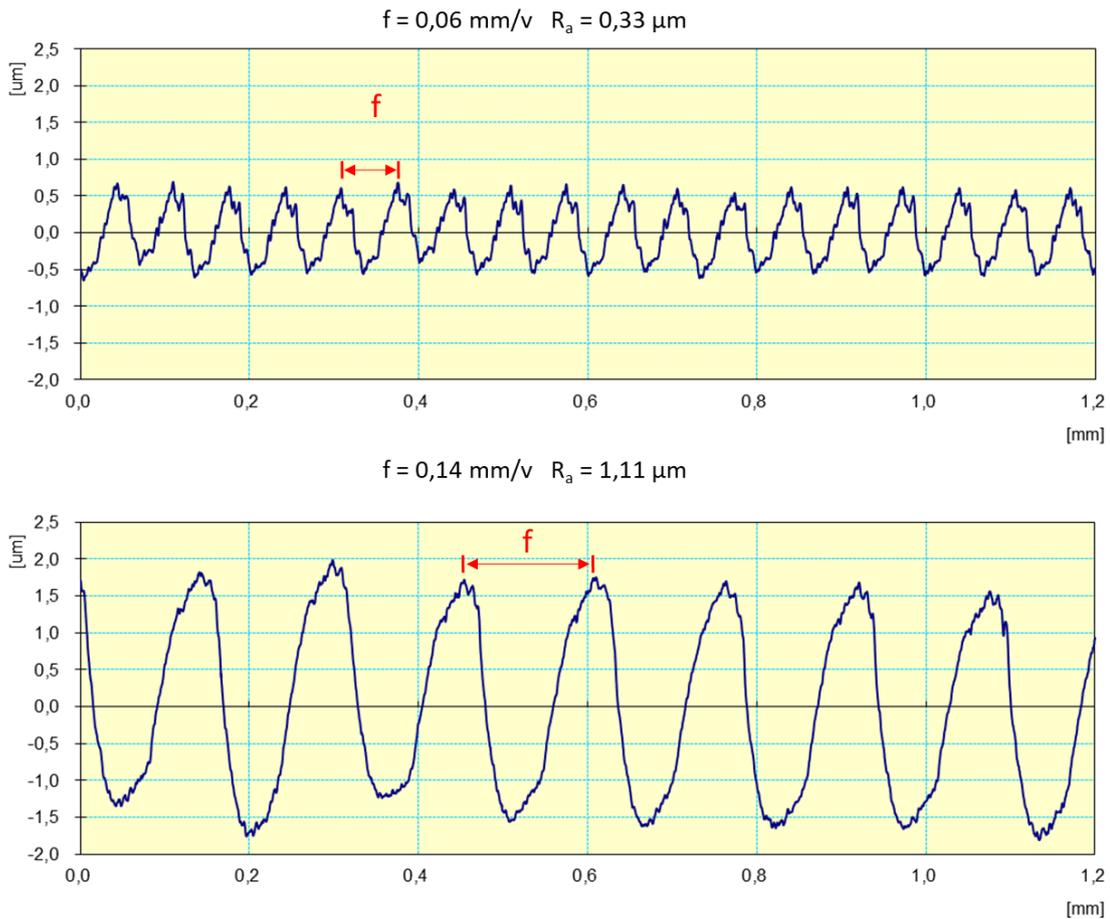


Figura 5.9 – Perfis das rugosidades filtradas dos pontos axiais para o avanço

O segundo efeito de maior influência sobre a média de R_a é o efeito positivo quadrático da velocidade de corte, conforme observado no Gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.6. Analisando o gráfico do efeito da velocidade de corte sobre a média de R_a da Figura 5.7 (a), verifica-se que com o aumento da velocidade de corte até a região do seu nível central ($V_c = 250 \text{ m/min}$), o valor de R_a diminui até atingir o seu valor mais baixo. Posteriormente, o valor de R_a aumenta com o aumento da velocidade de corte. Esse comportamento também foi observado por Das *et al.* (2015) durante o torneamento do aço AISI 4140 (52HRC) e Souza *et al.* (2022) durante o torneamento do aço ABNT 52100 utilizando ferramentas de cerâmica mista revestidas. Alok e Das (2019) estudando o torneamento do aço ABNT 52100 ($55 \pm 2 \text{ HRC}$) utilizando ferramentas de metal duro revestida, observaram que o valor de R_a diminuiu com o aumento da velocidade de corte de 140 a 250 m/min. Segundo Bouacha *et al.* (2010), ao longo da direção da aresta de corte, o fluxo lateral plástico do material da peça pode aumentar a altura pico-vale das irregularidades da superfície da peça. Ao aumentar a velocidade de corte e, consequentemente, a velocidade de deformação, o material apresenta menos plasticidade,

tornando esse fluxo menos significativo, resultando em um menor aumento adicional da altura pico-vale. Das *et al.* (2015), argumenta que a diminuição da rugosidade se dá até um certo aumento da velocidade de corte e, posteriormente, com o aumento progressivo da velocidade de corte a rugosidade aumenta, possivelmente pelo efeito do aumento da vibração. Um outro motivo do aumento da rugosidade com a elevação da velocidade é argumentado por Kishawy Elbestawi (1999). Segundo os autores, a alta temperatura gerada durante a usinagem em velocidade de corte elevada facilita a plasticidade do material e, por conseguinte, provoca um maior fluxo lateral do material. Portanto, conforme os argumentos de Bouacha *et al.* (2010) e Kishawy Elbestawi (1999), pode-se concluir que o aumento da velocidade de corte contribui para a diminuição do fluxo lateral de material até um certo limite, contribuindo para a redução da rugosidade. Após esse limite, o efeito torna-se o contrário.

O terceiro efeito de maior influência sobre a média de R_a é o efeito positivo da interação entre a velocidade de corte e o avanço. Analisando o gráfico da interação $V_c \times f$ da Figura 5.7 (b), verifica-se que o efeito do avanço na rugosidade depende do valor da velocidade de corte. Para um avanço de 0,072 mm/v, velocidade de corte alta ($V_c=285,36$ m/min) contribui para a diminuição de R_a . Em contrapartida, velocidade de corte baixa ($V_c=214,64$ m/min) contribui para o aumento de R_a . Essa tendência persiste até que o avanço atinja valores próximos a 0,10 mm/v. A partir desse ponto, um comportamento inverso é observado, ou seja, com o aumento do avanço, valores mais baixos de rugosidade são alcançados com velocidades de corte menores. Rech e Moisan (2003) observaram a existência de um fluxo plástico severo durante o torneamento do aço 27MnCr5 endurecido (65 HRC) utilizando ferramentas de CBN em baixos valores de avanço ($f=0,05$ mm/v), o que contribui para o aumento da amplitude pico-vale das irregularidades da superfície da peça. Segundo os autores, um avanço menor resulta em uma espessura de cavaco abaixo da espessura mínima necessária. Assim, em vez de cisalhar, uma grande parte do material é arrancada, o que leva a formação do fluxo lateral do material. Esse fenômeno justifica o aumento da rugosidade observado em valores muito baixos de avanço. Conforme discutido anteriormente, o aumento da velocidade de corte aumenta a velocidade de deformação, portanto, o material apresenta menos plasticidade, reduzindo o fluxo lateral do material. Dessa forma, podemos entender que o aumento da velocidade contribui para a diminuição do fluxo lateral do material quando utilizados valores muito baixos de avanço, reduzindo dessa forma o valor de R_a . A partir do avanço de 0,10 mm/v, o aumento da velocidade de corte e do avanço contribuem para um possível aumento da vibração do sistema, resultando

em valores de rugosidades mais altos. Portanto, em um avanço de 0,128 mm/v, uma velocidade de corte mais baixa ($V_c=214,64$ m/min) contribuirá para a diminuição da rugosidade.

5.2 Vida da ferramenta

Os valores da vida da ferramenta T apresentados na Tabela 5.1 representam o tempo de corte desde o início de sua efetiva utilização até o instante em que o desgaste de flanco VB_c atingiu um valor máximo de 0,30 mm. Durante os ensaios, observou-se a predominância dos desgastes de flanco e de cratera para todas as condições de corte ensaiadas. Resultados semelhantes foram observados nos trabalhos relacionados ao torneamento duro a seco utilizando insertos de cerâmica mista (Al_2O_3-TiC) com cobertura de TiN, como em Aslantas *et al.* (2012), Dorneles (2019), Campos (2015) e Pereira (2006).

Os elementos duros presentes no material da peça e arrancados da própria ferramenta contribuem para intensificar o processo de desgaste por abrasão. Segundo Boing *et al.* (2018a), carbonetos presentes na microestrutura do aço intensifica o mecanismo de desgaste por abrasão. Carbonetos do tipo MC são quatro vezes mais duros que a matriz martensítica (POULACHON *et al.* 2004). O aço AISI 52100 apresenta carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 , distribuído homogeneamente na matriz (BOING *et al.*, 2018a). Poulachon *et al.* (2004) observaram durante a usinagem do aço ABNT 52100 (54 HRC) que o tamanho dos sulcos das marcas abrasivas geradas no flanco da ferramenta de CBN foi próximo de $1 \mu m$, o qual representa o tamanho aproximado dos carbonetos primários M_7C_3 . Embora as ferramentas de cerâmica à base de alumina apresentam excelente estabilidade química ao usinar ligas ferrosas (MACHADO *et al.*, 2015), segundo Stachowiak e Stachowiak (1994), foram observadas reações químicas entre a alumina e os óxidos de ferro, cálcio e magnésio, especialmente durante a usinagem em altas velocidades de corte, o que sugere a ocorrência do mecanismo de desgaste difusão, acarretando no desgaste de cratera. Adicionalmente, os autores relatam que as ferramentas de cerâmica mista contendo TiC ou TiN são mais suscetíveis a reações químicas ao usinar ligas ferrosas.

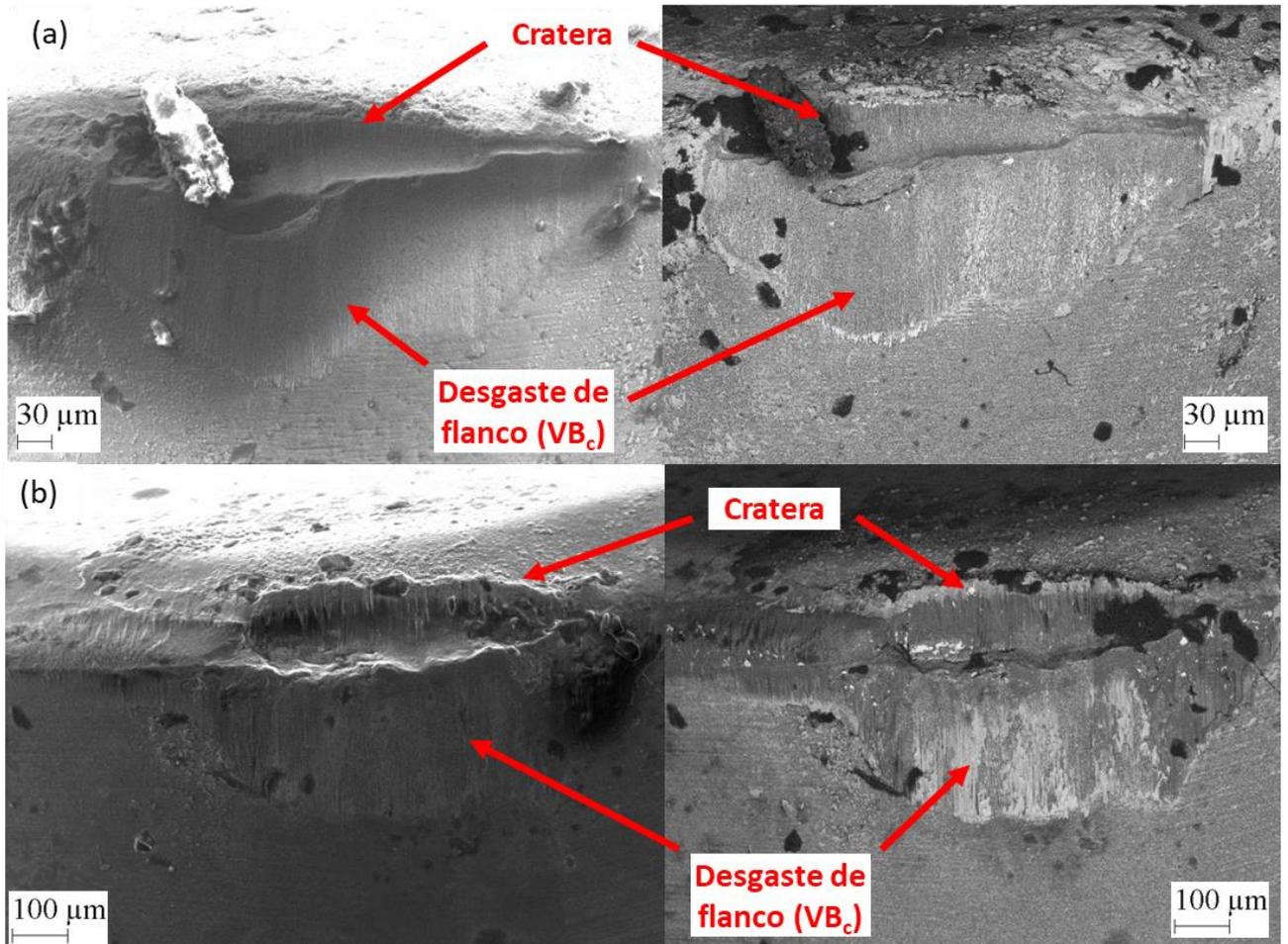


Figura 5.10 – Imagens da aresta de corte no fim de vida para o experimento (a) de número 3 ($V_c = 214,64$ m/min, $f = 0,128$ mm/v) da Tabela 5.1 e (b) para o experimento de confirmação da solução 46 ($V_c = 262,56$ m/min, $f = 0,067$ mm/v)

As vidas das ferramentas, conforme listadas na Tabela 5.1, foram estimadas multiplicando-se o tempo de corte de um passe de usinagem pelo número de passes possíveis de serem realizados até alcançar o fim de vida, caracterizando assim uma variável aleatória de Poisson. Consequentemente, os resíduos dos modelos de regressão utilizando o método *OLS* apresentam recorrentemente um comportamento heteroscedástico o que, por sua vez, aumenta a incerteza sobre os coeficientes estimados, gerando resultados enviesados e com baixa qualidade de previsão. Portanto, para corrigir o efeito da heterocedasticidade, este trabalho propôs a modelagem da vida da ferramenta utilizando um Modelo Linear Generalizado (MLG), conforme detalhado no Capítulo 3. De posse do conjunto de respostas, os coeficientes do modelo de segunda ordem para a vida da ferramenta (T) foram determinados por meio do Modelo Linear Generalizado utilizando o software estatístico Minitab®. Os coeficientes estimados através dos métodos *OLS* e MLG e os principais resultados da análise de variância

(ANOVA) são apresentados na Tabela 5.3. O modelo quadrático para a vida da ferramenta utilizando o método MLG é apresentado na Equação 5.2.

Tabela 5.3 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para vida da ferramenta T

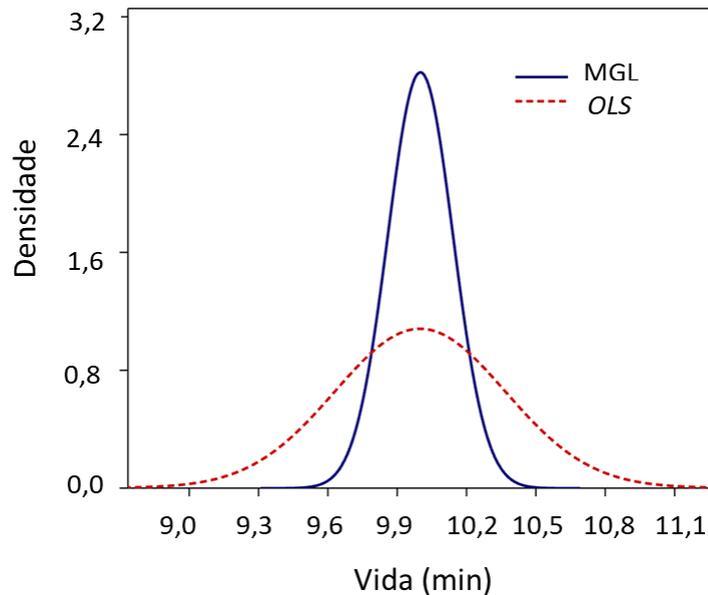
Termo	Método <i>OLS</i>			Método MLG		
	Coeficiente	Erro padrão do coeficiente	P-valor	Coeficiente	Erro padrão do coeficiente	P-valor
cte	11,194	0,373	0,000	11,194	0,133	0,000
V_c	-4,957	0,295	0,000	-4,952	0,293	0,000
f	-0,848	0,295	0,024	-0,824	0,233	0,009
V_c^2	0,786	0,316	0,042	0,699	0,223	0,016
f^2	1,169	0,316	0,008	1,254	0,163	0,000
$V_c \times f$	0,003	0,417	0,994	-0,219	0,224	0,361
s		0,833			1,062	
R^2		97,79%			99,61%	
R^2_{ajustado}		96,20%			99,34%	
$R^2_{\text{previsão}}$		85,04%			98,93%	
Falta de ajuste (p-valor)		0,080			0,390	
Curvatura (p-valor)		0,003			0,003	

$$T(x) = 11,194 - 4,952 V_c - 0,824 f + 0,699 V_c^2 + 1,254 f^2 - 0,219 V_c f \quad (5.2)$$

A partir do resultado da ANOVA apresentados na Tabela 5.3, observa-se que a utilização do método MLG para modelar a vida da ferramenta resultou na redução do erro padrão dos coeficientes e teve um aumento no coeficiente $R^2_{\text{previsão}}$ do modelo. Uma vez que modelos que possuem valores de $R^2_{\text{previsão}}$ mais elevados desempenham melhor capacidade preditiva, pode-se concluir que o uso do método MLG por meio do algoritmo *IRLS* e utilizando como peso o inverso da variância da vida estimada via regressão de Poisson, reduz a incerteza sobre os coeficientes estimados e melhora a capacidade preditiva do modelo. Adicionalmente, o modelo via MLG resultou em um modelo sem falta de ajuste (valor-p = 0,390 > 0,05). Como exemplo, na Tabela 5.4 é apresentado uma simulação utilizando os modelos de vida estimados via *OLS* e *MGL*. Conforme o resultado apresentado para o intervalo de confiança apresentado na Tabela 5.4, observa-se que a utilização do método *MGL* melhora a capacidade preditiva do modelo para a vida da ferramenta ao reduzir o intervalo de confiança da previsão. Esse resultado pode ser claramente evidenciado na Figura 5.11.

Tabela 5.4 – Intervalo de confiança da previsão para a $T \approx 10$ min.

Modelo	V_c (m/min)	f (mm/v)	a_p (mm)	T (min)	Desvio padrão de T	Intervalo de confiança da previsão (95%)
OLS	258,58	0,101	0,10	10,00	0,369	(7,85; 12,16)
MLG					0,141	(9,32; 10,68)

Figura 5.11 – Gráfico densidade de probabilidade normal para $T \approx 10$ min

Na Figura 5.12 é apresentado o gráfico de Pareto de efeitos padronizados e dos efeitos principais para a vida. A Superfície de resposta e o gráfico de contorno são apresentados na Figura 5.13. Todos os gráficos foram desenvolvidos através do modelo gerado pelo MLG.

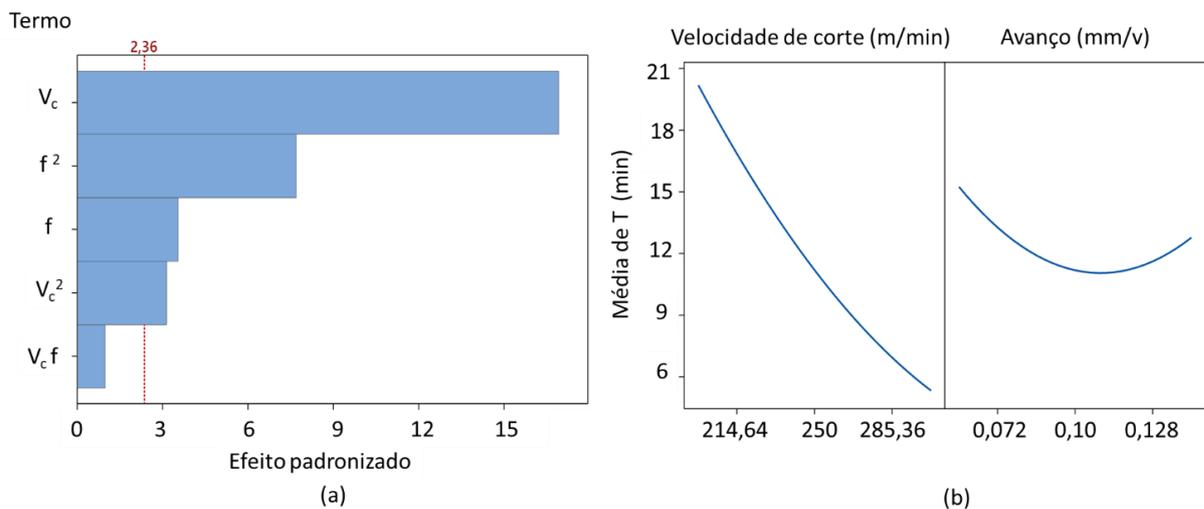


Figura 5.12 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de T

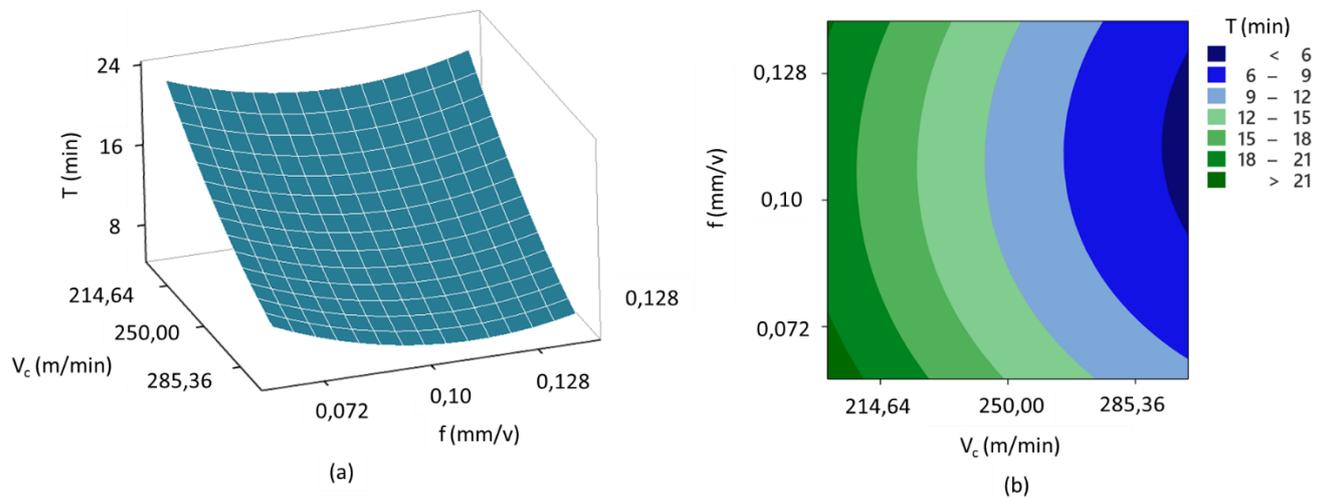


Figura 5.13 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para T

Segundo o nível de significância adotado de $\alpha = 0,05$, o efeito linear e quadrático da velocidade de corte e do avanço correspondem aos termos significativos do modelo (valor- $p \leq \alpha$), conforme pode-se observar na Tabela 5.3. Conforme observado no Gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.12 (a), a velocidade de corte tem o efeito de maior influência sobre a vida da ferramenta. O valor negativo do coeficiente linear de V_c indica que a vida da ferramenta diminui consideravelmente com o aumento da velocidade de corte, conforme pode ser observado nas Figuras 5.12 (b) e 5.13. Resultados semelhantes foram relatados por Campos (2015) durante o torneamento do aço ABNT H13 (54 HRC) e Sahin (2009) durante o torneamento do aço ABNT 52100 (57 HRC), ambos utilizando insertos de cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$) recoberta com uma camada de nitreto de titânio (TiN). A influência da velocidade de corte no desgaste das ferramentas de corte é amplamente reconhecida (DINIZ *et al.*, 2014; MACHADO *et al.*, 2015). Segundo Barbosa *et al.* (2023), a velocidade de corte demonstra ser o fator de maior influência na vida da ferramenta de corte, no qual velocidades elevadas resultam em uma redução da vida devido às elevadas temperaturas geradas durante o processo de usinagem. Altas velocidade de corte aumentam a taxa de deformação na zona de corte e o atrito entre peça-ferramenta, resultando numa maior geração de calor (RAGHAV e MULIK, 2024). O aumento de temperatura ativa ou acelera os mecanismos de desgaste, como a abrasão e a difusão (DORNELES, 2019; MACHADO *et al.*, 2015). Por exemplo, segundo Panda *et al.* (2019), à medida que a velocidade de corte aumenta, a força de atrito aumenta devido à alta tensão de contato e ao efeito do atrito das partículas duras do material da peça com a ferramenta de corte, resultando em maior geração de calor. Esse calor leva à queda de dureza do material

da ferramenta, causando a diminuição da resistência da aresta de corte e resultando em um maior desgaste de flanco da ferramenta.

O segundo efeito significativo de maior influência sobre a vida da ferramenta é o efeito positivo quadrático do avanço, conforme observado no Gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.12 (a). A significância do efeito positivo quadrático do avanço também foi observada no trabalho de Pereira (2006) durante o torneamento do aço ABNT 52100 endurecido (55 HRC) utilizando insertos de cerâmica mista, com um avanço variando de 0,03 a 0,11 mm/v. Analisando o gráfico do efeito do avanço sobre a vida T da Figura 5.12 (b), verifica-se que com o aumento do avanço de 0,06 a 0,10 mm/v, ou seja, até a região do seu nível central, o valor médio de T diminui até atingir o seu valor mais baixo. Segundo Khan *et al.* (2016), a redução da vida da ferramenta com o aumento do avanço pode ser explicada pela relação $h = f \cdot \theta$, onde h é a espessura de corte e θ é ângulo da aresta de corte. O aumento do avanço resulta no aumento de h . Na interface ferramenta-peça, um valor de h elevado aumenta a pressão/esforço de contato (efeitos mecânicos) e a temperatura (efeitos térmicos). Adicionalmente, avanços maiores exigem mais energia para formação do cavaco devido à maior espessura do cavaco não deformado, provocando uma maior geração de calor (BARBOSA *et al.*, 2023). Por fim, Raghav e Mulik (2024), argumentam que um maior avanço resulta em uma área de contato entre a ferramenta-peça maior, aumentando o atrito e a geração de calor. Os efeitos térmicos e mecânicos contribuem para ativar ou acelerar os mecanismos de desgaste. Esses fenômenos também justificam o efeito significativo do coeficiente linear negativo do avanço. Posteriormente, o valor da vida da ferramenta aumenta com o aumento do avanço de 0,10 até 0,14 mm/v. Segundo Stephenson e Agapiou (2016), o aumento do avanço pode reduzir o desgaste de flanco devido a abrasão. Uma possível justificativa para esse fenômeno é argumentada por Astakhov (2007). Segundo o autor, para um dado comprimento da peça e mantendo-se a velocidade de corte constante, o aumento do avanço reduz o tempo de corte e, conseqüentemente, o tempo de contato peça-ferramenta, resultando na diminuição do desgaste da ferramenta.

5.3 Tempo de corte

Os valores do tempo de corte (T_c) listados na Tabela 5.1 foram calculados através da Equação 4.5. De posse do conjunto de respostas para T_c , os coeficientes do modelo de segunda ordem foram determinados através do Método dos Mínimos Quadrados Ordinários utilizando o *software* estatístico *Minitab*®. Os coeficientes estimados e os principais resultados da

ANOVA são apresentados na Tabela 5.5. O modelo quadrático para o tempo de corte é apresentado na Equação 5.3.

Tabela 5.5 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para T_c

Termo	Coeficiente	P-valor
cte	0,280	0,000
V_c	-0,043	0,000
f	-0,091	0,000
V_c^2	0,005	0,008
f^2	0,026	0,000
$V_c \times f$	0,012	0,000
s		0,004
R^2		99,88%
R^2_{ajustado}		99,79%
$R^2_{\text{previsão}}$		99,14%

$$T_c(x) = 0,280 - 0,043 V_c - 0,091 f + 0,005 V_c^2 + 0,026 f^2 + 0,012 V_c f \quad (5.3)$$

Os coeficientes de determinação para o modelo foram superiores a 99%, confirmando o bom ajuste e uma boa capacidade preditiva do modelo. Na Figura 5.14 são apresentados o gráfico de Pareto de efeitos padronizados e o gráfico dos efeitos principais para a média de T_c . A superfície de resposta e o gráfico de contorno para T_c são apresentados na Figura 5.15.

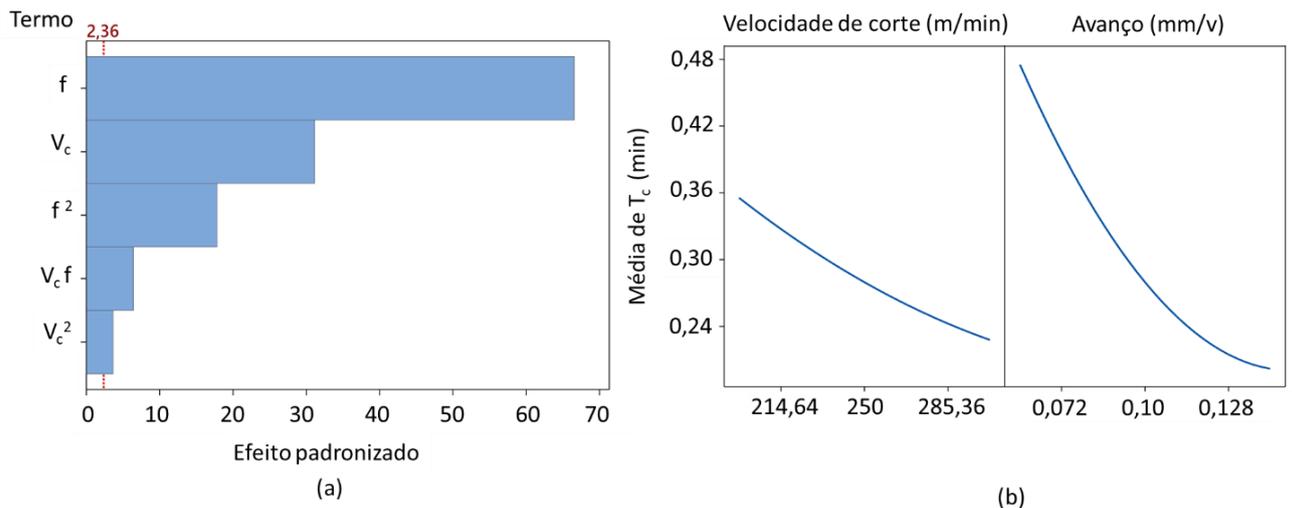


Figura 5.14 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de T_c

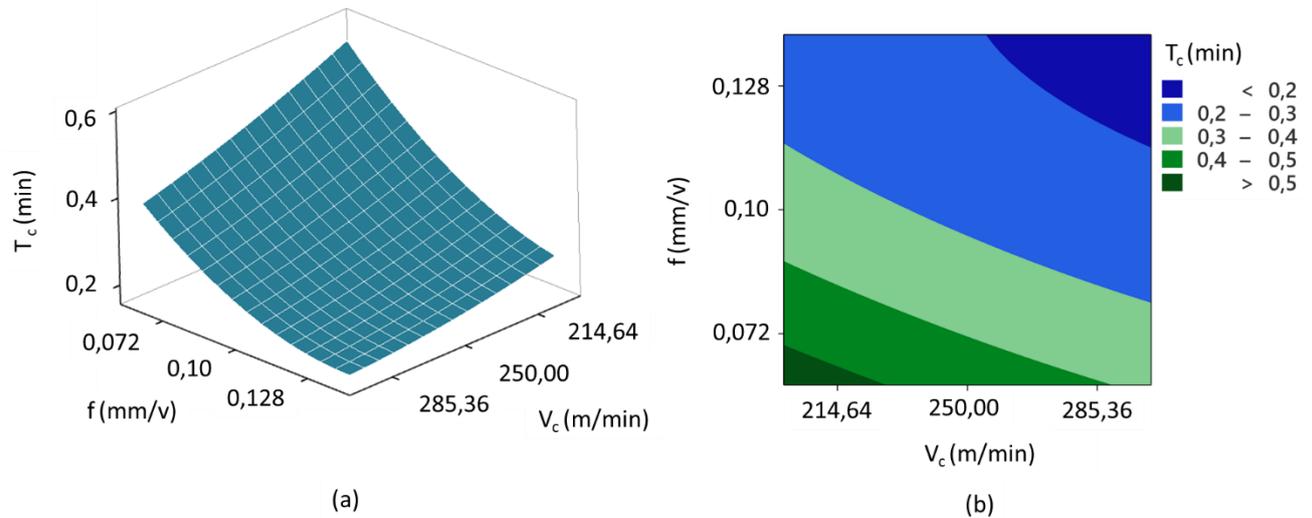


Figura 5.15 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para T_c

Com base no nível de significância estabelecido de $\alpha = 0,05$, todos os efeitos são considerados significativos para o modelo estimado (valor- $p \leq \alpha$), conforme indicado na Tabela 5.5. Conforme observado no gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.14(a), o maior efeito sobre a média de T_c é o efeito linear do avanço, seguido pelo efeito linear da velocidade de corte. O valor negativo do coeficiente linear de f e V_c indica que o tempo de corte diminui com o aumento do avanço e da velocidade de corte, conforme pode ser observado na Figura 5.14(b) e na Figura 5.15. Essa tendência já era esperada uma vez que os valores de T_c foram calculados a partir da Equação 4.5, a qual indica que o tempo de corte é inversamente proporcional ao avanço e a velocidade de corte. O aumento do avanço provoca uma redução mais significativa no tempo total de usinagem em comparação com o aumento da velocidade de corte, conforme observado na Figura 5.14. Esse fenômeno pode ser explicado devido ao maior impacto na redução do tempo decorrente do movimento mais rápido da ferramenta ao longo da superfície da peça com o aumento do avanço, em comparação ao aumento da rotação causado pelo aumento da velocidade de corte.

5.4 Tempo total de usinagem

De posse dos valores do tempo total de usinagem listados na Tabela 5.1, os coeficientes do modelo de segunda ordem foram determinados através do Método dos Mínimos Quadrados Ordinários utilizando o *software* estatístico *Minitab*®. Os coeficientes estimados e os principais resultados da ANOVA são apresentados na Tabela 5.6. O modelo quadrático para o tempo total de usinagem é apresentado na Equação 5.4.

Tabela 5.6 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para T_t .

Termo	Coeficiente	P-valor
cte	0,964	0,000
V_c	-0,035	0,000
f	-0,096	0,000
V_c^2	0,007	0,006
f^2	0,025	0,000
$V_c \times f$	0,012	0,002
s	0,005	
R^2	99,80%	
R^2_{ajustado}	99,65%	
$R^2_{\text{previsão}}$	98,56%	
Curvatura (p-valor)	0,000	

$$T_t(x) = 0,964 - 0,035 V_c - 0,096 f + 0,007 V_c^2 + 0,025 f^2 + 0,012 V_c f \quad (5.4)$$

Os coeficientes de determinação para o modelo foram superiores a 98%, confirmando o bom ajuste e uma boa capacidade preditiva do modelo. Além disso, o modelo apresenta valor de p inferior a 5% de significância para a curvatura, o que significa que a região experimental na qual essa resposta foi modelada apresenta curvatura. Na Figura 5.16 são apresentados o gráfico de Pareto de efeitos padronizados e o gráfico dos efeitos principais para a média de T_t . A superfície de resposta e o gráfico de contorno para T_t são apresentados na Figura 5.17.

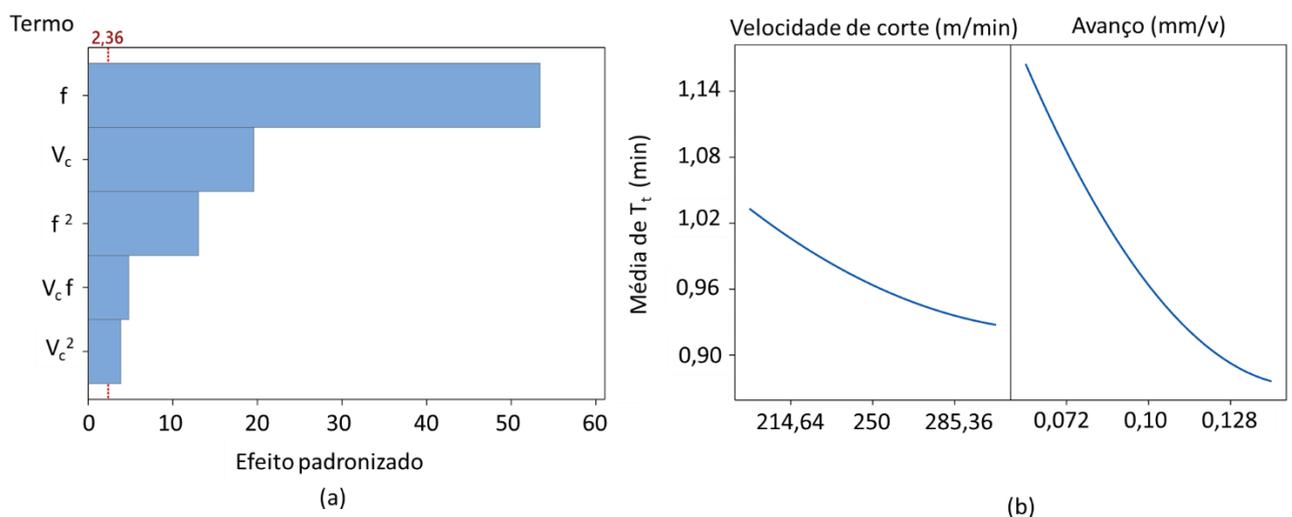


Figura 5.16 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de T_t

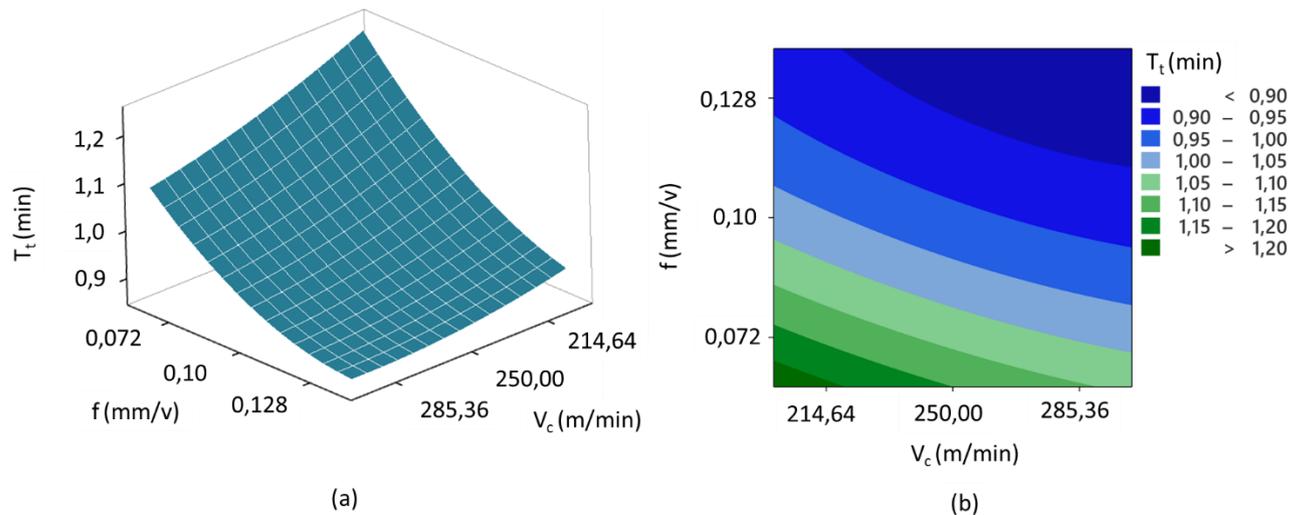


Figura 5.17 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para T_t

Com base no nível de significância estabelecido de $\alpha = 0,05$, todos os efeitos são considerados significativos para o modelo estimado (valor- $p \leq \alpha$), conforme indicado na Tabela 5.6. Conforme observado no gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.16(a), o maior efeito sobre a média de T_t é o efeito linear do avanço, seguido pelo efeito linear da velocidade de corte. O valor negativo do coeficiente linear de f e V_c indica que o tempo total de usinagem por peça diminui com o aumento do avanço e da velocidade de corte, conforme pode ser observado na Figura 5.16(b) e na Figura 5.17. Observa-se na Figura 5.16(b) que o aumento do avanço provoca uma redução mais significativa no tempo total de usinagem em comparação com o aumento da velocidade de corte. Esse fenômeno pode ser explicado devido ao maior impacto na redução do tempo decorrente do movimento mais rápido da ferramenta ao longo da superfície da peça com o aumento do avanço, em comparação ao aumento da rotação causado pelo aumento da velocidade de corte.

5.5 Custo de usinagem por peça

De posse do conjunto de respostas para o custo de usinagem por peça C_t da Tabela 5.1, os coeficientes do modelo de segunda ordem foram determinados através do Método dos Mínimos Quadrados Ordinários utilizando o *software* estatístico *Minitab*®. Os coeficientes estimados e os principais resultados da ANOVA são apresentados na Tabela 5.7. O modelo quadrático para o custo de usinagem por peça é apresentado na Equação 5.5.

Tabela 5.7 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para C_t

Termo	Coeficiente	P-valor
cte	4,153	0,000
V_c	0,114	0,003
f	-0,528	0,000
V_c^2	0,097	0,011
f^2	0,063	0,060
$V_c \times f$	0,038	0,346
s	0,074	
R^2	98,43%	
R^2_{ajustado}	97,31%	
$R^2_{\text{previsão}}$	89,34%	
Curvatura (p-valor)	0,001	

$$C_t(x) = 4,153 + 0,114 V_c - 0,528 f + 0,097 V_c^2 + 0,063 f^2 + 0,038 V_c f \quad (5.5)$$

Os coeficientes de determinação para o modelo foram superiores a 88%, confirmando o bom ajuste e uma boa capacidade preditiva do modelo. Além disso, o modelo apresenta valor de p inferior a 5% de significância para a curvatura, o que significa que a região experimental na qual essa resposta foi modelada apresenta curvatura. Na Figura 5.18 são apresentados o gráfico de Pareto de efeitos padronizados e o gráfico dos efeitos principais para o custo de usinagem por peça. A superfície de resposta e o gráfico de contorno são apresentados na Figura 5.19.

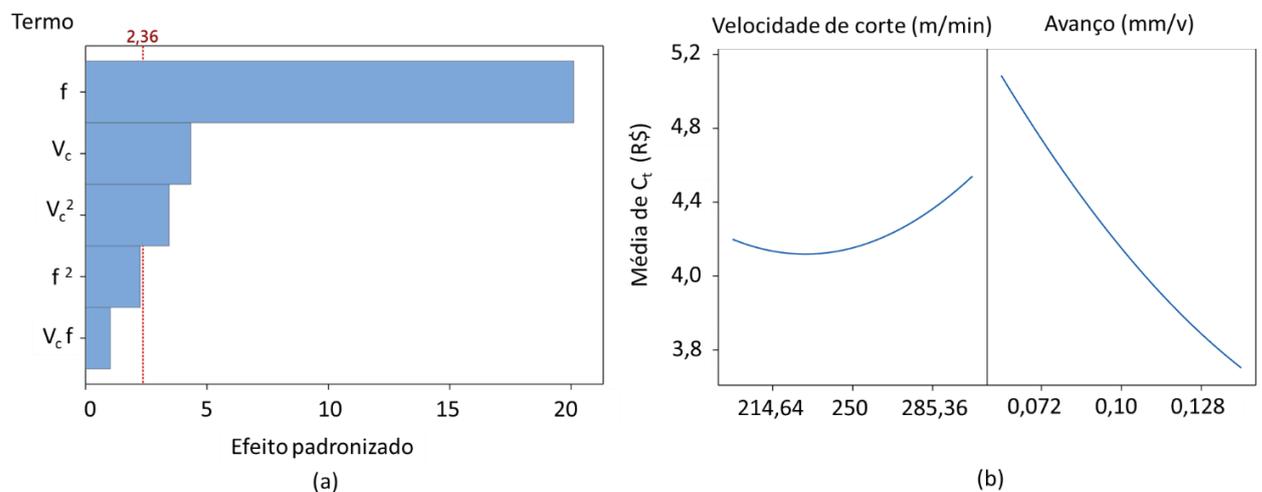


Figura 5.18 – (a) Gráfico de Pareto de efeitos padronizados e (b) gráfico dos efeitos principais para a média de C_t

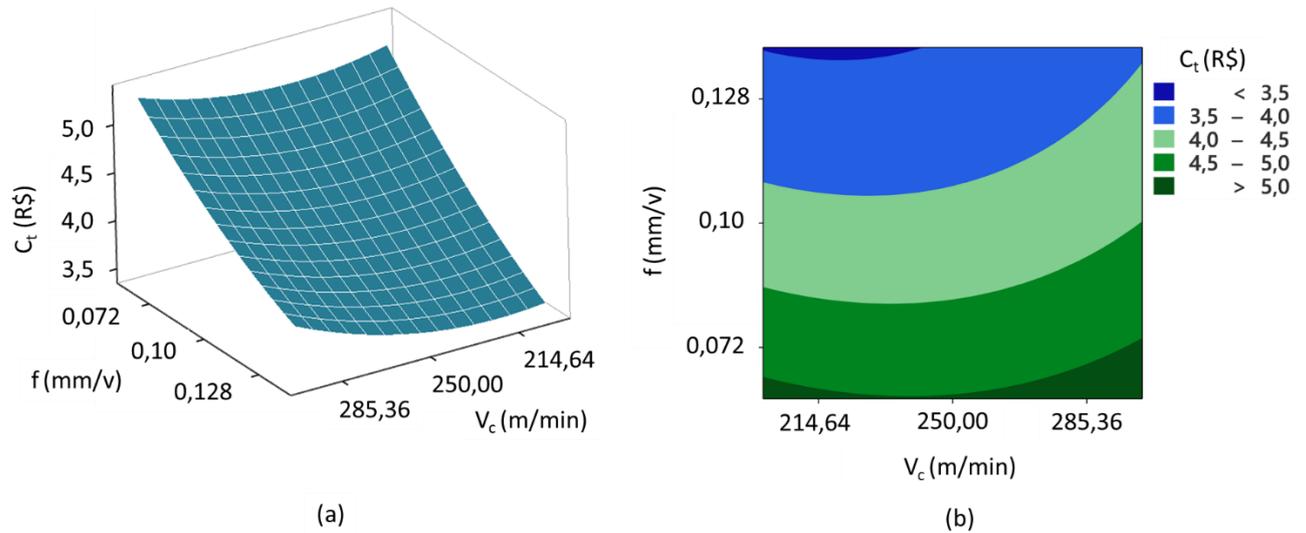


Figura 5.19 – (a) Superfície de resposta e (b) gráfico de contorno para C_t

Com base no nível de significância estabelecido de $\alpha = 0,05$, o efeito linear do avanço e o efeito linear e quadrático da velocidade de corte correspondem aos termos significativos do modelo ($\text{valor-p} \leq \alpha$), conforme pode-se observar na Tabela 5.7. Conforme observado no gráfico de Pareto de efeitos padronizados da Figura 5.18(a), o parâmetro de maior efeito sobre a média de C_t é o efeito linear do avanço, seguido pelo efeito linear e quadrático da velocidade de corte. O valor negativo do coeficiente linear de f indica que o custo total de usinagem por peça diminui com o aumento do avanço, conforme pode ser observado nas Figuras 5.18(b) e 5.19. O valor positivo do coeficiente linear de V_c indica que o custo de usinagem por peça aumenta com o aumento da velocidade de corte, conforme pode ser observado nas Figuras 5.18 (b) e 5.19. O efeito positivo quadrático de V_c indica que o custo total de usinagem por peça diminui com o aumento da velocidade de corte de 200 até próximo a 225 m/min, conforme pode ser observado nas Figuras 5.18(b). Posteriormente, o custo total de usinagem aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte.

Analisando o impacto da utilização do intervalo de valores de velocidade de corte (200-300 m/min) adotados para a construção da região experimental, verifica-se que o aumento da velocidade de corte a partir de um valor próximo a 225 m/min aumenta o custo de usinagem. Para melhor entendimento desse resultado e o efeito dos custos associados a mão de obra e hora-máquina (K_2), calculado pela Equação 5.6, e o custo associado a ferramenta (K_3), calculado pela Equação 5.7, os gráficos das Figuras 5.20 e 5.21 foram construídos a partir dos dados da Tabela 5.8. Os valores do tempo de corte (T_c), tempo total de usinagem (T_t), vida da ferramenta (T) e do custo de usinagem por peça (C_t) foram obtidos através das Equações 4.5,

4.4, 5.2 e 4.16, respectivamente. Os custos C_1 , C_2 e C_3 foram obtidos através das Equações 4.13, 4.14 e 4.15, respectivamente.

$$k_2 = \frac{t_c}{60} \cdot C_2 \quad (5.6)$$

$$k_3 = \frac{t_c}{T} \cdot C_3 \quad (5.7)$$

Tabela 5.8 - Simulação do custo de usinagem por peça para $f = 0,10$ mm/v e $a_p = 0,10$ mm

V_c (m/min)	t_c (s)	T_t (s)	T (min)	C_t (R\$)	C_1 (R\$)	K2 (R\$)	K3 (R\$)
200,0	21,0	61,6	19,59	4,146	2,20	1,29	0,66
212,5	19,8	60,4	17,23	4,116	2,20	1,21	0,71
225,0	18,7	59,4	15,04	4,107	2,20	1,14	0,76
237,5	17,7	58,6	13,02	4,119	2,20	1,08	0,84
250,0	16,8	57,8	11,19	4,152	2,20	1,03	0,92
262,5	16,0	57,2	9,54	4,212	2,20	0,98	1,03
275,0	15,3	56,7	8,05	4,303	2,20	0,93	1,17
287,5	14,6	56,3	6,73	4,431	2,20	0,89	1,34
300,0	14,0	56,0	5,59	4,599	2,20	0,86	1,54

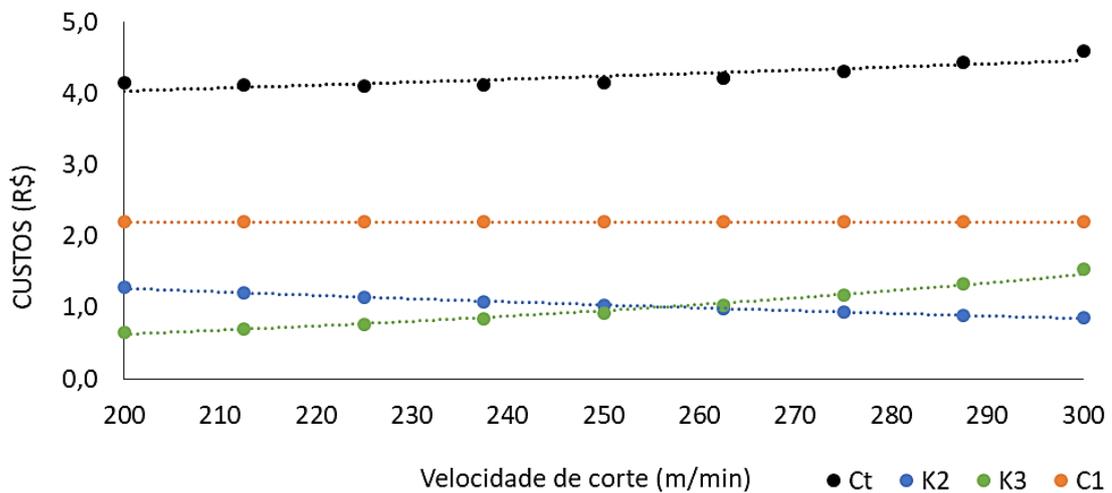


Figura 5.20 – Evolução dos custos com a velocidade de corte para os dados simulados da Tabela 5.8

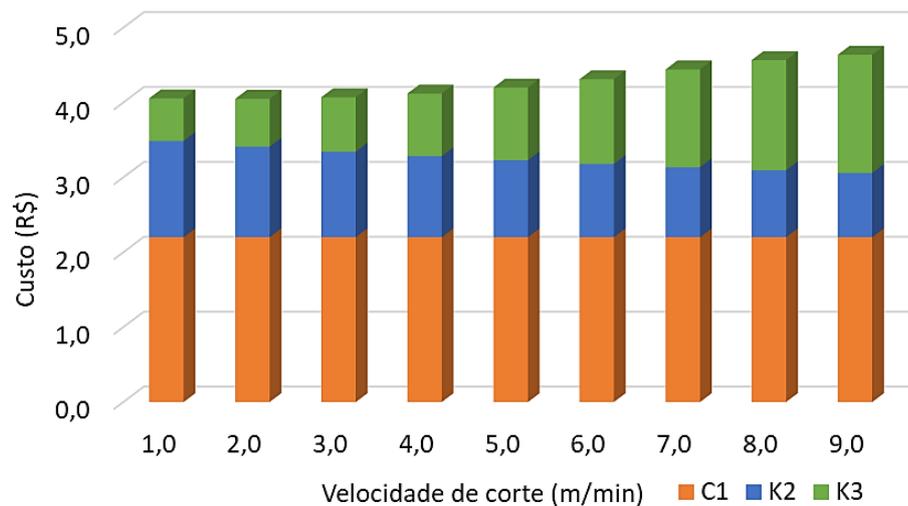


Figura 5.21 – Contribuição proporcional dos custos em função da velocidade de corte para os dados simulados da Tabela 5.8

Com base nos resultados simulados apresentados na Tabela 5.8 e na Figura 5.20, observa-se uma diminuição discreta no custo total de usinagem de 4,146 para 4,107 R\$ com o aumento da velocidade de corte de 200 até por volta de 225 m/min. Posteriormente, o custo de usinagem por peça aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte, o que corrobora para justificar a significância estatística do efeito positivo quadrático da velocidade de corte, conforme Tabela 5.7. Conforme Machado *et al.*, (2015), em altas velocidades de corte, o custo associado a ferramenta (K_3) é dominante, contribuindo dessa forma para aumentar o custo de usinagem por peça (C_t). Na Figura 5.20 verifica-se que o custo K_3 aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte, suprimindo o efeito da redução dos custos associados a mão de obra e hora-máquina (K_2) no custo C_t . Da Tabela 5.8 e da Figura 5.20, nota-se que o aumento de K_3 (R\$ 0,66 para 1,54) é maior que a redução de K_2 (R\$1,29 para 0,86) com o aumento da velocidade de corte. Portanto, nas condições de corte ensaiadas ($V_c = 200-300$ m/min), a redução do custo de usinagem por peça ocorre com o aumento da velocidade de corte de 200 m/min até por volta de 225 m/min. Posteriormente, o custo de usinagem por peça aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte. O tempo de corte e total de usinagem diminuíram progressivamente, sendo a diminuição do tempo de corte mais expressiva devido a diminuição do tempo total de usinagem ter sido amenizada pela significância dos tempos improdutivos. Nesse sentido, pode-se concluir que o principal ganho do aumento da velocidade de corte nas condições de corte ensaiadas é na redução do tempo de corte e do tempo total de usinagem.

5.6 Aplicação da otimização

Neste presente subcapítulo é apresentado a aplicação do método de otimização proposto detalhados no capítulo 3. A avaliação do método proposto para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte será realizada no subcapítulo 5.7 (Experimentos de confirmação). Nesse sentido, progressivamente, são descritos, a seguir, os resultados da aplicação das etapas da otimização contidas no item 3.1.

5.6.1. Análise Fatorial

Utilizando a matriz de correlação das respostas, R_a , T, T_c , T_t e C_t , a Análise Fatorial (AF) foi conduzida através do *software Minitab*®, utilizando o método de componentes principais para extração dos fatores e o método *Equimax* para a rotação. Na Tabela 5.9 é apresentado o resultado da AF.

Tabela 5.9 – Resultados da Análise Fatorial

Variável	Fator 1		Fator 2		Fator 3		Comunaliidade
R_a	-0,422	l_{11}	-0,903	l_{12}	0,076	l_{13}	1,00
T	0,043	l_{21}	0,031	l_{22}	-0,996	l_{23}	1,00
C_t	0,844	l_{31}	0,525	l_{32}	0,073	l_{33}	0,99
T_t	0,711	l_{41}	0,523	l_{42}	-0,468	l_{43}	1,00
T_c	0,668	l_{51}	0,506	l_{52}	-0,541	l_{53}	1,00
Variância	1,844		1,623		1,516		4,982
% variância	36,9		32,4		30,3		99,6

Os resultados da AF da Tabela 5.9 mostram que os três fatores apresentam autovalores maiores que a unidade: 1,844, 1,623 e 1,516 para os fatores F_1 , F_2 e F_3 , respectivamente. A porcentagem acumulada de variância que esses fatores explicam em relação à variância total é igual a 99,6 %, sendo maior que o mínimo desejado (80%). Quanto mais próximo a comunalidade estiver de 1, melhor a variável é explicada pelos fatores, o que indica que as variáveis estão bem representadas pelos 3 fatores. Portanto, os três fatores representam adequadamente o conjunto de respostas analisadas e serão considerados pela otimização. As altas cargas fatoriais l_{31} , l_{41} e l_{51} associam as variáveis C_t , T_t e T_c ao fator F_1 , enquanto que as cargas l_{12} e l_{23} associam as variáveis R_a e T ao fator F_2 e F_3 , respectivamente.

5.6.2 Modelagem dos escores dos fatores rotacionados

Na Tabela 5.10 é apresentado o arranjo CCD com os escores fatoriais rotacionados obtidos através da AF. De posse do conjunto de valores dos escores de cada fator, os modelos quadráticos de superfície de resposta para os fatores 1 e 3 foram obtidos através do método Mínimos Quadrados Ponderados (*WLS - Weighted Least Squares*) utilizando como peso o inverso do quadrado dos resíduos. O modelo quadrático de superfície de resposta para o fator 2 foi obtido através do método *OLS*. Na Tabela 5.10 é apresentado os coeficientes dos modelos bem como os principais resultados da ANOVA. Os coeficientes de determinação para os modelos foram superiores a 90 % e o valor de p do teste para falta de ajuste foi superior ao nível de significância (valor-p >0,05), confirmando o ajuste satisfatório dos modelos.

Tabela 5.10 – Matriz experimental com os escores dos fatores rotacionados

N° exp.	Parâmetros de corte		Escores dos fatores		
	V _c (m/min)	f (mm/v)	F ₁	F ₂	F ₃
1	214,64	0,072	1,67	-0,10	-1,33
2	285,36	0,072	0,48	1,39	0,86
3	214,64	0,128	-0,89	-0,75	-0,88
4	285,36	0,128	0,23	-1,80	1,12
5	200	0,10	-0,16	-0,40	-1,91
6	300	0,10	1,17	-0,97	1,74
7	250	0,06	1,85	0,71	-0,56
8	250	0,14	-0,96	-1,48	-0,32
9	250	0,10	-0,60	0,65	0,32
10	250	0,10	-0,84	0,92	0,26
11	250	0,10	-0,55	0,42	0,18
12	250	0,10	-0,56	0,59	0,32
13	250	0,10	-0,83	0,83	0,19

Tabela 5.11 – Coeficientes e resultados principais da ANOVA para os fatores

Termo	Fator 1		Fator 2		Fator 3	
	Coeficiente	P-valor	Coeficiente	P-valor	Coeficiente	P-valor
cte	-0,634	0,000	0,681	0,001	0,264	0,000
V _c	0,233	0,061	-0,046	0,648	1,159	0,000
f	-0,943	0,000	-0,866	0,000	0,109	0,048
V _c ²	0,532	0,002	-0,629	0,000	-0,089	0,135
f ²	0,526	0,000	-0,478	0,002	-0,335	0,000
V _c x f	0,532	0,005	-0,633	0,002	0,016	0,799
s	1,164		0,272		1,058	
R ²	99,27%		95,68%		99,63%	
R ² _{ajustado}	98,75%		92,59%		99,36%	
Falta de ajuste (p-valor)	0,313		0,153		0,401	

5.6.3 Obtenção das funções do erro quadrático médio dos fatores

Uma vez desenvolvidos os modelos quadráticos para os fatores, as funções do erro quadrático médio do fator (EQMF_i) foram geradas. Os valores alvos ($\zeta_{F_i(x)}$) das funções EQMF foram obtidos através da otimização individual de cada fator $F_i(x)$, considerando seus sentidos de otimização e a restrição de espaço experimental. Conforme analisado no item 5.6.1, C_t, T₁ e T_c estão associados ao fator F₁ com correlação positiva. Uma vez que se deseja a minimização dessas características, a função de F₁ deverá ser minimizada. A variável R_a está associada ao fator F₂ com correlação negativa. Uma vez que se deseja a minimização de R_a, a função F₂ deverá ser maximizada. Por fim, a função F₃ deverá ser minimizada, pois está correlacionada negativamente a variável T, a qual se deseja maximizar. Na Tabela 5.12 é apresentado o resultado das otimizações individuais através do algoritmo Gradiente Reduzido Generalizado, do inglês *Generalized Reduced Gradient (GRG)*, disponível no pacote do *Excel®*. Todas as otimizações foram sujeitas a restrição do espaço experimental, ou seja, $\mathbf{x}^T \mathbf{x} \leq \rho^2 = 2$. Essa restrição representa a região esférica do arranjo experimental CCD adotado com distancia axial ρ igual a 1,414.

Tabela 5.12 – Respostas das otimizações individuais

Otimização individual de $Y_i(x)$					Otimização individual de $F_i(x)$					
Resposta	Objetivo	Alvo	V_c (m/min)	f (mm/v)	Fator	Objetivo	$\zeta_{F_i(x)}$	Resposta	V_c (m/min)	f (mm/v)
C_t (R\$)		3,50	237,38	0,139				C_t (R\$)	3,55	
T_t (min)	Min	0,87	270,61	0,136	F_1	Min	-1,36	T_t (min)	0,91	223,14
T_c (min)		0,19	282,18	0,131				T_c (min)	0,23	
R_a (μ m)	Min	0,27	262,91	0,061	F_2	Máx	1,24	R_a (μ m)	0,28	271,20
T (min)	Máx	19,7	200,58	0,094	F_3	Min	-1,56	T (min)	19,6	200,84

Os resultados da otimização da Tabela 5.12 mostram claramente que a otimização individual da função de cada fator $F_i(x)$ conduziu a valores bem próximos aos ótimos individuais referentes as variáveis associadas ao fator (valores destacados em azul). Adicionalmente, nota-se que as condições de corte que conduz aos ótimos individuais de cada resposta são diferentes, comprovando dessa forma a natureza conflitante das respostas avaliadas. A partir dos valores alvos, as equações do erro quadrático médio dos fatores rotacionados, as quais correspondem as funções objetivas da otimização multiobjetivo, são definidas conforme as Equações 5.9 a 5.11.

$$EQMF_{F_1} = (F_1(x) - \zeta_{F_1(x)})^2 = [(-0,634 + 0,233 V_c - 0,943 f + 0,532 V_c^2 + 0,526 f^2 + 0,532 V_c f) - (-1,36)]^2 \quad (5.9)$$

$$EQMF_{F_2} = (F_2(x) - \zeta_{F_2(x)})^2 = [(0,681 - 0,046 V_c - 0,866 f - 0,629 V_c^2 - 0,478 f^2 - 0,633 V_c f) - 1,24]^2 \quad (5.10)$$

$$EQMF_{F_3} = (F_3(x) - \zeta_{F_3(x)})^2 = [(0,264 + 1,159 V_c + 0,109 f - 0,089 V_c^2 - 0,335 f^2 + 0,016 V_c f) - (-1,56)]^2 \quad (5.11)$$

5.6.4 Otimização

Conforme o sequenciamento do método NBI, deve-se inicialmente obter a matriz *Payoff*. Os pontos de Utopia e Nadir das funções objetivos foram obtidos considerando as otimizações individuais dessas funções e respeitando a restrição do espaço experimental ($x^T x \leq \rho^2 = 2$). A partir dos pontos de Utopia e Nadir, a matriz *Payoff* foi definida conforme Equação 5.12.

$$\phi = \begin{vmatrix} 0,000 & 7,414 & 3,619 \\ 4,129 & 0,000 & 3,050 \\ 0,287 & 3,202 & 0,000 \end{vmatrix} \quad (5.12)$$

De posse dos valores de Utopia e Nadir, obtêm-se as funções escalonadas das funções objetivos, conforme as Equações 5.13 a 5.14.

$$\overline{EQMF}_{F_1} = \left[\frac{EQMF_{F_1}(x) - EQMF_{F_1}(x)^U}{EQMF_{F_1}(x)^N - EQMF_{F_1}(x)^U} \right] = \left[\frac{EQMF_{F_1}(x) - 0,00}{7,414 - 0,000} \right] \quad (5.13)$$

$$\overline{EQMF}_{F_2} = \left[\frac{EQMF_{F_2}(x) - EQMF_{F_2}(x)^U}{EQMF_{F_2}(x)^N - EQMF_{F_2}(x)^U} \right] = \left[\frac{EQMF_{F_2}(x) - 0,00}{4,129 - 0,000} \right] \quad (5.14)$$

$$\overline{EQMF}_{F_3} = \left[\frac{EQMF_{F_3}(x) - EQMF_{F_3}(x)^U}{EQMF_{F_3}(x)^N - EQMF_{F_3}(x)^U} \right] = \left[\frac{EQMF_{F_3}(x) - 0,000}{3,202 - 0,000} \right] \quad (5.15)$$

Para um caso tridimensional, a Equação 2.41 pode ser reescrita pela Equação 5.16. (LOGIST e VAN IMPE, 2012). Uma vez que as funções objetivos foram determinadas, procede-se a otimização por meio do sistema de Equações 5.16 utilizando o algoritmo *GRG* do programa de suplemento *Solver*® do pacote do *Excel*®. Foram utilizados incrementos de 0,10 para a distribuição dos pesos (w), gerando 66 soluções Pareto-ótimo plotadas conforme a Figura 5.22. Na Tabela 5.13 são apresentados os resultados das 66 soluções dessa fronteira.

$$\begin{aligned} &\text{Minimizar } \bar{f}_3(x) \\ &\text{Sujeito a: } \bar{f}_1(x) - \bar{f}_3(x) + w_1 - w_3 = 0 \\ &\quad \bar{f}_2(x) - \bar{f}_3(x) + w_2 - w_3 = 0 \\ &\quad g_j(x) \geq 0 \\ &\quad w_i(x) \geq 0, i = 1, 2, 3. \\ &\quad \sum w_i(x) = 1, i = 1, 2, 3. \end{aligned} \quad (5.16)$$

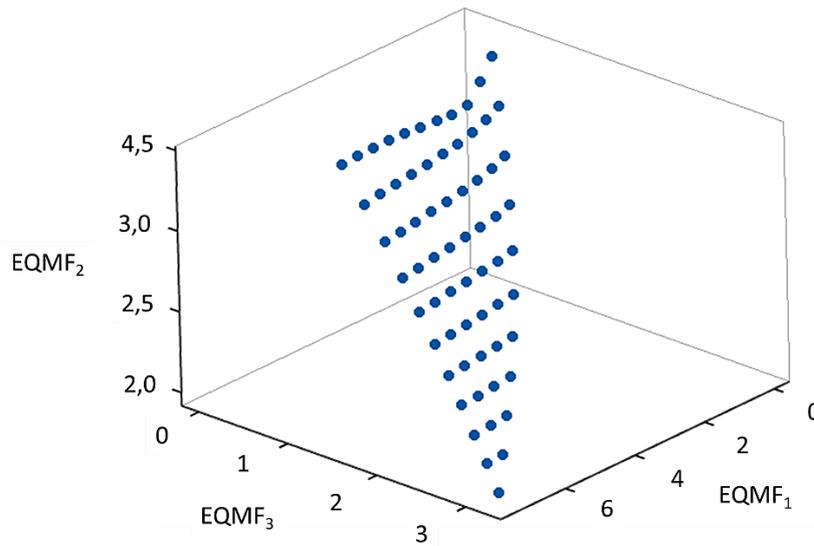


Figura 5.22 – Fronteira de Pareto

Tabela 5.13 – Resultado da otimização multiobjetivo pelo método NBI

n	W ₁	W ₂	W ₃	V _c (m/min)	f (mm/v)	EQMF ₁	EQMF ₂	EQMF ₃	C _t (R\$)	T _t (min)	T _c (min)	T (min)	R _a (µm)	Limite superior de previsão de R _a (µm)
1	1,0	0,0	0,0	223,13	0,134	0,00	4,10	0,29	3,55	0,91	0,23	16,36	0,96	1,05
2	0,9	0,1	0,0	221,54	0,129	0,00	3,21	0,34	3,62	0,92	0,24	16,28	0,91	1,00
3	0,9	0,0	0,1	216,52	0,130	0,00	3,56	0,14	3,61	0,92	0,25	17,25	0,92	1,02
4	0,8	0,2	0,0	219,66	0,122	0,02	2,33	0,41	3,73	0,93	0,26	16,23	0,84	0,92
5	0,8	0,1	0,1	216,02	0,125	0,01	2,88	0,21	3,68	0,93	0,26	17,04	0,87	0,96
6	0,8	0,0	0,2	207,52	0,121	0,11	3,08	0,04	3,76	0,95	0,27	18,43	0,86	0,95
7	0,7	0,3	0,0	218,86	0,113	0,17	1,54	0,51	3,89	0,96	0,28	16,07	0,75	0,83
8	0,7	0,2	0,1	215,22	0,117	0,11	2,05	0,29	3,82	0,95	0,28	16,82	0,79	0,88
9	0,7	0,1	0,2	209,89	0,119	0,13	2,62	0,10	3,80	0,95	0,28	17,87	0,83	0,92
10	0,7	0,0	0,3	202,97	0,114	0,48	3,00	0,01	3,91	0,98	0,30	19,05	0,81	0,91
11	0,6	0,4	0,0	221,44	0,102	0,61	0,93	0,71	4,08	0,99	0,31	15,61	0,66	0,74
12	0,6	0,3	0,1	216,91	0,107	0,42	1,36	0,45	3,99	0,98	0,30	16,37	0,71	0,79
13	0,6	0,2	0,2	212,21	0,111	0,35	1,87	0,23	3,94	0,97	0,30	17,24	0,75	0,84
14	0,6	0,1	0,3	206,40	0,112	0,45	2,49	0,06	3,93	0,98	0,30	18,35	0,78	0,87
15	0,5	0,5	0,0	227,07	0,093	1,32	0,50	0,99	4,26	1,02	0,34	14,94	0,57	0,65
16	0,6	0,0	0,4	201,21	0,109	0,91	3,01	0,00	4,01	0,99	0,32	19,32	0,78	0,88
17	0,5	0,4	0,1	221,39	0,098	0,97	0,83	0,68	4,16	1,00	0,32	15,71	0,62	0,71
18	0,5	0,3	0,2	216,16	0,102	0,76	1,25	0,41	4,09	1,00	0,32	16,53	0,67	0,76
19	0,5	0,2	0,3	210,91	0,106	0,71	1,76	0,20	4,04	0,99	0,31	17,46	0,72	0,80
20	0,5	0,1	0,4	205,15	0,107	0,87	2,42	0,05	4,03	1,00	0,32	18,54	0,75	0,84
21	0,4	0,6	0,0	234,72	0,085	2,27	0,23	1,35	4,43	1,04	0,36	14,21	0,49	0,57
22	0,4	0,5	0,1	227,97	0,090	1,75	0,44	0,98	4,33	1,03	0,35	14,97	0,54	0,63
23	0,5	0,0	0,5	200,40	0,105	1,35	3,04	0,00	4,08	1,01	0,33	19,46	0,76	0,86

Tabela 5.13 – Resultado da otimização multiobjetivo pelo método NBI (continuação)

n	W ₁	W ₂	W ₃	V _c (m/min)	f (mm/v)	EQMF ₁	EQMF ₂	EQMF ₃	C _t (R\$)	T _t (min)	T _c (min)	T (min)	R _a (μm)	Limite superior de previsão de R _a (μm)
24	0,4	0,4	0,2	221,82	0,094	1,38	0,75	0,67	4,24	1,02	0,34	15,76	0,60	0,68
25	0,4	0,3	0,3	216,12	0,098	1,16	1,16	0,40	4,16	1,01	0,33	16,62	0,65	0,73
26	0,4	0,2	0,4	210,55	0,101	1,12	1,69	0,18	4,12	1,01	0,33	17,57	0,69	0,78
27	0,3	0,7	0,0	243,69	0,078	3,41	0,07	1,76	4,60	1,06	0,38	13,49	0,42	0,50
28	0,4	0,1	0,5	204,82	0,103	1,31	2,36	0,04	4,11	1,01	0,33	18,62	0,73	0,82
29	0,3	0,6	0,1	236,14	0,082	2,74	0,19	1,35	4,49	1,05	0,37	14,21	0,47	0,55
30	0,3	0,5	0,2	229,05	0,087	2,20	0,39	0,98	4,39	1,04	0,36	14,97	0,52	0,60
31	0,3	0,4	0,3	222,53	0,091	1,81	0,69	0,66	4,30	1,03	0,35	15,79	0,57	0,66
32	0,4	0,0	0,6	200,07	0,102	1,80	3,06	0,00	4,14	1,02	0,34	19,55	0,75	0,84
33	0,3	0,3	0,4	216,47	0,095	1,58	1,10	0,39	4,23	1,02	0,34	16,67	0,62	0,71
34	0,3	0,2	0,5	210,67	0,098	1,55	1,63	0,18	4,19	1,02	0,34	17,62	0,67	0,75
35	0,2	0,7	0,1	245,42	0,076	3,91	0,06	1,78	4,65	1,07	0,39	13,47	0,40	0,48
36	0,2	0,6	0,2	237,65	0,080	3,21	0,16	1,36	4,55	1,06	0,38	14,19	0,45	0,53
37	0,2	0,8	0,0	253,24	0,072	4,69	0,01	2,23	4,75	1,08	0,39	12,83	0,36	0,44
38	0,2	0,5	0,3	230,26	0,084	2,65	0,35	0,98	4,45	1,05	0,37	14,97	0,50	0,58
39	0,2	0,4	0,4	223,41	0,088	2,25	0,64	0,65	4,36	1,04	0,36	15,80	0,55	0,63
40	0,3	0,1	0,6	204,93	0,100	1,75	2,31	0,04	4,17	1,02	0,34	18,65	0,70	0,80
41	0,2	0,3	0,5	217,07	0,092	2,02	1,04	0,38	4,29	1,04	0,36	16,69	0,60	0,68
42	0,1	0,7	0,2	247,17	0,073	4,41	0,05	1,79	4,70	1,08	0,39	13,45	0,38	0,46
43	0,1	0,6	0,3	239,22	0,077	3,70	0,14	1,37	4,60	1,07	0,39	14,17	0,43	0,51
44	0,1	0,8	0,1	255,07	0,070	5,21	0,01	2,25	4,80	1,09	0,40	12,81	0,34	0,43
45	0,3	0,0	0,7	200,01	0,099	2,25	3,07	0,00	4,20	1,03	0,35	19,61	0,73	0,83
46	0,1	0,9	0,0	262,56	0,067	6,04	0,00	2,71	4,89	1,09	0,40	12,25	0,31	0,40
47	0,1	0,5	0,4	231,56	0,082	3,12	0,31	0,99	4,50	1,06	0,38	14,95	0,48	0,56
48	0,2	0,2	0,6	211,07	0,095	1,99	1,58	0,17	4,25	1,03	0,35	17,64	0,65	0,73
49	0,1	0,4	0,5	224,43	0,086	2,70	0,59	0,65	4,42	1,05	0,37	15,80	0,53	0,61
50	0,0	0,7	0,3	248,94	0,072	4,92	0,04	1,81	4,74	1,09	0,40	13,43	0,36	0,45
51	0,0	0,8	0,2	256,89	0,068	5,72	0,01	2,27	4,84	1,09	0,40	12,79	0,33	0,42
52	0,2	0,1	0,7	205,28	0,097	2,20	2,27	0,04	4,23	1,03	0,36	18,66	0,69	0,78
53	0,0	0,9	0,1	264,35	0,066	6,56	0,00	2,73	4,93	1,10	0,41	12,24	0,30	0,39
54	0,0	0,6	0,4	240,83	0,075	4,19	0,12	1,38	4,65	1,08	0,39	14,15	0,41	0,49
55	0,1	0,3	0,6	217,82	0,089	2,46	0,99	0,38	4,35	1,05	0,37	16,69	0,58	0,66
56	0,0	1,0	0,0	271,20	0,064	7,41	0,00	3,20	5,01	1,10	0,41	11,76	0,28	0,38
57	0,0	0,5	0,5	232,94	0,079	3,59	0,28	0,99	4,55	1,07	0,39	14,94	0,46	0,54
58	0,1	0,2	0,7	211,64	0,092	2,44	1,53	0,17	4,30	1,04	0,36	17,65	0,63	0,71
59	0,2	0,0	0,8	200,14	0,097	2,70	3,07	0,00	4,25	1,04	0,36	19,64	0,72	0,81
60	0,0	0,4	0,6	225,53	0,083	3,15	0,55	0,66	4,47	1,06	0,38	15,79	0,51	0,59
61	0,0	0,3	0,7	218,69	0,087	2,91	0,94	0,38	4,40	1,06	0,37	16,69	0,56	0,65
62	0,1	0,1	0,8	205,77	0,094	2,65	2,22	0,04	4,28	1,04	0,36	18,65	0,67	0,76
63	0,1	0,0	0,9	200,42	0,095	3,15	3,07	0,00	4,29	1,05	0,37	19,65	0,70	0,80
64	0,0	0,2	0,8	212,33	0,090	2,89	1,48	0,17	4,35	1,05	0,37	17,64	0,61	0,70
65	0,0	0,1	0,9	206,37	0,092	3,11	2,18	0,04	4,33	1,05	0,37	18,64	0,65	0,74
66	0	0	1	200,82	0,093	3,60	3,05	0,00	4,33	1,06	0,38	19,65	0,69	0,79

Dos resultados apresentados na Tabela 5.13, verifica-se que a metodologia proposta foi eficaz em otimizar simultaneamente R_a , a vida da ferramenta, o tempo de corte, o tempo total de usinagem e o custo de usinagem por peça, sendo que as soluções ótimas de Pareto fornecem o melhor compromisso entre as respostas analisadas.

De acordo com os resultados experimentais para a vida da ferramenta da Tabela 5.1, verifica-se que o menor e o maior valor para a vida foram 5,60 e 20,99 min, respectivamente,

enquanto a média para a condição dos pontos centrais foi de 11 min. Por meio de uma otimização simples com restrição através do aplicativo solver do *software Excel*® e utilizando o modelo quadrático da vida (Equação 5.2), obteve-se o valor mínimo e máximo para a vida da ferramenta considerando as condições de corte do arranjo experimental. A condição de corte de $V_c = 299,27$ m/min, $f = 0,107$ mm/v e $a_p = 0,10$ mm fornece o valor mínimo de 5,45 min para a vida, enquanto que o valor máximo de 19,65 min é alcançado com a condição de $V_c = 200,58$ m/min, $f = 0,094$ mm/v e $a_p = 0,10$ mm. Em relação à vida da ferramenta, cuja resposta é a mais afetada pelas altas velocidades de corte, verifica-se na Tabela 5.13 que a menor vida proposta pela otimização foi de 11,76 min e a maior de 19,65 min. Portanto, uma vez que a otimização possibilitou encontrar valores para a vida maiores que 11 min, pode-se verificar que a otimização se apresenta como uma alternativa eficaz para viabilizar a aplicação do *HSM* no processo de torneamento em peças endurecidas, pois uma vida muito curta tornaria inviável a aplicação da ferramenta analisada em altas velocidades de corte. Assim, para o presente estudo, o desempenho da ferramenta de cerâmica mista com cobertura durante o processo de torneamento de acabamento em altas velocidades de corte do aço rolamento ABNT 52100 endurecido pode ser considerada satisfatória.

Conforme argumentado por Jain e Bajpai (2020) e Wang *et al.* (2021a), a usinagem em altas velocidades tem demonstrado muitas vantagens e funcionalidades em relação a outras tecnologias de usinagem, como aumento da produtividade e redução do custo. Porém, conforme discutido no item 5.5, para este estudo, o aumento da velocidade de corte até por volta de 225 m/min reduziu o custo de usinagem por peça e, a partir desse valor, o custo aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte. Observa-se na Tabela 5.13 e na Figura 5.23(a) que as soluções que promovem os menores valores de C_t (soluções de 1 a 5 da Tabela 5.13 e destacadas em azul nas Figuras 5.23(a) e (b)) estão associadas a valores de velocidade de corte mais baixos e altos avanços. Este resultado era esperado devido ao fato de as combinações de peso privilegiarem o peso W_1 e, portanto, a função objetivo $EQMF_1$, a qual está associada ao custo de usinagem por peça. Em contrapartida, velocidades de corte altas e baixos valores de avanço promovem os maiores valores de C_t (soluções 56, 53 e 46 da Tabela 5.13 e destacadas em vermelho nas Figuras 5.23(a) e (b)). Ambos os comportamentos estão de acordo com o comportamento do custo total de usinagem por peça discutido no item 5.5 e conforme pode ser observado na Figura 5.23(c), na qual se nota que a redução do custo se dá com o aumento da velocidade de corte até próximo ao valor de 225 m/min e com o aumento progressivo do avanço da ferramenta.

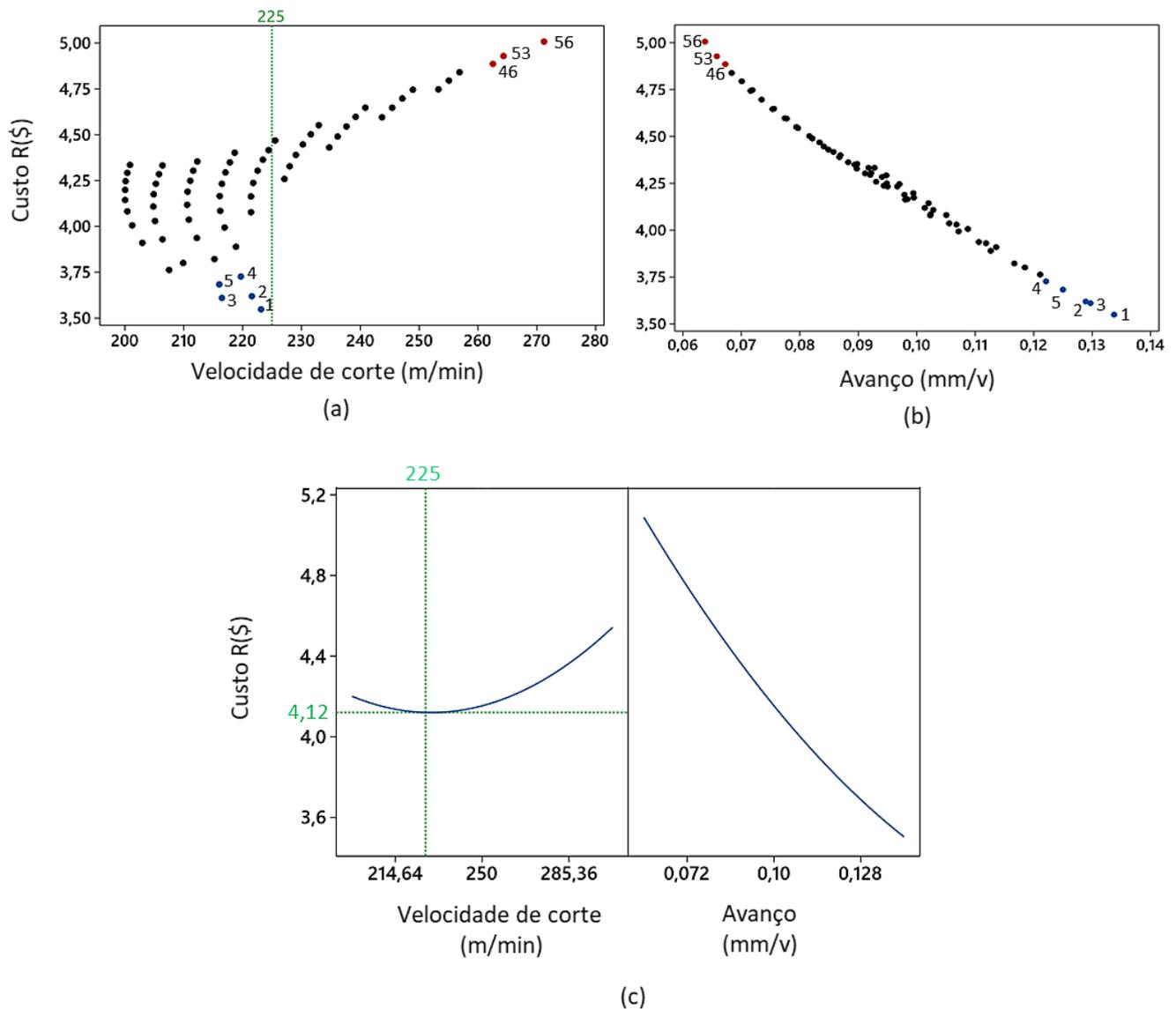


Figura 5.23 – Comportamento do custo de usinagem por peça das soluções da Tabela 5.12 em função da velocidade de corte (a) e do avanço (b), e (c) gráfico dos efeitos principais para a média de C_t

Uma vez que o processo estudado é o torneamento de acabamento, o qual tem como um dos objetivos a produção de peças com valores de R_a dentro dos limites especificados pelo cliente, e dado que o modelo para R_a possui uma variância de previsão associada, a análise das respostas da Tabela 5.13 deve ser realizada com base nos valores da média e do limite superior de previsão de R_a . Basear-se apenas no valor da média pode incorrer em não conformidades, conduzindo a retrabalhos e refugos. Por exemplo, para atender um valor de R_a menor ou igual a $0,40 \mu\text{m}$ (padrão N5), com base apenas no valor esperado para a média de R_a , todas as soluções destacadas em verde na Tabela 5.13 poderiam ser implementadas. Entretanto, considerando a

variância de previsão associada, apenas as soluções 46, 53 e 56 são capazes de atender à especificação desejada. Adicionalmente, deve-se destacar que as soluções propostas pela otimização possibilitam a utilização da ferramenta de corte até o final de sua vida, pois o efeito do desgaste na variação da rugosidade foi analisado previamente, não sendo necessário abreviar a vida da ferramenta para evitar a produção de peças não conformes devido à evolução do desgaste. Isso contribui para evitar a subutilização das ferramentas de corte, promovendo, dessa forma, o seu consumo de forma sustentável.

Da Tabela 5.13, nota-se que a otimização foi capaz de estabelecer setups que promovem rugosidades de 0,28 a 1,05 μm , os quais correspondem aos padrões N5 a N7 de rugosidade. Portanto, a otimização multiobjetivo permitiu estabelecer soluções intermédias entre as soluções extremas. Assim, para um dado cenário de produção, o tomador de decisão poderá escolher a solução mais adequada para satisfazer uma especificação de R_a . No contexto industrial, em que a alta qualidade do produto e redução de custos são essenciais para garantir a viabilidade econômica da fabricação, juntamente com a capacidade da produção de se adaptar e atender rapidamente as mudanças nos requisitos do produto ou na demanda do mercado, a proposição de diferentes soluções para atender a diferentes cenários, como proposto, é essencial para o aumento da competitividade.

Uma vez que a etapa de acabamento tem como um dos objetivos produzir peças com rugosidade dentro da especificação, uma análise do comportamento de R_a das soluções otimizadas da Tabela 5.13 em função das respostas otimizadas é importante para a avaliação do desempenho da ferramenta de cerâmica mista com cobertura utilizada para o processo de torneamento de acabamento do aço ABNT 52100 endurecido nos intervalos estabelecidos para a velocidade de corte (200-300 m/min) e avanço (0,06-0,14 mm/v). Na Figura 5.24 é apresentado o comportamento de R_a das soluções otimizadas da Tabela 5.13 em função do custo de usinagem por peça (C_t), do tempo total de usinagem (T_t), do tempo de corte (T_c) e da vida da ferramenta (T).

As condições de corte das soluções que fornecem os menores valores de R_a (soluções 56, 53 e 46 da Tabela 5.13 e destacadas em vermelho nas Figuras 5.24a a 5.54d) estão associadas a valores de velocidade de corte e avanço por volta de 265 m/min e 0,066 mm/v, respectivamente. Esse resultado está de acordo com o comportamento de R_a discutido no item 5.1 e pode ser observado na Figura 5.24(e), na qual se nota que a redução de R_a ocorre com valores de velocidade de corte em torno de 250 m/min e com valores de avanço mais baixos. Adicionalmente, essas soluções estão associadas aos maiores valores de custo de usinagem por

peça, tempo de corte e tempo total de usinagem e aos menores valores para a vida da ferramenta. Esse resultado era esperado devido ao fato de o avanço ser o fator de maior influência sobre C_t , T_c e T_t , que apresentam os maiores valores com avanços mais baixos, e a velocidade de corte ser o fator de maior influência sobre T , que apresenta os menores valores com velocidades de corte mais altas. Sob o aspecto do processo em altas velocidade de corte, o aumento da velocidade de corte até por volta de 260 m/min foi benéfico para alcançar os menores valores de R_a ; entretanto aumentou o custo de usinagem por peça e reduziu a vida da ferramenta. Adicionalmente, embora o aumento da velocidade de corte contribua para o aumento da produtividade com a redução de T_c e T_t , os valores baixos do avanço das soluções que fornecem os menores valores de R_a fazem com que essas soluções apresentem os maiores valores para o tempo de corte e total de usinagem. Nota-se na Tabela 5.13 que as combinações de peso das soluções 56, 53 e 46 privilegiaram o peso W_2 e, portanto, a função objetivo $EQMF_2$, a qual está associada à R_a e é otimizada com o objetivo de minimizar R_a , justificando a discussão acima.

As condições de corte das soluções que fornecem os maiores valores de R_a (soluções 1, 2 e 3 da Tabela 5.13 e destacadas em azul nas Figuras 5.24a a 5.24d estão associadas a valores de velocidade de corte e avanço por volta de 220 m/min e 0,131 mm/v, respectivamente. Esse resultado está de acordo com o comportamento de R_a discutido no item 5.1 e pode ser observado na Figura 5.24(e), na qual se nota que avanços maiores geram rugosidades maiores. Adicionalmente, essas soluções estão associadas aos menores valores de custo de usinagem por peça, tempo de corte e tempo total de usinagem. Nota-se na Tabela 5.13 que as combinações de peso das soluções 1, 2 e 3 privilegiaram o peso W_1 e, portanto, a função objetivo $EQMF_1$, a qual está associada às respostas C_t , T_c e T_t e é otimizada com o objetivo de minimizar essas respostas.

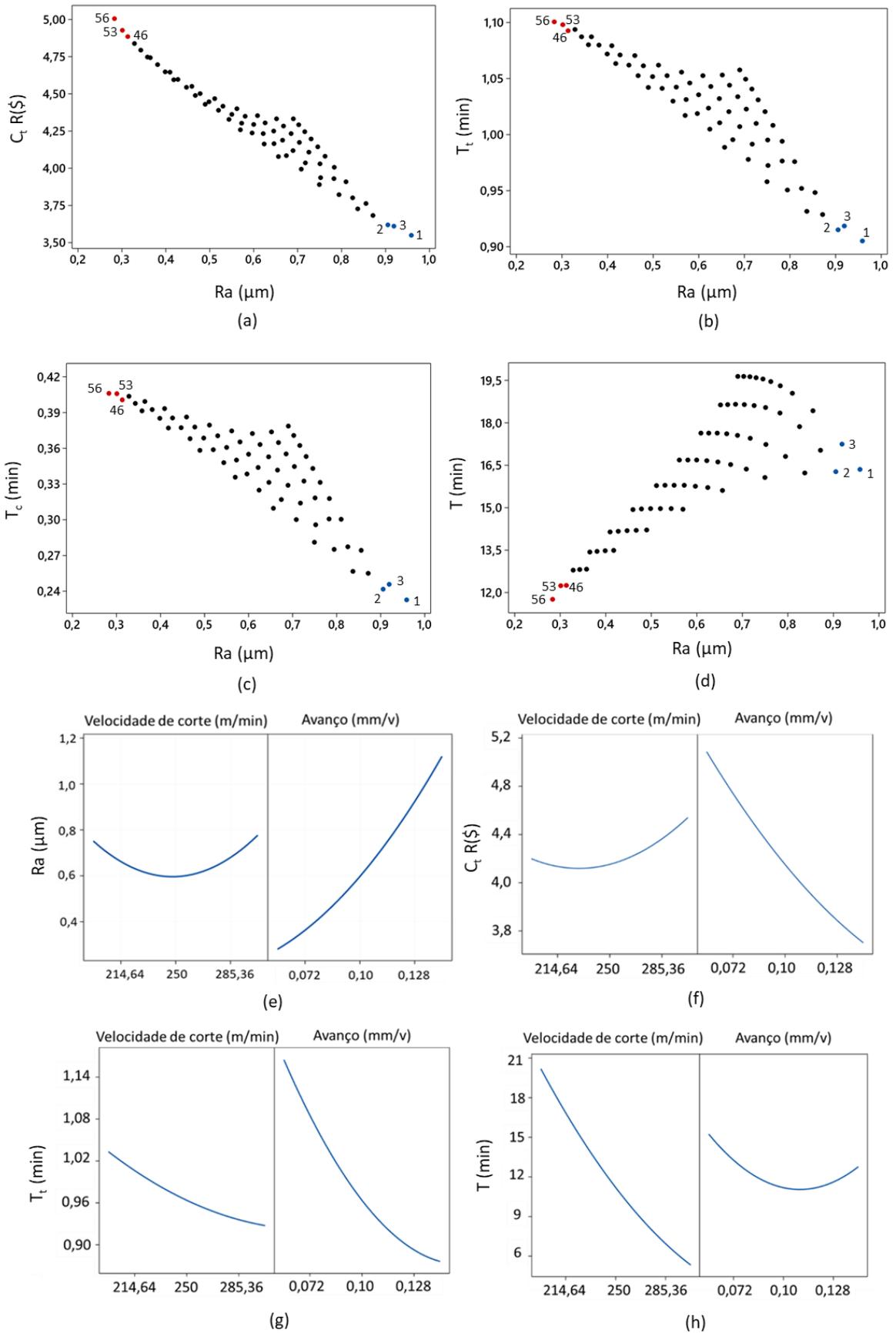


Figura 5.24 – Comportamento de R_a das soluções ótimas em função de (a) C_t , (b) T_t , (c) T_c e (d) T ; e gráfico dos efeitos principais para a média de (e) R_a , (f) C_t , (g) T_t e (h) T

5.7 Experimentos de confirmação

Experimentos de confirmação foram realizados com o objetivo de avaliar a reprodutibilidade na prática da otimização e verificação da eficácia da metodologia proposta para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte. Para tanto, foram escolhidas as soluções 12 e 46 da Tabela 5.13. A primeira solução garante que o processo produza peças dentro da classe de rugosidade N6 ($R_a \leq 0,80 \mu\text{m}$) e a segunda, peças dentro da classe de rugosidade N5 ($R_a \leq 0,40 \mu\text{m}$). Na Tabela 5.14 são apresentados os valores esperados para a média das respostas e seus respectivos intervalos de confiança de previsão calculados através dos modelos quadráticos das respostas. Foram realizados 8 experimentos de confirmação e os resultados são apresentados na Tabela 5.15.

Tabela 5.14 – Intervalo de previsão para a média das respostas das soluções 12 e 46 da Tabela

5.13

Solução	Resposta	Valor esperado para a média	Intervalo de confiança da previsão (95%)
12	R_a (μm)	0,709	(0,624 – 0,793)
	T (min)	16,37	(15,16 – 17,57)
	C_t (min)	3,99	(3,80 – 4,19)
	T_t (min)	0,98	(0,96 – 0,99)
	T_c (min)	0,3	(0,29 – 0,31)
46	R_a (μm)	0,313	(0,224 – 0,402)
	T (min)	12,25	(11,73 – 12,76)
	C_t (min)	4,89	(4,68 – 5,09)
	T_t (min)	1,09	(1,08 – 1,11)
	T_c (min)	0,4	(0,39 – 0,41)

Tabela 5.15 – Resultados dos experimentos de confirmação

Solução	N° Exp.	Parâmetros de corte			Respostas				
		V _c (m/min)	f (mm/v)	a _p (mm)	R _a (μm)	T (min)	C _t (R\$)	T _t (min)	T _c (min)
12	1	216,91	0,107	0,10	0,735	16,86	3,97	0,98	0,30
	2				0,677	15,35	4,03	0,98	0,30
	3				0,680	15,35	4,03	0,98	0,30
	4				0,752	16,86	3,97	0,98	0,30
	5				0,734	16,26	3,99	0,98	0,30
	6				0,701	15,65	4,02	0,98	0,30
	7				0,713	17,16	3,95	0,98	0,30
	8				0,668	15,65	4,02	0,98	0,30
Média					0,707	16,143	3,997	0,979	0,301
Variância					0,0010	0,542	0,001	0,000	0,000
46	1	262,56	0,067	0,10	0,310	11,89	4,89	1,09	0,40
	2				0,341	12,28	4,85	1,09	0,40
	3				0,294	12,28	4,85	1,09	0,40
	4				0,284	11,89	4,89	1,09	0,40
	5				0,287	11,89	4,89	1,09	0,40
	6				0,340	12,28	4,85	1,09	0,40
	7				0,290	11,89	4,89	1,09	0,40
	8				0,332	11,89	4,89	1,09	0,40
Média					0,310	12,036	4,873	1,088	0,396
Variância					0,001	0,042	0,000	0,000	0,000

Da Tabela 5.15, verifica-se que todos os valores das respostas dos 8 experimentos de confirmação se encontram dentro dos intervalos de confiança de previsão correspondentes da Tabela 5.14. Isso indica que os resultados obtidos nos experimentos de confirmação são consistentes com os valores previstos. Portanto, pode afirmar-se que as soluções estabelecidas através da otimização são alcançáveis na prática. Assim, conclui-se que a otimização proposta nesse trabalho cumpre eficazmente o objetivo estabelecido.

Conforme discutido na seção 5.1, o efeito da evolução do desgaste da ferramenta contribuiu para a diminuição do valor de R_a. Nesse sentido, durante os experimentos de confirmação foi realizado o monitoramento da rugosidade. Verificou-se que para todos os experimentos o valor de R_a diminuiu com a evolução do desgaste de flanco, conforme mostrado nas Figuras 5.25 e 5.27. Nas Figuras 5.26 e 5.28 são mostrados o perfil da rugosidade no início e fim de vida da ferramenta.

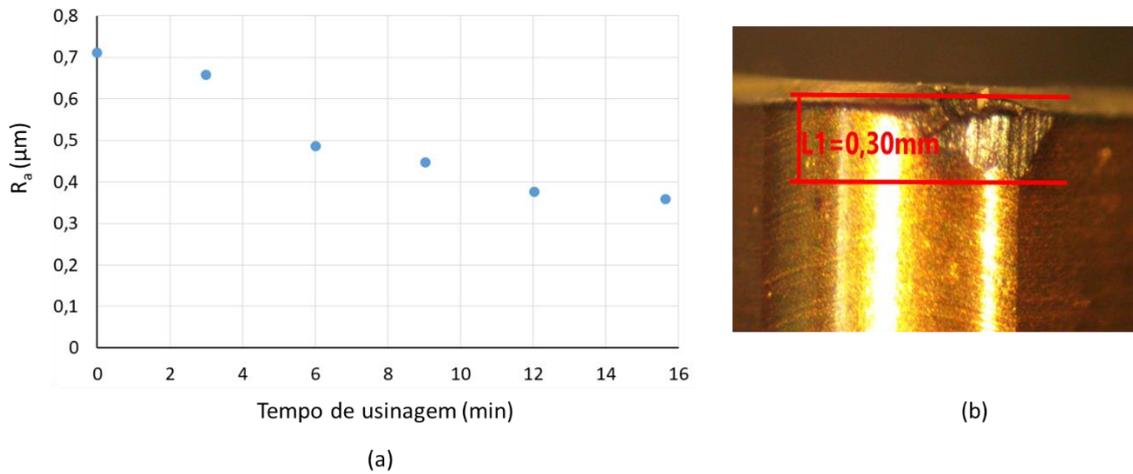


Figura 5.25 – (a) Evolução da rugosidade com o tempo de usinagem para o primeiro experimento confirmação para a solução 12 da Tabela 5.15 e (b) desgaste de flanco ao final da vida da ferramenta (VBc = 0,30 mm)

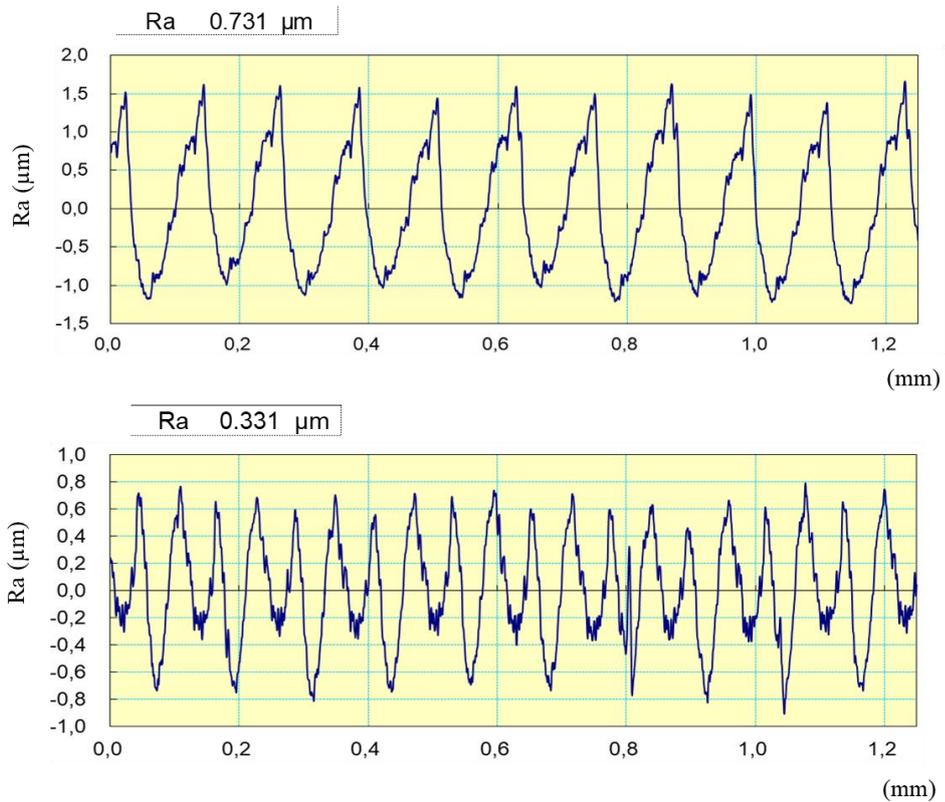


Figura 5.26 – Perfis filtrados da rugosidade no início e fim de vida da ferramenta para o primeiro experimento de confirmação para a solução 12 da Tabela 5.15

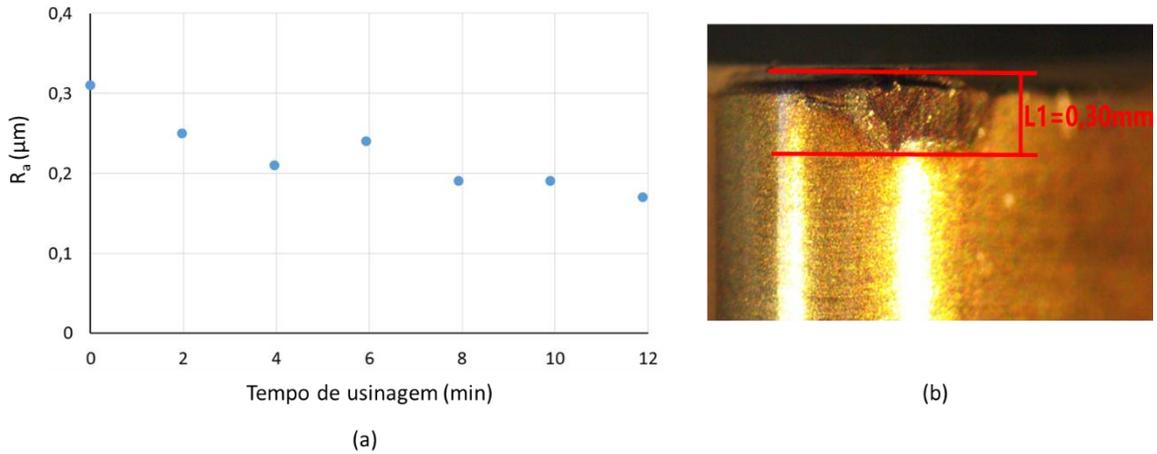


Figura 5.27 – (a) Evolução da rugosidade com o tempo de usinagem para o primeiro experimento confirmação para a solução 46 da Tabela 5.15 e (b) desgaste de flanco ao final da vida da ferramenta (VBc = 0,30 mm)

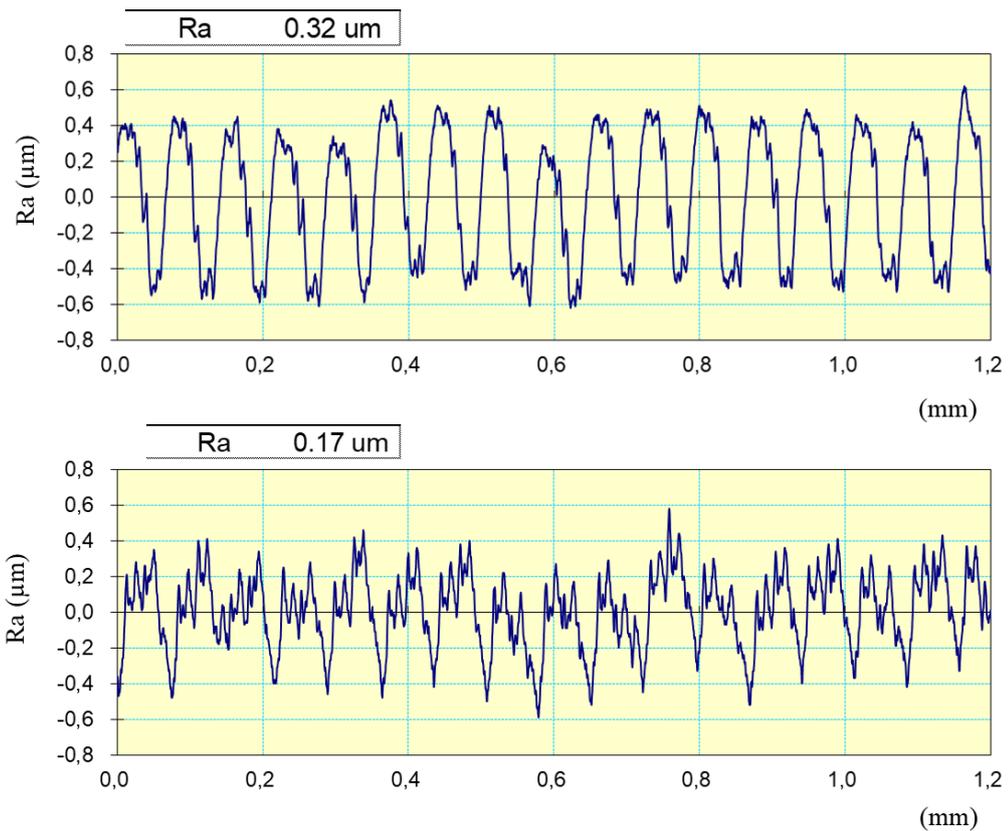


Figura 5.28 – Perfis filtrados da rugosidade no início e fim de vida da ferramenta para o primeiro experimento de confirmação para a solução 46 da Tabela 5.15

De posse do quadrado dos resíduos gerados pelo modelo de segunda ordem para a vida da ferramenta através do método *OLS*, a variância da vida da ferramenta foi modelada através da regressão de Poisson. A Equação 5.17 representa o modelo gerado. Os coeficientes de determinação R^2 e $R^2_{ajustado}$ para o modelo foram iguais a 99,97% e 99,09%, respectivamente, confirmando o bom ajuste do modelo obtido.

$$Var [T(x)] = \exp(-2,547 - 1,692 Vc + 0,804f + 0,271 Vc^2 + 0,553f^2 + 0,330 Vc . f) \quad (5.17)$$

A verificação da eficácia do modelo de Poisson em estimar corretamente a variância da vida da ferramenta pode ser realizada comparando o valor previsto por esse modelo e a variância das réplicas em um ensaio de vida. Uma vez que os experimentos realizados no ponto central do arranjo experimental e os experimentos de confirmação possuem réplicas experimentais, o teste para 1 variância (*One-sample variance*) realizado pelo software Minitab® foi aplicado para esta finalidade. Na Tabela 5.16 é apresentado os resultados dos testes.

Tabela 5.16 – Resultados dos testes *One-sample variance*

Réplica	Variância da vida da réplica	Variância da vida estimada pelo modelo de Poisson	Valor p
Pontos centrais	0,078	0,078	1,000
Exp. de confirmação da solução 12	0,542	0,568	0,925
Exp. de confirmação da solução 46	0,042	0,032	0,489

Da Tabela 5.16, verifica-se que os valores de p do Teste para 1 variância são maiores que o nível de significância de 0,05 (valor-p > 0,05). Portanto, não há evidências suficientes para rejeitar a hipótese nula, que afirma que as variâncias são iguais. Portanto, podemos concluir que o método proposto para estimar a variância da vida da ferramenta, aplicando a regressão de Poisson ao quadrado dos resíduos do modelo gerado para a vida da ferramenta via *OLS*, é eficaz e alcançável na prática.

Para avaliar a eficácia do método proposto para a simulação da confiabilidade da ferramenta de corte, os parâmetros de forma (β) e de escala (δ) para a condição de corte da solução 12 foram obtidos por meio do método de otimização proposto, conforme o sistema de

Equações 3.4, utilizando o valor médio da vida da ferramenta e sua variância estimada pelo modelo de Poisson. Na Tabela 5.17 é apresentado os resultados.

Tabela 5.17 – Parâmetros da distribuição de Weibull simulados para a solução 12

Solução	Valor esperado para a média da vida	Variância da vida estimada pelo modelo de Poisson	Parâmetros da distribuição de Weibull	
			β	δ
12	16,37	0,568	27,161	16,703

A partir dos parâmetros de forma e escala da distribuição Weibull da Tabela 5.17, dez mil valores para a média da vida da ferramenta foram simulados aleatoriamente através do *software* Minitab. Quanto maior a quantidade de dados gerados, maior a probabilidade desses dados realmente representarem a distribuição de probabilidade desejada, por isso, a escolha de dez mil valores. De posse dos valores simulados, a análise da confiabilidade da ferramenta foi simulada através do *software Minitab®*. Os resultados são apresentados na Figura 5.29.

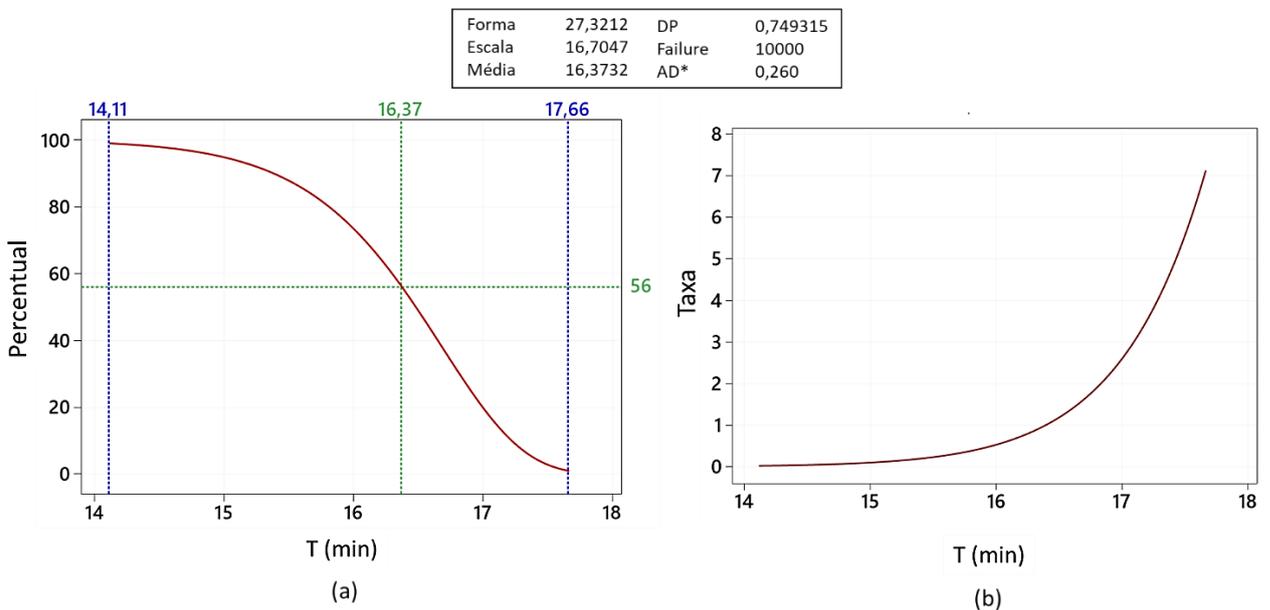


Figura 5.29 – Simulação da confiabilidade da ferramenta para a solução 12: (a) gráfico de sobrevivência e (b) função de risco

O gráfico de sobrevivência mostra a confiabilidade da ferramenta ao longo do tempo de utilização, enquanto o gráfico da função de risco indica a probabilidade de falha da ferramenta

em um determinado instante, dado que o desgaste de flanco da ferramenta não alcançou o valor de 0,30 mm até esse momento. Como esperado, observa-se na Figura 5.29(a) que a confiabilidade da ferramenta diminui continuamente ao longo do tempo de uso. Nota-se também que todos os valores da vida da ferramenta nos ensaios de confirmação para a solução 12 da Tabela 5.15 estão contidos no intervalo de valores de vida de 14,11 a 17,66 min, conforme indicado pelas linhas tracejadas em azul na Figura 5.29(a). Conforme indicado na Figura 5.29(b), a função de risco da ferramenta é crescente, ou seja, a probabilidade de falha aumenta com tempo de utilização. Esse fenômeno já era esperado devido ao fato de o parâmetro de forma ser maior do que 1 ($\beta > 1$), o que, segundo O'Connor e Kleyner (2012), indica uma taxa de falha crescente e está normalmente associado ao desgaste do componente. Portanto, esse padrão está em total concordância com o comportamento da ferramenta, que se desgasta com o passar do tempo. Com base nas análises acima, conclui-se que o método proposto para a simulação da confiabilidade da ferramenta é eficaz e válido. Portanto, seria razoável propor que o método seja utilizado para a simulação da confiabilidade das ferramentas de corte em processos de usinagem sem a necessidade de réplicas experimentais, viabilizando a avaliação da confiabilidade da ferramenta tanto no meio científico quanto na indústria.

Através da simulação da confiabilidade da ferramenta, o tomador de decisão poderá escolher o momento adequado para a substituição da ferramenta. Considerando que o processo analisado é uma etapa de acabamento, o tomador de decisão poderia optar por substituir a ferramenta quando o seu tempo de uso alcançasse 15 min, o que proporciona uma confiabilidade próximo de 95%. Isso se deve ao fato de que problemas relacionados a um desgaste de flanco maior que 0,30 mm podem ocorrer, como, por exemplo, a quebra da aresta de corte, que pode danificar a superfície da peça. Nota-se na Figura 5.29(b) que risco associado uso da ferramenta é quase nulo até o tempo de 15 min.

Baseado no valor estimado para a média da vida da ferramenta de 16,37 min da Tabela 5.14, a probabilidade de a ferramenta sobreviver ao intervalo de tempo 0,00–16,37 min, ou seja, com $VB \leq 0,30$ mm, é de aproximadamente 56%, conforme pode ser observado na Figura 5.29(a). Nota-se na Tabela 5.15 que, dos 8 ensaios de vida realizados, em 5 deles o desgaste de flanco da ferramenta alcançou o valor de 0,30 antes do tempo de 16,37 min, ou seja, a vida da ferramenta foi menor do que 16,37 min. Portanto, se o tomador de decisão possui apenas a informação do valor da média da vida da ferramenta, decisões ineficientes poderão ser tomadas. Esse fato evidencia a importância da simulação da confiabilidade da ferramenta para a tomada de decisões eficientes e adequadas, evitando, assim, os problemas decorrentes da troca

antecipada ou tardia da ferramenta. Adicionalmente, a simulação da confiabilidade permite um melhor gerenciamento do estoque das ferramentas de corte, ao aumentar a previsibilidade das reposições.

Dado o aumento do interesse das indústrias na usinagem sustentável nos últimos anos, torna-se evidente a relevância do método proposto, que oferece uma maneira de alinhar o processo de usinagem com as práticas da manufatura sustentável, a qual tem como objetivos a utilização eficiente e consciente dos recursos (Bonilla *et al.*, 2010; Pusavec *et al.*, 2010), a proteção dos recursos naturais e das matérias-primas (Mortazavi e Ivanov, 2019), a minimização do uso de recursos naturais (Jovane *et al.*, 2008) e o gerenciamento do processo para reduzir desperdícios e retrabalhos (Gunasekaran e Spalanzani, 2012). Portanto, a aplicação do método proposto para a simulação da confiabilidade da ferramenta contribui para a gestão consciente dos recursos e para a redução do impacto ambiental associado à subutilização e à troca tardia da ferramenta de corte.

6 CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos neste trabalho, conclui-se que os objetivos foram atendidos e as seguintes conclusões podem ser estabelecidas:

- a. O desvio aritmético médio (R_a) diminuiu com a progressão do desgaste de flanco VB_c , fenômeno este atribuído à fase plana da aresta de corte causada pelo desgaste;
- b. Na faixa de valores de velocidade de corte considerada (200-300m/min), o aumento da velocidade de corte reduziu o tempo de corte e total de usinagem. O aumento da velocidade de corte até aproximadamente 225 m/min reduziu o custo de usinagem por peça. No entanto, ao elevar a velocidade de corte para a faixa de 225 a 300 m/min, o custo por peça aumentou. Portanto, operar na faixa de 200 a 225 m/min mostrou-se vantajoso tanto para aumentar a produtividade quanto para reduzir o custo de usinagem por peça, enquanto a faixa de 225 a 300 m/min foi benéfica apenas para aumentar a produtividade;
- c. A modelagem da vida da ferramenta através do modelo linear generalizado melhorou a capacidade preditiva do modelo;
- d. A estratégia de otimização proposta foi capaz de encontrar um conjunto de soluções Pareto ótimas as quais refletem o melhor compromisso entre os objetivos de maximizar a vida da ferramenta e minimizar o desvio aritmético médio (R_a), o tempo de corte e total de usinagem e o custo total de usinagem por peça;
- e. A otimização estabeleceu setups que promovem rugosidades de 0,28 a 1,05 μm , portanto, valores inferiores a 1 μm , os quais correspondem aos padrões N7 e N6 de rugosidade;
- f. A otimização estabeleceu setups que promovem valores para a vida da ferramenta entre 11,76 a 19,65 min. Nesse sentido, podemos concluir que a otimização da vida da ferramenta é importante para viabilizar a aplicação de altas velocidades de corte no processo de torneamento de acabamento em peças endurecidas;
- g. Os resultados experimentais e obtidos pela otimização demonstraram um desempenho satisfatório da ferramenta de cerâmica mista com cobertura para a aplicação no processo de torneamento de acabamento em altas velocidades de corte do aço rolamento ABNT 52100 endurecido;

- h. A avaliação da rugosidade durante o ensaio de vida da ferramenta permitiu estimar o momento do estado da ferramenta (ferramenta nova ou no fim de vida) que gera os maiores valores de rugosidade. Essa avaliação permitiu modelar a rugosidade baseada nesses valores máximos. Consequentemente, o efeito do desgaste da ferramenta não compromete a capacidade do processo em cumprir com uma determinada especificação de rugosidade, pois a tendência da rugosidade é diminuir após esse valor máximo. Portanto, a abordagem proposta evita que a solução otimizada produza peça não-conformes;
- i. Comprovou-se que o método proposto para a simulação da confiabilidade da ferramenta é eficaz e eficiente, dispensando a necessidade de réplicas experimentais. Esse fato é de grande relevância para viabilizar a análise da confiabilidade nas pesquisas e na indústria, uma vez que essa análise normalmente exige uma grande quantidade de testes de vida, os quais demandam considerável tempo e recursos. Adicionalmente, a análise da confiabilidade permite estimar o tempo adequado para troca da ferramenta, evitando os problemas decorrentes de uma substituição precoce ou tardia, como subutilização das ferramentas ou a produção de peças não-conformes.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- a. Aplicação dos métodos propostos para avaliação e comparação do desempenho de duas ou mais ferramentas distintas, possibilitando verificar qual ferramenta apresenta o melhor desempenho quando utilizada em altas velocidades de corte;
- b. Aplicação dos métodos propostos para avaliação do desempenho da ferramenta para o processo de fresamento em altas velocidades;
- c. O consumo de energia, que influencia no custo do processo, poderia ser avaliado e considerado na otimização;
- d. Realizar réplicas para cada corrida experimental, a fim de estimar a variância da vida da ferramenta experimentalmente e compará-la com a prevista pela metodologia proposta. Essa comparação permite validar o método proposto de forma mais robusta.

8 REFERÊNCIAS

ABBAS, A.T.; AL-ABDULJABBAR, A.A.; ALNASER, I.A.; ALY, M.F.; ABDELGALIEL, I.H.; ELKASEER, A. A closer look at precision hard turning of AISI4340: multi-objective optimization for simultaneous low surface roughness and high productivity. **Materials**, v. 15(6), 2106, 2022.

ABIDI, Y.; BOULANOUAR, L.; AMIRAT, A. Experimental study on wear of mixed ceramic tool and correlation analysis between surface roughness and cutting tool radial vibrations during hard turning of AISI 52100 steel. **Journal of Engineering Science and Technology**, v. 13. p. 943 – 963, 2018.

ABIDI, Y.; MOKAS, N. Contribution to practical analysis of surface roughness modeling during dry hard turning of cold work steel AISI D2. **Surface Review and Letters**, 2450071, 2024.

ABNT NBR 4288. **Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade**. ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2008.

ALOK, A.; DAS, M. Multi-objective optimization of cutting parameters during sustainable dry hard turning of AISI 52100 steel with newly developed HSN² –coated carbide insert. **Measurement**, v. 133, p. 288-302, 2019.

ANTSEV, A.V. Cutting tool life prediction in case of rough machining by the fracture model. **Materials Today: Proceedings**, v. 19, p. 2148–2151, 2019.

AOUICI, H.; BOUCHELACHEM, H.; YALLESE, M. A.; ELBAH, M.; FNIDES, B. Machinability investigation in hard turning of AISI D3 cold work steel with ceramic tool using response surface methodology. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 73, p. 1775–1788, 2014.

AOUICI, H.; KHELLAF, A.; SMAIAH, S.; ELBAH, M.; FNIDES, B; YALLESE, M. A. Comparative assessment of coated and uncoated ceramic tools on cutting force components and tool wear in hard turning of AISI H11 steel using Taguchi plan and RMS. **Sadhana**, v. 42, p. 2157–2170, 2017.

ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P.T.; MANUFACTURING & LASER PROCESSING GROUP. White layer formation and hardening effects in hard turning of H13 tool steel with

CrTiAlN and CrTiAlN/MoSiN-coated carbide tools. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 36, p. 650–657, 2008.

ARAMESH, M.; ATTIA, M.H.; KISHAWY H.A.; BALAZINNSKI, M. Estimating the remaining useful tool life of worn tools under different cutting parameters: A survival life analysis during turning of titanium metal matrix composites (Ti-MMCs). **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v.12, p. 35–43, 2016.

ARORA, D.; DUVEDI, R. K.; SINGH, D. Effect of Machining Parameters on Surface Finish and Noise Patterns for Machining EN-19 Steel with PVD-TiN Coated Mixed Ceramic Inserts in CNC Turning Operation. **Journal of Scientific & Industrial Research**, v. 79, p. 235-240, 2020.

ARRUDA, É. M.; DE PAIVA, A. P.; BRANDÃO, L. C.; FERREIRA, J. R. Robust optimisation of surface roughness of AISI H13 hardened steel in the finishing milling using ball nose end mills. **Precision Engineering**, v. 60, p. 194-214, 2019.

ASILTÜRK, İ.; ÇUNKAS, M. Modeling and prediction of surface roughness in turning operations using artificial neural network and multiple regression method. **Expert Systems with Applications**, v. 38, p. 5826-5832, 2011.

ASLAN, E. Experimental investigation of cutting tool performance in high speed cutting of hardened X210 Cr12 cold-work tool steel (62 HRC). **Materials and Design**, v. 26, p. 21–27, 2005.

ASLANTAS, K.; UCUN, I.; ÇICEK, A. Tool life and wear mechanism of coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel. **Wear**, v. 274-275, p. 442-451, 2012.

ASTAKHOV, V. P.; DAVIM, J.P. **Tools (Geometry and Material) and Tool Wear**. In: DAVIM, J. D. **Machining: fundamentals and recent advances**. Springer– Verlag London Limited, 2008.

ASTAKHOV, V.P. Effects of the cutting feed, depth of cut, and workpiece (bore) diameter on the tool wear rate. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 34, p. 631–640, 2007.

ASTAKHOV, V.P. **Machining of Hard Materials – Definitions and Industrial Applications**. In: DAVIM, J. D. **Machining of Hard Materials**. Springer-Verlag London Limited, 2011.

- AZIZI, M.W.; BELHADI, S.; YALLESE, M.A.; MABROUKI, T.; RIGAL, J.F. Surface roughness and cutting forces modeling for optimization of machining condition in finish hard turning of AISI 52100 steel. **Journal of Mechanical Science and Technology**, v. 26, p. 4105–4114, 2012.
- BAG, R.; PANDA, A.; SAHOO, A.K.; KUMAR, R. Sustainable High-Speed Hard Machining of AISI 4340 Steel under Dry Environment. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 48, p. 3073–3096, 2022.
- BARBOSA, L. M. Q.; FRANÇA, P. H. P.; FERNANDES, G. H. N.; COSTA, E. S.; DA SILVA, M. B.; MARTINS, P. S.; MACHADO, A. R. Comparison of the performance of the internally cooled tool in closed circuit against standard PCBN tools in turning AISI D6 hardened. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 107, p. 1–15, 2023.
- BARTARYA, G.; CHOUDHURY, S.K. State of the art in hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 53, p. 1–14, 2012.
- BENARDOS, P.G.; VOSNIAKOS, G.C. Predicting surface roughness in machining: a review. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 43, p.833 –844, 2003.
- BENSOUILAH, H.; AOUICI, H.; MEDDOUR, I.; YALLESE, M. A.; MABROUKI, T.; GIRARDIN, F. Performance of coated and uncoated mixed ceramic tools in hard turning process. **Measurement**, v. 82, p. 1–18, 2016.
- BHEMUNI, V.; CHALAMALASETTI, S. R. Statistical Model for Surface Roughness in Hard Turning of AISI D3 Steel. **Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering**, v. 8, p. 393-401, 2014.
- BHEMUNI, V.; CHALAMALASETTI, S. R.; KONCHADA, P. K.; PRAGADA, V. V. Analysis of hard turning process: thermal aspects. **Advances in Manufacturing**, v. 3, p. 323–330, 2015.
- BINDER, M.; KLOCKE, F.; DOEBBELER, B. An advanced numerical approach on tool wear simulation for tool and process design in metal cutting. **Simulation Modelling Practice and Theory**, v. 70, p. 65-82, 2017.
- BOING, D. Transição da aplicação do metal duro revestido e do PCBN no torneamento de aços endurecidos em função da dureza e do teor de carbonetos. Tese (Doutorado em engenharia mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), Florianópolis, 2016.

- BOING, D.; DE OLIVEIRA, A. J.; SCHROETER, R.B. Limiting conditions for application of PVD (TiAlN) and CVD (TiCN/Al₂O₃/TiN) coated cemented carbide grades in the turning of hardened steels. *Wear*, v. 416-417, p. 54-61, 2018b.
- BOING, D.; SCHROETER, R.B.; DE OLIVEIRA, A.J. Three-dimensional wear parameters and wear mechanisms in turning hardened steels with PCBN tools. *Wear*, v. 398–399, p. 69-78, 2018a.
- BONILLA, S.H.; ALMEIDA, M.V.B.C.; GIANNETI, B.F.; HUISINGH, D. The roles of cleaner production in the sustainable development of modern societies: an introduction to this special issue. *Journal of Cleaner Production*, v. 18, p. 1-5, 2010.
- BOUACHA, K.; TERRAB, A. Hard turning behavior improvement using NSGA-II and PSO-NN hybrid model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 86, p. 3527–3546, 2016.
- BOUACHA, K.; YALLESE, M.A.; KHAMEL, S.; BELHADI, S. Analysis and optimization of hard turning operation using cubic boron nitride tool. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, v. 45, p. 160-178, 2014.
- BOUACHA, K.; YALLESE, M.A.; MABROUKI, T.; RIGAL, J.F. 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*, v. 28, p. 349-361, 2010.
- BOX G. E. P.; DRAPER N. R. Response surfaces, mixtures, and ridge analyses. 2 ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2007.
- BRITO, L.C.; DA SILVA, M.B.; DUARTE, M.A.V. Identification of cutting tool wear condition in turning using self-organizing map trained with imbalanced data. *Journal of Intelligent Manufacturing*, v. 32, p. 127–140, 2021.
- CAMPOS, P.H.S. **Metodologia DEA-OTS: Uma contribuição para a seleção ótima de ferramentas no torneamento do aço ABNT H13 endurecido.** Tese (Doutorado em Engenharia de Produção). Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, 2015.
- CHEN, T.; QIU, C.; LIU, X. Study on 3D topography of machined surface in high-speed hard cutting with PCBN tool. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 91, p. 2125–2133, 2017.

CHEN, W. Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 40, p. 455–466, 2000.

CHEN, X.; LI, C.; JIN, Y.; LI, L. Optimization of cutting parameters with a sustainable consideration of electrical energy and embodied energy of materials. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 96, p. 775–788, 2018.

CHEN, X.; XU, J.; XIAO, Q. Cutting performance and wear characteristics of Ti(C, N)-based cermet tool in machining hardened steel. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 52, p. 143–150, 2015.

CHEN, Z.; PENG, & R.L.; ZHOU, J.; M'SAOUBI, R.; GUSTAFSSON, D.; MOVERARE, J. Effect of machining parameters on cutting force and surface integrity when high-speed turning AD 730™ with PCBN tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 100, p. 2601–2615, 2019.

CHINCHANIKAR S.; CHOUDHURY, S.K. Machining of hardened steel—Experimental investigations, performance modeling and cooling techniques: A review. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 89, p. 95–109, 2015.

COELHO, R-T.; NG, E-G.; ELBESTAWI, M.A. Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, p. 263–272, 2007.

COLPAERT, H. **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns**. 4ª edição. São Paulo: Blucher, 2008.

COSTA, D. M. D.; BRITO, T. G.; PAIVA, A. P.; LEME, R. C.; BALESTRASSI, P. P. A normal boundary intersection with multivariate mean square error approach for dry end milling process optimization of the AISI 1045 steel. **Journal of Cleaner Production**, v. 135, p. 1658–1672, 2016b.

COSTA, D. M. D.; PAULA, T. I.; SILVA, P. A. P.; PAIVA, A. P. Normal Boundary intersection method based on principal components and Taguchi's signal-to-noise ratio applied to the multiobjective optimization of 12L14 free machining steel turning process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, p. 825–834, 2016a.

- CUI, X.; GUO, J. Identification of the optimum cutting parameters in intermittent hard turning with specific cutting energy, damage equivalent stress, and surface roughness considered. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 96, p. 4281–4293, 2018.
- CUI, X.; JIAO, F.; MING, P.; GUO, J. Reliability analysis of ceramic cutting tools in continuous and interrupted hard turning. **Ceramics International**, v. 43, p. 10109–10122, 2017.
- DAS, A.; PATEL, S.K.; HOTTA, T.K.; BISWAL, B.B. Statistical analysis of different machining characteristics of EN-24 alloy steel during dry hard turning with multilayer coated cermet inserts. **Measurement** v. 134, p. 123–141, 2019.
- DAS, I.; DENNIS, J. E. Normal-Boundary Intersection: a new method for generating the Pareto surface in nonlinear multicriteria optimization problems. **Society for Industrial and Applied Mathematics Journal on Optimization**, v. 8, p. 631–657, 1998.
- DAS, S.R.; DHUPAL, D.; KUMAR, A. Experimental investigation into machinability of hardened AISI 4140 steel using TiN coated ceramic tool. **Measurement**, v. 62, p. 108–126, 2015.
- DASH, L.; PADHAN, S.; DAS, S.R. Experimental investigations on surface integrity and chip morphology in hard turning of AISI D3 steel under sustainable nanofluid-based minimum quantity lubrication. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 42, p. 500, 2020.
- DENKENA, B.; BIERMANN, D. Cutting edge geometries. **CIRP Annals –Manufacturing Technology**, v. 63, p. 631–653, 2014.
- DERANI, M.N.; RATNAM, M.M. The use of tool flank wear and average roughness in assessing effectiveness of vegetable oils as cutting fluids during turning - a critical review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 112, p. 1841–1871, 2021.
- DING, F.; HE, Z. Cutting tool wear monitoring for reliability analysis using proportional hazards model. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 57, p. 565–574, 2011.
- DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 9. ed. São Paulo: Artliber, 2014.
- DOGRA, M.; SHARMA, V.S.; DUREJA, J. Effect of tool geometry variation on finish turning – A Review. **Journal of Engineering Science and Technology Review**, v.4, p. 1–13, 2011a.

DOGRA, M.; SHARMA, V.S.; SACHDEVA, A.; SURI, N.M.; DUREJA, J.S. Performance evaluation of CBN, coated carbide, cryogenically treated uncoated/coated carbide inserts in finish-turning of hardened steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 57, p. 541–553, 2011b.

DORNELES, C. F. Desgaste tridimensional e mecanismos de desgaste em ferramentas de PcBN e cerâmica no torneamento do aço AISI 52100. Dissertação (Mestrado em engenharia mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), Florianópolis, 2019.

DUREJA, J. S.; GUPTA, V. K.; SHARMA, V. S.; DOGRA, M. Design optimization of cutting conditions and analysis of their effect on tool wear and surface roughness during hard turning of AISI-H11 steel with a coated–mixed ceramic tool. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 223, p. 1441-1453, 20

ELBAH, M.; LAOUICI, H.; BENLAHMIDI, S.; NOUIOUA, M.; YALLESE, M. A. Comparative assessment of machining environments (dry, wet and MQL) in hard turning of AISI 4140 steel with CC6050 tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 105, p. 2581–2597, 2019.

ELBAH, M.; YALLESE, M. A.; AOUICI, H.; MABROUKI, T.; RIGAL, J– F. Comparative assessment of wiper and conventional ceramic tools on surface roughness in hard turning AISI 4140 steel. **Measurement**, v. 46, p. 3041–3056, 2013.

ELSAYED A.E. **Reliability engineering**, 3. ed. John Wiley & Sons, 2021.

EL-WAEDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A. Surface Integrity of Die Material in High Speed Hard Machining, Part 1: Micrographical Analysis. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 122, p. 620-631, 2000.

EL-WAEDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A. Surface Integrity of Die Material in High Speed Hard Machining, Part 2: Microhardness Variations and Residual Stresses. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 122, p. 632-641, 2000.

EL-WARDANY, T.I.; KISHAWY, H.A.; ELBESTAWI, M.A. Surface Integrity of Die Material in High Speed Hard Machining, Part 1: Micrographical Analysis. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 122, p. 620-631, 2000a.

- EL-WARDANY, T.I.; KISHAWY, H.A.; ELBESTAWI, M.A. Surface Integrity of Die Material in High Speed Hard Machining, Part 2: Microhardness Variations and Residual Stresses. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 122, p. 632-641, 2000b.
- FANG-YUAN, Z.; CHUN-ZHENG, D.; XIN-XIN, X.; MIN-JIE, W. Influence of cutting condition on white layer induced by high speed machining of hardened steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 98, p. 77–84, 2018.
- FELHO, C.; VARGA, G. Theoretical Roughness Modeling of Hard Turned Surfaces Considering Tool Wear. **Machines**, v. 10, p. 188, 2022.
- FERREIRA, R.; REHOR, J; LAURO, C.H; CAROU, D; DAVIM, J.P. Analysis of the hard turning of AISI H13 steel with ceramic tools based on tool geometry: surface roughness, tool wear and their relation. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 38, p. 2413– 2420, 2016.
- FOGLIATTO, F.S.; RIBEIRO, J.L.D. **Confiabilidade e manutenção industrial**, 1. ed. Rio de Janeiro: Elsevier: ABEPRO, 2011.
- GADDAFEE, M.; CHINCHANIKAR, S. An Experimental Investigation of Cutting Tool Reliability and its Prediction Using Weibull and Gamma Models: A Comparative Assessment. **Materials Today: Proceedings**, v. 24, p. 1478–1487, 2020.
- GAUDENCIO, J.H.D.; CORREA, J.E.; PAES, V.C.; CAMPOS, P.H.S.; TURRIONI, J.B.; PAIVA, A.P. Hybrid multiobjective optimization algorithm based on multivariate mean square error and fuzzy decision maker. **Applied Soft Computing**, v. 82, p. 1-20, 2019.
- GORDON, S.; PHELAN, P.; LAHIFF, C. The effect of high speed machining on the Crater Wear Behaviour of PCBN Tools in Hard Turning. **Procedia Manufacturing**, v. 38, p. 1833–1848, 2019.
- GRIGORIEV, S.N.; KRAPOSTIN, A.A. Multilayer composite nanoscale coatings as a method to increase reliability and tool life of cutting tools made of mixed ceramic Al₂O₃-TiC. **Mechanics & Industry**, v. 17, p. 704, 2016.
- GRZESIK, W. Influence of tool wear on surface roughness in hard turning using differently shaped ceramic tools. **Wear**, v. 265, p. 327-335, 2008.
- GRZESIK, W.; WANAT, T. Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramic inserts. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, p. 1988–1995, 2005.

GUDDAT, J.; SAOUBI, R.M.; ALM, P.; MEYER, D. Hard turning of AISI 52100 using PCBN wiper geometry inserts and the resulting surface integrity. **Procedia Engineering**, v.19, p. 118-124, 2011.

GUNASEKARAN, A.; SPALANZANI, A. Sustainability of manufacturing and services: Investigations for research and applications. **International Journal of Production Economics**, v. 140, p. 35-47, 2012.

HAIR, J. F.; BLACK, W. C.; BABIN, B. J.; ANDERSON, R. E. *Multivariate Data Analysis*, 7 ed., Pearson Prentice Hall, 2010.

HAMDI, A.; MERGHACHEH, S.M. Application of artificial neural networks (ANN) and gray relational analysis (GRA) to modeling and optimization of the material ratio curve parameters when turning hard steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 124, p. 3657–3670, 2023.

HAZZA, M.H.F.A.; ADESTA, E.Y.T.; HASAN, M.H. Simulation of Tool Life for Ceramic with Negative Rake Angle Using Neural Network. In: *International Conference on Advanced Computer Science Applications and Technologies*, Kuching, Malaysia. **IEEE**, p. 70-73, 2013.

HAZZA, M.H.F.A.; ADESTA, E.Y.T.; SEDER, A.M.F. Using Soft Computing Methods as an Effective Tool in Predicting Surface Roughness. In: *4th International Conference on Advanced Computer Science Applications and Technologies (ACSAT)*, Kuala Lumpur, Malaysia. **IEEE**, p. 9-13, 2015.

HE, C.L.; ZONG W.J.; ZHANG, J.J. Influencing factors and theoretical modeling methods of surface roughness in turning process: state-of-the-art. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 129, p. 15–26, 2018.

HE, K.; GAO, M.; ZHAO, Z. Soft Computing Techniques for Surface Roughness Prediction in Hard Turning: A Literature Review. **IEEE Access**, v. 7, p. 89556-89569, 2019.

HSU, B.-M.; SHU, M.-H. Reliability assessment and replacement for machine tools under wear deterioration. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 48, p. 355–365, 2010.

ISO 3685: 1993. **Tool-life testing with single-point turning tools**. International Organization for Standardization, 1993.

JAIN, A.; BAJPAI, V. Introduction to high-speed machining (HSM). *In*: GUPTA, K.; DAVIM, J.P. **High Speed Machining**, 1. ed., Elsevier, 2020.

JAMIL, M.; HE, N.; HUANG, X.; ZHAO, W.; GUPTA, M.K.; KHAN, A.M. Measurement of machining characteristics under novel dry ice blasting cooling assisted milling of AISI 52100 tool steel. **Measurement**, v. 191, p. 110821, 2022.

JOHNSON, R.A.; WICHERN, D.W. **Applied Multivariate Statistical Analysis**. 6 ed. New Jersey: Prentice Hall, 2007.

JOUNI, N.; REVEL, P.; THOQUENNE, G. Investigation of Surface Integrity Induced by Various Finishing Processes of AISI 52100 Bearing Rings. **Materials**, v. 15, p. 3710, 2022.

JOVANE, F., YOSHIKAWA, H., ALTING, L., BOËR, C.R., WESTKAMPER, E., WILLIAMS, D., TSENG, M., SELIGER, G., PACI, A.M. The incoming global technological and industrial revolution towards competitive sustainable manufacturing. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v. 57, p. 641-659, 2008.

KAÇAL, A.; YILDIRIM, F. Application of grey relational analysis in high-speed machining of hardened AISI D6 steel. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science**, v. 227, p. 1566–1576, 2012.

KAÇAL, A.; YILDIRIM, F. High Speed Hard Turning of AISI S1 (60WCrV8) Cold Work Tool Steel. **Acta Polytechnica Hungarica**, v. 10, p. 169-186, 2013.

KARPUSCHEWSKI, B.; SCHMIDT, K.; BENO, J.; MANKOVÁ, I.; FROHMULLER, R.; PRILUKOVA, J. An approach to the microscopic study of wear mechanisms during hard turning with coated ceramics. **Wear**, v. 342-343, p. 222–233, 2015.

KHAN, S. A.; AHMAD, M. A.; SALEEM, M. Q.; GHULAM, Z.; QURESHI, M. A. M. High Feed Turning of AISI D2 Tool Steel Using Multi Radii Tool Inserts: Tool Life, Material Removed and Workpiece Surface Integrity Evaluation. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 32, p. 670–677, 2016.

KHAN, S.A.; AMEER, M.F.; UDDIN, G.M.; ALI, M.A.; ANWAR, S.; FAROOQ, M.U.; ALFAIFY, A. An in-depth analysis of tool wear mechanisms and surface integrity during high-speed hard turning of AISI D2 steel via novel inserts. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 122, p. 4013–4028, 2022.

KHAN, S.A.; UMAR, M.; SALEEM, M.Q.; MUFTI, N.A.; RAZA, S.F. Experimental investigations on wiper inserts' edge preparation, workpiece hardness and operating parameters

in hard turning of AISI D2 steel. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 34, p. 187–196, 2018.

KHELLAF, A.; AOUICI, H.; SMAIAH, S.; BOUTABBA, S.; YALLESE, M. A.; ELBAH, M. Comparative assessment of two ceramic cutting tools on surface roughness in hard turning of AISI H11 steel: including 2D and 3D surface topography. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 89, p. 333–354, 2017.

KISHAWY, H.A.; ELBESTAWI, M.A. Effects of process parameters on material side flow during hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 39, p. 1017-1030, 1999.

KISHAWY, H.A.; ELBESTAWI, M.A. Tool wear and surface integrity during high-speed turning of hardened steel with polycrystalline cubic boron nitride tools. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 215, p. 755-767, 2001.

KUMAR, A. S.; DURAI, A. R.; SORNAKKUMAR, T. Machinability of hardened steel using alumina based ceramic cutting tools. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v.21, p. 109-117, 2003.

KUMAR, C.S.; PATEL, S.K. Application of surface modification techniques during hard turning: present work and future prospects. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 76, p. 112–127, 2018.

KUMAR, C.S.; PATEL, S.K. Hard machining performance of PVD AlCrN coated Al₂O₃/TiCN ceramic inserts as a function of thin film thickness. **Ceramics International**, v. 43, p. 13314–13329, 2017.

KUMAR, C.S.; PATEL, S.K.; DAS, A. Experimental and numerical investigations on the temperature distribution in PVD AlTiN coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic cutting tools in hard turning of AISI 52100 steel. **IOP Conference Series: Materials Science and Engineering**, v. 338, p. 012021, 2018b.

KUMAR, R.; SAHOO, A.K.; MISHRA, P.C.; DAS, R.K. Comparative study on machinability improvement in hard turning using coated and uncoated carbide inserts part II modeling, multi-response optimization, tool life, and economic aspects. **Advances in Manufacturing**, v. 6, n.2, p. 155– 175, 2018a.

- LABIDI, A.; TEBASSI, H.; BELHADI, S.; KHETTABI, R.; YALLESE, M.A. Cutting conditions modeling an optimization in hard turning using RSM, ANN and Desirability Function. **Journal of Failure Analysis and Prevention** v. 18, p. 1017–1033, 2018.
- LAZZARONI, M.; CRISTALDI, L.; PERETTO, L.; RINALDI, P.; CATELANI, M. **Reliability Engineering, Basic Concepts and Applications in ICT**, 1. ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- LEEMIS, L.M. **Reliability: probability models and statistical methods**. 2. ed. Ascendend Ideas, 2009.
- LIANG, X.; LIU, Z.; WANG, B. State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A review. **Measurement**, v. 132, p. 150-181, 2019a.
- LIANG, X.; LIU, Z.; YAO, G.; WANG, B.; REN, X. Investigation of surface topography and its deterioration resulting from tool wear evolution when dry turning of titanium alloy Ti-6Al-4V. **Tribology International**, v. 135, p. 130-142, 2019b.
- LIU, X.-L.; LI, S.-Y.; CHEN, T.; WANG, D.-Y. Research on the Surface Characteristics of Hardened Steel with Variable Chamfer Edge PCBN Insert by High-Speed Hard Turning. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, v. 19, p. 157–165, 2018.
- LOPES, L. G. D.; BRITO, T. G.; PAIVA, A. P.; PERUCHI, R. S.; BALESTRASSI, P. P. Robust parameter optimization based on multivariate normal boundary intersection. **Computers & Industrial Engineering**, v. 93, p. 55–66, 2016.
- LOPES, L. G.; GOMES, J. H. F.; PAIVA, A. P.; BARCA, L. F.; FERREIRA, J. R.; BALESTRASSI, P. P. A multivariate surface roughness modeling and optimization under conditions of uncertainty. **Measurement**, v. 46, p. 2555–2568, 2013.
- MACHADO, Á. R.; DINIZ, A. E. Tool wear analysis in the machining of hardened steels. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 92, p. 4095–4109, 2017.
- MACHADO, Á.R.; ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2015.
- MAHFOUDI, F.; LIST, G.; MOLINARI, A.; MOUFKI, A.; BOULANOUAR, L. High speed turning for hard material with PCBN inserts: tool wear analysis. **International Journal of Machining and Machinability of Materials**, v. 3, p. 62-79, 2008.

MALLICK, R.; KUMAR R.; PANDA, A.; SAHOO A.K. Current Status of Hard Turning in Manufacturing: Aspects of Cooling Strategy and Sustainability. **Lubricants**, v. 11, p. 108, 2023a.

MALLICK, R.; KUMAR R.; PANDA, A.; SAHOO A.K. Hard Turning Performance Investigation of AISI D2 Steel under a Dual Nozzle MQL Environment. **Lubricants**, v. 11, p. 16, 2023b.

MANIVEL D.; GANDHINATHAN, R. Optimization of surface roughness and tool wear in hard turning of austempered ductile iron (grade 3) using Taguchi method. **Measurement**, v. 93, p. 108-116, 2016.

MASON, R.L.; GUNST, R.F.; HESS, J.L. **Statistical Design and Analysis of Experiments: With Applications to Engineering and Science**. 2. Ed. John Wiley & Sons, Hoboken, 2003.

MEDDOUR, I.; YALLESE, M.A.; KHATTABI, R.; ELBAH, M.; BOULANOUAR, L. Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, p. 1387–1399, 2015.

MIA, M.; GUPTA, M.K.; SINGH, G.; KRÓLCZYK, G.; PIMENOV, D.Y. An approach to cleaner production for machining hardened steel using different cooling–lubrication conditions. **Journal of Cleaner Production**, v. 187, p. 1069– 1081, 2018.

MODARRES, M.; KAMINSKIY, M.; KRIVTSOV, V. **Reliability engineering and risk analysis**, 3. ed. CRC Press, 2016.

MOLNAR, V.; SZABO, G. Designation of minimum measurement area for the evaluation of 3D surface texture. **Journal of Manufacturing Processes**, V. 83, p. 40-48, 2022.

MONTGOMERY, D.C. **Design and Analysis of Experiments**. 10. ed. John Wiley & Sons, 2019.

MOOK, W.K.; SHAHABI, H.H.; RATNAM, M.M. Measurement of nose radius wear in turning tools from a single 2D image using machine vision. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 43, p. 217–225, 2009.

MORE, A.S.; JIANG W.; BROWN, W.D.; MALSHE, A.P. Tool wear and machining performance of cBN–TiN coated carbide inserts and PCBN compact inserts in turning AISI 4340 hardened steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v.180, p. 256– 265, 2006.

- MORTAZAVI, M.; IVANOV, A. Sustainable μ ECM machining process: indicators and assessment. **Journal of Cleaner Production**, v. 235, p. 1580-1590, 2019.
- MURTHY, D.N.P.; XIE, M.; JIANG, R. **Weibull models**, 1. ed. John Wiley & Sons, 2004.
- MYERS, R.H.; MONTGOMERY, D.C.; ANDERSON-COOK, C.M. **Response Surface Methodology: process and product optimization using designed experiments**. 4 ed. Nova York: John Wiley & Sons, 2016.
- MYERS, R.H.; MONTGOMERY, D.C.; VINING, G.G.; ROBINSON, T.J. **Generalized Linear Models – with applications in Engineering and the Sciences**. 2. ed. John Wiley & Sons, 2010.
- NAVES, L.N.; PAULA, T.I.; BALESTRASSI, P.P.; BRGA, W.L.M.; SAWHNEY, R.S.; PAIVA, A.P. Multivariate Normal Boundary Intersection based on rotated factor scores: A multiobjective optimization method for methyl orange treatment. **Journal of Cleaner Production**, v. 143, p. 1–27, 2017.
- NEŞELI, S.; YALDIZ, S.; TÜRKES, E. Optimization of tool geometry parameters for turning operations based on the response surface methodology. **Measurement**, v. 44, p. 580-587, 2011.
- NIESLONY, P.; KROLCZYK, G.M.; WOJCIECHOWSKI, S.; CHUDY, R.; ZAK, K.; MARUDA, R.W. Surface quality and topographic inspection of variable compliance part after precise turning. **Applied Surface Science**, v. 434, p. 91-101, 2018.
- O'CONNOR, P.D.T.; KLEYNER, A. **Practical Reliability Engineering**, 5.ed. John Wiley & Sons, 2012.
- OLIVEIRA, A.J.; DINIZ, A.E.; URSOLINO, D.J. Hard turning in continuous and interrupted cut with PCBN and whisker-reinforced cutting tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 5262–5270, 2009.
- OLIVEIRA, L.G. Capacidade de previsão de soluções Pareto ótimas. TESE (Doutorado em Engenharia de Produção). Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, 2020.
- OLIVEIRA, L.G. **Fundamentos da Metodologia de Superfície de Resposta e suas aplicações em Manufatura Avançada: Uma análise crítica**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção). Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, 2018.

ÖZBEK, N.A. Effects of shallow and deep cryogenic treatment on tool flank wear and surface roughness in machining 41Cr4 Steel. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 32, p. 9638-9648, 2023.

ÖZEL, T. Modeling of hard part machining: effect of insert edge preparation in CBN cutting tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 141, p. 284–293, 2004.

ÖZEL, T.; HSU, T.; ZEREN, E. Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 25, p. 262–269, 2005.

ÖZEL, T.; KARPAT, Y. Predictive modeling of surface roughness and tool wear in hard turning using regression and neural networks. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, p. 467–479, 2005.

PAIVA, A. P.; CAMPOS, P. H.; FERREIRA, J. R.; LOPES, L. G. D.; PAIVA, E. J.; BALESTRASSI, P. P. A multivariate robust parameter design approach for optimization of AISI 52100 hardened steel turning with wiper mixed ceramic tool. **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials**, v. 30, n. 1, p. 152–163, 2012.

PAIVA, A. P.; PAIVA, E. J.; FERREIRA, J. R.; BALESTRASSI, P. P.; COSTA, S. C. A multivariate mean square error optimization of AISI 52100 hardened steel turning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 43, p. 631–643, 2009.

PAIVA, A.P.; FERREIRA, J.R.; BALESTRASSI, P.P. A multivariate hybrid approach Applied to AISI 52100 hardened steel turning optimization. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 189, p. 26-35, 2007.

PAIVA, A.P.; GOMES, J.H.F., PERUCHI, R.S.; LEME, R.C.; BALESTRASSI, P.P. A multivariate robust parameter optimization approach based on principal component analysis with combined arrays. **Computers & Industrial Engineering**, v. 74, p. 186-198, 2014.

PAIVA, E.J. **Erro Quadrático Médio Multivariado na otimização do torneamento do aço ABNT 52100 endurecido**. TESE (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, 2012.

PANDA, A.; DAS, S. R.; DHUPAL, D. Surface Roughness Analysis for Economical Feasibility Study of Coated Ceramic Tool in Hard Turning Operation. **Process Integration and Optimization for Sustainability**, v. 1, p. 237-249, 2017.

PANDA, A.; SAHOO, A.K.; KUMARA, R.; DAS, R.K. Analysis of Machinability Aspects during Hard Turning of Bearing Steel. **Materials Today: Proceedings**, v. 18, p. 3590–3596, 2019.

PASCHOALINOTO, N.W.; BORDINASSI, E.C.; BORTOLUSSI, R.; LEONARDI, F.; DELIJAICOV, S. The effect of process parameters and cutting tool shape on residual stress of SAE 52100 hard turned steel by high speed machining. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 235, p. 290–300, 2021.

PASKO, N I.; ANTSEV, A.V.; ANTSEVA, N.V.; FYODOROV, V.P. The generalized mathematical model of the failure of the cutting tool. **IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering**, v. 177, p. 012052, 2017.

PATEL, V.D.; GANDHI, A.H. Analysis and modeling of surface roughness based on cutting parameters and tool nose radius in turning of AISI D2 steel using CBN tool. **Measurement**, v. 138, p. 34-38, 2019.

PAVEL, R.; MARINESCU, I.; DEIS, M.; PILLAR, J. Effect of tool wear on surface finish for a case of continuous and interrupted hard turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 170, p. 341–349, 2005.

PEREIRA, J. C. C. Determinação de modelos de vida de ferramenta e rugosidade no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido utilizando a metodologia de superfície de resposta. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, 2006.

POULACHON, G.; BANDYOPADHYAY, B. P.; JAWAHIR, I. S.; PHEULPIN, S.; SEGUIN, E. Wear behavior of CBN tools while turning various hardened steels. **Wear**, v. 256, p. 302-310, 2004.

PUSAVEC, F.; KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, p. 174-184, 2010.

RAFIGHI, M.; ÖZDEMİR, M.; DAS, A.; DAS, S.R. Machinability investigation of cryogenically treated hardened AISI 4140 alloy steel using CBN insert under sustainable finish dry hard turning. **Surface Review and Letters**, v. 29, p. 2250047, 2022.

RAGHAV, R.; MULIK, R. S. Comparative analysis over microstructural, mechanical properties and cutting performance of TiN, TiVN coatings deposited by magnetron sputtering on SiAlON ceramic tool insert. **Surface & Coatings Technology**, v. 480, p. 130570, 2024.

RAUSAND, M.; HØYLAND, A. **System reliability theory: models, statistical methods, and applications**, 2. ed. John Wiley & Sons, 2004.

RECH, J.; MOISAN, A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, p. 543-550, 2003.

REMADNA, M.; RIGAL, J.-F. Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 178, p. 67–75, 2006.

RENCHER, A.C.; CHRISTENSEN, W.F. **Methods of Multivariate Analysis**. 3 ed. New Jersey: John Wiley & Sons, 2012.

REVEL, P.; JOUINI, N.; THOQUENNE, G.; LEFEBVRE, F. High precision hard turning of AISI 52100 bearing steel. **Precision Engineering**, v.43, p– 24– 33, 2016.

RIZZO, A.; GOEL, S.; GRILLI, M.L.; IGLESIAS, R.; JAWORSKA, L.; LAPKOVSKIS, V.; NOVAK, P.; POSTOLNYI, B.O.; VALERINI, D. The Critical Raw Materials in Cutting Tools for Machining Applications: A Review. **Materials**, v. 13, p. 1377, 2020.

ROCHA, L.C.S.; PAIVA, A.P.; JUNIOR, P.R.; BALESTRASSI, P.P.; CAMPOS, P.H.S.; DAVIM, J.P. Robust weighting applied to optimization of AISI H13 hardened-steel turning process with ceramic wiper tool: A diversity-based approach. **Precision Engineering**, v. 50, p. 235–247, 2017.

RODRIGUES, A.R. **Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte**. TESE (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade de São Paulo, (USP), São Carlos, 2005.

RODRIGUES, V. F. S.; FERREIRA, J. R.; DE PAIVA, A. P.; SOUZA, L. G. P.; PEREIRA, R. B. D.; BRANDRÃO, L. C. Robust modeling and optimization of borehole enlarging by helical milling of aluminum alloy Al7075. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 100, p. 2583–2599, 2019.

SAHIN, Y. Comparison of tool life between ceramic and cubic boron nitride (CBN) cutting tools when machining hardened steels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 3478-3489, 2009.

SAHOO, A.K.; ORRA, K.; ROUtra, B. C.; Application of response surface methodology on investigating flank wear in machining hardened steel using PVD TiN coated mixed ceramic insert. **International Journal of Industrial Engineering Computations**, v. 4, p. 469–478, 2013.

SAHOO, A.K.; SAHOO, B. Performance studies of multilayer hard surface coatings (TiN/TiCN/Al₂O₃/TiN) of indexable carbide inserts in hard machining: Part-II (RSM, grey relational and techno economical approach). **Measurement**, v. 46, p. 2868-2884, 2013.

SAI, W.B. An investigation of tool wear in high-speed turning of AISI 4340 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 26, p. 330-334, 2005.

SARNOBAT, S.S.; RAVAL, H.K. Experimental investigation and analysis of the influence of tool edge geometry and work piece hardness on surface residual stresses, surface roughness and work-hardening in hard turning of AISI D2 steel. **Measurement**, v. 131, p. 235-260, 2019.

SEVERINO, G.; PAIVA, E.J.; BALESTRASSI, P.P.; PAIVA, A.P. (2012). Development of a special geometry carbide tool for the optimization of vertical turning of martensitic gray cast iron piston rings. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 63, p. 523-534, 2012.

SHAHABI, H.H.; RATNAM, M.M. Assessment of flank wear and nose radius wear from workpiece roughness profile in turning operation using machine vision. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 43, p. 11-21, 2009.

SHAHABI, H.H.; RATNAM, M.M. Simulation and measurement of surface roughness via grey scale image of tool in finish turning. **Precision Engineering**, v. 43, p. 146– 153, 2016.

SHALABY, M.; VELDHUIS, S. New Observations on High-Speed Machining of Hardened AISI 4340 Steel Using Alumina-Based Ceramic Tools. **Journal of Manufacturing and Materials Processing**, v. 2, p. 27, 2018.

SILVA, L. R.; COUTO, D. A.; DOS SANTOS, F. V.; DUARTE, F. J.; MAZZARO, R. S.; VELOSO, G. V. Evaluation of machined surface of the hardened AISI 4340 steel through roughness and residual stress parameters in turning and grinding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, p. 791–803, 2020.

SINGH, D.; RAO, P.V. A surface roughness prediction model for hard turning process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 32, p. 1115–1124, 2007.

- SINGH, G.; SINGH, P.K. Improving the energy efficiency and process scrap in grooved hot rolling of SAE 52100 steel billets. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 41, p. 55–68, 2023.
- SIRTULI, L.J.; BOING, D.; SCHROETER, R.B. Evaluation of layer adhered on PCBN tools during turning of AISI D2 steel. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 84, p. 104977, 2019.
- SOUZA, L.G.P. **Otimização robusta do torneamento do aço ABNT 52100 endurecido**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção). Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, 2018.
- SOUZA, L.G.P.; GOMES, J.E.M.; ARRUDA, É.M.; SILVA, G.; PAIVA, A.P.; FERREIRA, J.R. Evaluation of trade-off between cutting time and surface roughness robustness regarding tool wear in hard turning finishing. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 123, p. 3047–3078, 2022.
- STACHOWIAK, G. W.; STACHOWIAK, G. B. Wear Behaviour of Ceramic Cutting-Tools. **Key Engineering Materials**, v. 96, p. 137-164, 1994.
- STEPHENSON, D.A.; AGAPIOU, J.S. **Metal Cutting Theory and Practice**. 3. ed. Taylor & Francis Group, 2016.
- SUBBAIAH, K.V.; RAJU, C.; SURESH, C. Parametric analysis and optimization of hard turning at different levels of hardness using wiper ceramic insert. **Measurement**, v. 158, 107712, 2020.
- SUN, H.; LIU, Y.; PAN, J.; ZHANG, J.; JI, W. Enhancing cutting tool sustainability based on remaining useful life prediction. **Journal of Cleaner Production**, v. 244, p. 118794, 2020a.
- SUN, H.; PAN, J.; ZHANG, J.; CAO, D. Non-linear Wiener process-based cutting tool remaining useful life prediction considering measurement variability. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, p. 4493–4502, 2020b.
- TANG, L.; YIN, J.; SUN, Y.; SHEN, H.; GAO, C. Chip formation mechanism in dry hard high-speed orthogonal turning of hardened AISI D2 tool steel with different hardness levels. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 93, p. 2341–2356, 2017.
- 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**, v. 100, p. 25-54, 2016.

THIELE, J.D.; MELKOTE, S.N. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 94, p. 216-226, 1999.

TÖNSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, R. Cutting of Hardened Steel. **CIRP Annals –Manufacturing Technology**, v. 49, p. 547-566, 2000.

TSENG, T.-L.; KONADA, U.; KWON, Y., 2016. A novel approach to predict surface roughness in machining operations using fuzzy set theory. **Journal of Computational Design and Engineering**, v. 3, p. 1-13, 2016.

UMER, U.; MIAN, S.H.; MOHAMMED, M.K.; ABIDI, M.H.; MOIDIDDIN, K.; KISHAWY, H. Self-Propelled Rotary Tools in Hard Turning: Analysis and Optimization via Finite Element Models. **Materials**, v. 15, 8781, 2022.

VAHIDINASAB, V.; JADID, S. Normal boundary intersection method for suppliers ‘strategic bidding in electricity markets: An environmental/economic approach. **Energy Conversion and Management**, v. 51, p. 1111–1119, 2010.

VERESCHAKA, A.A.; VOLOSOVA, M.; KRAPOSTIN, A.A.; BATAKO, A.; SELEZNEV, A.E. Increased Operating Properties of Cutting Ceramics by Application of Nanostructured Multilayer Wear-Resistant Coating. **Journal of Nano Research**, v. 50, p. 90-104, 2017.

WAGNER, V.; BAILI, M.; DESSEIN, G. The relationship between the cutting speed, tool wear, and chip formation during Ti-5553 dry cutting. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 76, p. 893–912, 2015.

WAIKAR, R.A.; GUO, Y.B. A comprehensive characterization of 3D surface topography induced by hard turning versus grinding. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 197, p. 189-199, 2008.

WANG, B.; LIU, Z.; CAI, Y.; LUO, X.; MA, H.; SONG, Q.; XIONG, Z. Advancements in material removal mechanism and surface integrity of high speed metal cutting: A review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 166, p. 103744, 2021a.

WANG, X.; ZHAO, J.; GAN, Y.; TANG, X.; GAI, S.; SUN, X. Cutting performance and wear mechanisms of the graphene-reinforced Al₂O₃-WC-TiC composite ceramic tool in turning hardened 40Cr steel. **Ceramics International**, v. 48, p. 13695–13705, 2022.

WANG, X.C.; ZHAO, J.; CUI, E.Z.; TIAN, X.; SUN, X. Effect of interfacial structure on mechanical properties of graphene reinforced Al₂O₃-WC matrix ceramic composite. **Nanomaterials**, v. 11, p.1374, 2021b.

WERTHEIM, R. **High Speed Cutting**. In: CHATTI, S.; LAPERRIÈRE, L., REINHART, G.; TOLIO, T. **CIRP Encyclopedia of Production Engineering**, Springer Berlin, Heidelberg, 2019.

XAVIOR, M.A.; ADITHAN, M. Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 900-909, 2009.

XU, W.; CAO, L. Optimal tool replacement with product quality deterioration and random tool failure. **International Journal of Production Research**, v. 53, p. 1736-1745, 2015.

YALLESE, M.; CHAOUI, K.; ZEGHIB, N.; BOULANOUAR, L.; RIGAL, J.-F. Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 1092-1104, 2009.

YIN, Z.; YAN, S.; YE, J.; ZHU, Z.; YUAN, J. Cutting performance of microwave-sintered sub-crystal Al₂O₃/SiC ceramic tool in dry cutting of hardened steel. **Ceramics International**, v. 45, p. 16113–16120, 2019.

YOUSEFI, S.; ZOHOOR, M. Effect of cutting parameters on the dimensional accuracy and surface finish in the hard turning of MDN250 steel with cubic boron nitride tool, for developing a knowledge base expert system. **International Journal of Mechanical and Materials Engineering**, v. 14, p. 1-13, 2019.

YURTKURAN, H.; KORKMAZ, M.E.; GÜNAY, M. Modelling and Optimization of the Surface Roughness in High Speed Hard Turning with Coated and Uncoated CBN Insert. **Gazi University Journal of Science**, v. 29, p. 987-995, 2016.

ZARETALAB, A.; HAGHIGHI, H.S.; MANSOUR, S.; SAJADIEH, M.S. A mathematical model for the joint optimization of machining conditions and tool replacement policy with stochastic tool life in the milling process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 96, p. 2319–2339, 2018.

ZARETALAB, A.; SHARIFI, M.; TAGUIPOUR, S. Machining condition-based stochastic modeling of cutting tool's life. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 111, p. 3159–3173, 2020.

ZERTI, A.; YALLESE, M.A.; MEDDOUR, I.; BELHADI, S.; HADDAD, A.; MABROUKI, T. Modeling and multi-objective optimization for minimizing surface roughness, cutting force, and power, and maximizing productivity for tempered stainless steel AISI 420 in turning operations. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 102, p. 135–157, 2019.

ZHANG, G.; TO, S.; ZHANG, S. Evaluation for tool flank wear and its influences on surface roughness in ultra–precision raster fly cutting. **International Journal of Mechanical Sciences**, v.118, p.125– 134, 2016a.

ZHANG, S.J.; TO, S.; WANG, S.J.; ZHU, Z.W. A review of surface roughness generation in ultraprecision machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 91, p. 76–95, 2015.

ZHANG, X.; WU, S.; YAO, Z.; XI, L. High Speed Machining of Hardened AISI 1045 Steel. **Materials Science Forum**, v. 861, p. 63-68, 2016b.

ZHANG, X.P.; WU, S.B. Chip control in the dry machining of hardened AISI 1045 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 88, p. 3319–3327, 2017.

ZHAO, T.; ZHOU, J.M.; BUSHLYA, V.; STAHL, J.E. Effect of cutting edge radius on surface roughness and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel. **International Journal of Advance Manufacturing Technology**, v. 91, p. 3611– 3618, 2017.

ZHENG, Z.; LI, L.; LI, Z.; GAO, J.; NIU, Z. Wear mechanisms of coated tools in high-speed hard turning of high strength steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 94, p. 4553–4563, 2018.

ZHOU, J.M.; ANDERSSON, M.; STÅHL, J.E. Identification of cutting errors in precision hard turning process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 153-154, p. 746-750, 2004.

ZIMMERMANN, K.; SCHNEIDER, G. A.; BHATTACHARYA, A. K., HINTZE, W. Surface Modification of Al₂O₃/TiC Cutting Ceramics. **Journal of the American Ceramic Society**, v. 90, p. 3773-3778, 2007.