

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Tese de Doutorado

**Otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13
endurecido utilizando ferramentas de topo esférico**

Autor: Étory Madrilles Arruda

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Co-orientador: Prof. Dr. Lincoln Cardoso Brandão

Itajubá, Dezembro de 2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Tese de Doutorado

**Otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13
endurecido utilizando ferramentas de topo esférico**

Autor: Étory Madrilles Arruda

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Co-orientador: Prof. Dr. Lincoln Cardoso Brandão

Curso: Doutorado em Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Projeto, Materiais e Processos

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para a
obtenção do Título de Doutor em Engenharia Mecânica

Itajubá, Dezembro de 2019

MG - Brasil

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Tese de Doutorado

**Otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13
endurecido utilizando ferramentas de topo esférico**

Tese aprovada por banca examinadora em 09 de
Dezembro de 2019, conferindo ao autor o título de
Doutor em ciências em Engenharia Mecânica

Autor: Étory Madrilles Arruda

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Co-orientador: Prof. Dr. Lincoln Cardoso Brandão

Banca examinadora:

Prof. Dr. Carlos Henrique Lauro - UFSJ

Prof. Dr. Frederico Ozanan Neves - UFSJ

Prof. Dr. Lincoln Cardoso Brandão - UFSJ

Prof. Dr. Anderson Paulo de Paiva - UNIFEI

Prof. Dr. Edmilson Otoni Corrêa - UNIFEI

Prof. Dr. João Roberto Ferreira - UNIFEI

Dedicatória

À minha mãe Vanja (in memoriam),

Aos meus queridos avós Zilah e Edson (in memoriam),

À minha amada tia, conselheira e amiga Ieda,

Aos meus queridos irmãos Samyra, Túllio e Yago,

À minha amada companheira Lisa.

Agradecimentos

À Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI, por permitir, apoiar e possibilitar a realização deste trabalho.

À Universidade Federal de São João del-Rei - UFSJ pelo apoio.

Ao professor João Roberto Ferreira, primeiramente por me acolher como aluno e por me orientar durante o desenvolvimento deste trabalho. Agradeço por todo o respeito, confiança, atenção e incentivo despendidos a mim e também por todos os ensinamentos e contribuições à minha formação acadêmica e pessoal.

Aos professores Anderson Paulo de Paiva, Carlos Henrique Lauro, Lincoln Cardoso Brandão, Paulo Henrique da Silva Campos, Robson Bruno Dutra Pereira e Sebastião Carlos da Costa, pela atenção, confiança, incentivo e respeito, e pelas contribuições para o desenvolvimento deste trabalho e de minha formação acadêmica e pessoal.

Ao coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI, Gilbert Silva, e aos ex-coordenadores Sebastião Simões da Cunha Júnior e Christian Jeremi Rodriguez Coronado, pelo apoio e atenção.

Aos técnicos Emerson Barsottini e José Veríssimo Ribeiro de Toledo, do Laboratório de Manufatura e Automação do Instituto de Engenharia de Produção e Gestão da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI, pela ajuda, atenção e colaboração na execução dos experimentos de fresamento deste trabalho.

Aos técnicos Ângelo de Souza, Arlei Melo Rodrigues, Claudemiro Luz Teodoro, Hélio José de Lima, Jonas Mendes, José Cláudio Isaias, José Vitor Gomes, Marcos Cirilo dos Santos, Rogério Felipe da Costa e Wlamir Leandro de Oliveira Giffoni, dos Laboratórios de Tecnologia Mecânica, de Metalurgia e Materiais e de Metrologia, dos Institutos de Engenharia Mecânica e de Engenharia de Produção e Gestão da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI, pela atenção e colaboração.

Ao técnico Camilo Léllis dos Santos e ao auxiliar técnico Luiz Carlos Zanitti, do Laboratório de Usinagem do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São João del-Rei - UFSJ, pela disponibilidade, atenção e colaboração na preparação dos corpos de prova, na checagem do *setup* experimental e na programação CNC.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES, por todo o apoio na participação de congressos, nas publicações e pela concessão da bolsa de estudos.

À Assessoria Financeira da Pró-Reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI, principalmente à Sra. Leandra Dias Pinto Martins, pela atenção e assessoria.

A todos os colegas, professores e funcionários dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e em Engenharia de Produção e Gestão da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI.

Aos amigos e companheiros da República Camisa 10, pelas histórias e bons momentos passados juntos durante mais esta etapa.

E a todos que de forma direta e/ou indireta contribuíram para a realização deste trabalho.

“O homem que deseja ser um tigre precisa estar preparado para os desafios do tigre e não deve se esquecer de que há coisas que um gato faz que um tigre não é capaz de fazer. Assim, a escolha deve recair entre rugir ou miar, qualquer viés não será outra coisa senão um desvio de caráter”.

Revista O Mundo da Usinagem, nº 73, 2011.

Arruda, E. M., Otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2019.

Resumo

O projeto e a manufatura de superfícies complexas, como moldes e matrizes, representam um importante aspecto de toda cadeia produtiva, pois muitas das peças fabricadas atualmente, são feitas por processos que requerem estes ferramentais. O cenário da concorrência de mercado requer a constante inovação tecnológica das empresas do setor, exigindo destas uma produção com maior qualidade e exatidão, com menores tempos de entrega e custos de produção. O fresamento com altas velocidades utilizando ferramentas de topo esférico é uma operação clássica para o acabamento de superfícies complexas de moldes e matrizes. O presente trabalho tem por fim a otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico. Foram realizados experimentos seguindo um planejamento composto central combinando variáveis de controle (avanço por dente, profundidades axial e radial de corte e velocidade de corte) e variáveis de ruído (comprimento em balanço da ferramenta, ângulo de inclinação da superfície usinada, desgaste da ferramenta e estratégia de corte). As características de interesse avaliadas foram a rugosidade da superfície usinada, a força de usinagem e a taxa de remoção de material. Foram aplicadas as metodologias de superfície de resposta, de projeto de parâmetro robusto, do erro quadrático médio, da análise fatorial e da interseção normal à fronteira. Assim, foram analisados e discutidos os efeitos das variáveis de controle e de ruído, bem como as interações destas sobre as características de interesse. O desgaste da ferramenta foi a variável que mais influenciou a rugosidade e a força de usinagem. O ângulo de inclinação da superfície usinada foi a variável que mais influenciou a taxa de remoção de material. Os valores obtidos para a rugosidade R_a variaram entre 0,208 e 3,013 μm . A força de usinagem variou entre 3,1 e 112,0 N, e a taxa de remoção de material variou entre 23,2 e 175,7 mm^3/min . A otimização da média e da variância de cada característica de interesse foi realizada, bem como a otimização do erro quadrático médio. Verificada a existência de correlação entre as características de interesse, três fatores ortogonais e independentes entre si foram extraídos e a otimização robusta multi-objetivo foi realizada. Assim, 54 soluções Pareto-ótimas foram obtidas, contribuindo para a melhoria da qualidade e da produtividade na fabricação de moldes e matrizes. Experimentos de confirmação foram realizados e confirmaram a robustez da rugosidade R_a e da força de usinagem em relação às variáveis de ruído. Ensaio de vida da ferramenta de topo esférico foram realizados e indicaram uma vida superior à 100 min.

Palavras-chave: Aço ABNT H13 endurecido, ferramentas de topo esférico, fresamento com altas velocidades, projeto de parâmetro robusto, otimização multi-objetivo

Arruda, E. M., Multi-objective robust optimisation of the milling process of AISI H13 hardened steel using ball nose end mills, Thesis (Doctoral) - Federal University of Itajubá, Itajubá, 2019.

Abstract

The design and manufacturing of complex surfaces, such as molds and dies, represent an important aspect of the entire production chain, since many of the parts manufactured today are made by processes that require these tools. The market competition scenario requires a constant technological innovation of the companies of the sector, demanding production with greater quality and precision, with shorter delivery times and production costs. High speed milling using ball nose end mills is a classic operation for the finishing of complex surfaces of molds and dies. The present work aims at the multi-objective robust optimization of the milling process of AISI H13 hardened steel using ball nose end mills. Cutting tests were carried out following a central composite design combining process variables (feed per tooth, axial and radial cutting depths and cutting speed) and noise variables (tool overhang length, workpiece tilt angle, tool wear and cutting strategy). The characteristics of interest evaluated were the machined surface roughness, the machining force and the material removal rate. Response surface methodology, robust parameter design, mean square error, factor analysis and normal boundary intersection were applied. Thus, the effects of the control and noise variables were analyzed and discussed, as well as their interactions on the characteristics of interest. Tool wear was the variable that most influenced the machined surface roughness and the machining force. The workpiece tilt angle was the variable that most influenced the material removal rate. The values obtained for surface roughness R_a ranged from 0.208 and 3.013 μm . Machining force ranged from 3.1 and 112.0 N, and the material removal rate ranged from 23.2 and 175.7 mm^3/min . The mean and variance optimization of each characteristic of interest was performed, as well as the mean square error optimization. Verified the correlation between the characteristics of interest, three orthogonal and independent factors were extracted and robust multi-objective optimization was performed. Thus, 54 Pareto-optimal solutions were obtained, contributing to the improvement of quality and productivity in molds and dies manufacturing. Confirmation runs were performed and confirmed the robustness of surface roughness R_a and machining force in relation to noise variables. Tool life tests were performed and indicated a life greater than 100 min.

Keywords: AISI H13 hardened steel, ball nose end mills, high speed milling, robust parameter design, multi-objective optimization

Sumário

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. OBJETIVOS	9
1.2. JUSTIFICATIVA	10
1.3. DELIMITAÇÕES	11
1.4. ESTRUTURA DO TRABALHO	11
2. USINAGEM COM ALTAS VELOCIDADES	13
2.1. USINAGEM DE MOLDES E MATRIZES	15
2.2. FRESAMENTO DE AÇOS ENDURECIDOS COM ALTAS VELOCIDADES	17
2.2.1. Máquinas-Ferramentas	19
2.2.2. Eixos-Árvore	20
2.2.3. Interface Eixo-Árvore/Sistema de Fixação de Ferramentas	22
2.2.4. Ferramentas de Topo Esférico	24
2.2.5. Tecnologia CAD/CAM	27
2.3. DINÂMICA DO PROCESSO DE FRESAMENTO	28
2.3.1. Esforços de Corte	32
2.3.2. Taxa de Remoção de Material	38
2.3.3. Acabamento Superficial	39
2.3.4. Avarias e Desgastes em Fresas de Topo	47
3. PLANEJAMENTO ROBUSTO E OTIMIZAÇÃO	53
3.1. PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS	53
3.1.1. Metodologia de Superfície de Resposta	56
3.2. PROJETO DE PARÂMETRO ROBUSTO	60
3.3. ANÁLISE FATORIAL	65
3.4. OTIMIZAÇÃO MULTI-OBJETIVO	67
3.4.1. Erro Quadrático Médio	67
3.4.2. Método da Interseção Normal à Fronteira	69
4. MATERIAIS E MÉTODOS	74

4.1. EQUIPAMENTOS, MATERIAIS E PROCEDIMENTOS	74
4.2. VARIÁVEIS DE CONTROLE, VARIÁVEIS DE RUÍDO E CARACTERÍSTICAS DE INTERESSE.....	83
4.3. PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS, MÉTODOS ESTATÍSTICOS E OTIMIZAÇÃO MULTI-OBJETIVO.....	85
5. RESULTADOS	90
5.1. ANÁLISE INDIVIDUAL DAS CARACTERÍSTICAS DE INTERESSE, MODELAGEM E OTIMIZAÇÃO	92
5.1.1. Rugosidade	93
5.1.2. Força de Usinagem.....	104
5.1.3. Taxa de Remoção de Material.....	119
5.2. CORRELAÇÃO E ANÁLISE FATORIAL.....	128
5.2.1. Modelagem dos Fatores Rotacionados.....	132
5.3. OTIMIZAÇÃO ROBUSTA MULTI-OBJETIVO.....	134
5.4. EXPERIMENTOS DE CONFIRMAÇÃO.....	140
5.5. VIDA DA FERRAMENTA	144
6. CONCLUSÕES.....	146
6.1. CONTRIBUIÇÕES DO TRABALHO.....	150
6.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	151
REFERÊNCIAS	152
Apêndice A. Artigos publicados pelo autor deste trabalho durante o doutorado	170

Lista de Figuras

Figura 1. a) Molde para celular; b) Matrizes para conformação	19
Figura 2. Estratégias de fresamento; a) fresamento em espiral; b) fresamento <i>raster</i> ; c) fresamento em uma única direção	28
Figura 3. Diâmetro efetivo da ferramenta e velocidade de corte máxima para diferentes inclinações da superfície a ser usinada	30
Figura 4. Fresamento descendente em contorno	31
Figura 5. Área de contato ferramenta de topo esférico/peça em uma rotação da ferramenta ..	32
Figura 6. Perfil instantâneo da força F_y para diferentes condições de corte.....	33
Figura 7. Geometria de formação dos cavacos no fresamento	33
Figura 8. Definição do diâmetro efetivo de corte para o fresamento de acabamento de superfícies inclinadas, utilizando ferramentas de topo esférico e estratégia de corte descendente e em contorno	38
Figura 9. Perfil efetivo de uma superfície	40
Figura 10. Conceito de medição de rugosidade pelo método da linha média (M)	41
Figura 11. Conceitos de percursos de medição de rugosidade	42
Figura 12. Conceito de rugosidade média R_a	43
Figura 13. Rugosidade teórica na direção longitudinal ao avanço (R_{th_vf})	43
Figura 14. Desgastes em fresas de topo.....	48
Figura 15. a) Fresas de topo esférico utilizada no fresamento de um aço endurecido (50 HRC) - desgaste de flanco uniforme (indicado pelo retângulo) e desgaste de flanco localizado (indicado pelo círculo); b) e c) Fresas de topo esférico utilizada no fresamento de um aço endurecido (55 HRC) - lascamento localizado.....	49
Figura 16. Desgastes e avarias em fresas de topo. a) desgaste de flanco uniforme; b) desgaste de flanco não-uniforme; c) desgaste de flanco localizado; d) desgaste de cratera; e) lascamento uniforme; f) lascamento não-uniforme; g) lascamento localizado; h) descamação; i) trincas perpendiculares; j) trincas paralelas; k) trincas irregulares e l) falha catastrófica.....	50
Figura 17. Curvas de vida de ferramentas: desgaste de flanco vs. comprimento usinado, tempo de corte e volume de cavaco removido	52
Figura 18. Modelo geral de um processo/sistema	55
Figura 19. a) rotacionalidade do CCD; b) CCD com $k = 2$	59
Figura 20. Fronteiras de Pareto a) MSE_T ; b) NBI	69
Figura 21. Método da interseção normal à fronteira - NBI	72

Figura 22. a) Centro de usinagem <i>ROMI® D 600</i> ; b) Cabeçote multiplicador de rotação <i>OMG® MO10.ER16.MAS403.BT40</i>	75
Figura 23. Fresa <i>CoroMill® Plura Ball Nose, ISO R216.42-06030-AK10G</i>	75
Figura 24. Ciclos térmicos. a) Têmpera; b) Revenido.....	77
Figura 25. Dispositivo utilizado para fixação dos corpos de prova.....	78
Figura 26. Gabaritos utilizados para fixação dos corpos de provas	78
Figura 27. a) Configuração utilizada para as medições de rugosidade; b) Superfície de referência de precisão; c) Nivelamento do apalpador	79
Figura 28. Configuração utilizada para conferir o alinhamento do dinamômetro com os eixos X, Y e Z do centro de usinagem	80
Figura 29. Processamento do sinal da força de usinagem	81
Figura 30. Definição dos máximos e mínimos picos do sinal	81
Figura 31. Configuração utilizada no monitoramento do desgaste das ferramentas de corte ..	82
Figura 32. Condições de desgaste das ferramentas de corte a) $VB_2 = 0,00$ mm e $\delta = 30^\circ$; b) $VB_2 = 0,00$ mm e $\delta = 60^\circ$; c) $VB_2 = 0,30$ mm e $\delta = 30^\circ$; d) $VB_2 = 0,15$ mm e $\delta = 45^\circ$; e) $VB_2 = 0,30$ mm e $\delta = 60^\circ$	83
Figura 33. Efeitos principais sobre a rugosidade R_a	95
Figura 34. Efeitos das interações sobre a rugosidade R_a	97
Figura 35. Geometria de contato ferramenta/peça.....	98
Figura 36. Superfícies de resposta para $E[Ra]$	100
Figura 37. Superfícies de resposta para $Var[Ra]$	101
Figura 38. Fronteira de Pareto para $E[Ra]$ e $Var[Ra]$	103
Figura 39. Força de usinagem em um ponto central.....	104
Figura 40. Esforços de corte: a) Experimento 79; b) Experimento 80	105
Figura 41. Esforços de corte: a) Experimento 60; b) Experimento 62	105
Figura 42. Efeitos principais sobre a força de usinagem.....	107
Figura 43. Esforços de corte: a) Experimento 2; b) Experimento 34; c) Experimento 15; d) Experimento 47	108
Figura 44. Esforços de corte: a) Experimento 2; b) Experimento 1; c) Experimento 34; d) Experimento 33	111
Figura 45. Efeitos das interações sobre a força de usinagem	113
Figura 46. Superfícies de resposta para $E[Fu]$	115
Figura 47. Superfícies de resposta para $Var[Fu]$	116
Figura 48. Fronteira de Pareto para $E[Fu]$ e $Var[Fu]$	118
Figura 49. Efeitos principais sobre a taxa de remoção de material	121

Figura 50. Efeitos das interações sobre a taxa de remoção de material	121
Figura 51. Superfícies de resposta para $E[MRR]$	124
Figura 52. Superfícies de resposta para $Var[MRR]$	125
Figura 53. Fronteira de Pareto para $E[MRR]$ e $Var[MRR]$	127
Figura 54. Fronteira de Pareto para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$	135
Figura 55. Fronteira de Pareto filtrada para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$	136
Figura 56. Fronteira de Pareto filtrada para $MSE[Ra]$, $MSE[MRR]$ e $MSE[Fu]$	136
Figura 57. Teste de hipótese para Ra considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$	142
Figura 58. Teste de hipótese para MRR considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$	142
Figura 59. Teste de hipótese para Fu considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$	143
Figura 60. Curvas de vida da ferramenta de topo esférico	144
Figura 61. Desgaste de flanco das ferramentas de topo esférico nos ensaios de vida.....	145

Lista de Tabelas

Tabela 1. Vantagens e aplicações da HSM.....	14
Tabela 2. Requisitos de diferentes segmentos da indústria envolvendo superfícies complexas	16
Tabela 3. Comprimento da amostragem recomendado para perfis periódicos de rugosidade .	42
Tabela 4. Comprimento da amostragem recomendado para perfis não periódicos de rugosidade	42
Tabela 5. Características fundamentais das principais técnicas de projeto e análise de experimentos.....	56
Tabela 6. Composição química e propriedades do substrato das ferramentas de corte.....	76
Tabela 7. Composição química do aço ABNT H13	76
Tabela 8. Variáveis de controle, de ruído e seus respectivos níveis.....	84
Tabela 9. Planejamento experimental.....	86
Tabela 10. Planejamento e resultados experimentais	90
Tabela 11. ANOVA para a rugosidade Ra	94
Tabela 12. Matriz <i>pay-off</i> (Φ) para $E[Ra]$ e $Var[Ra]$	102
Tabela 13. Resultados da otimização para $E[Ra]$ e $Var[Ra]$	102
Tabela 14. Resultado da otimização do MSE da rugosidade Ra	103
Tabela 15. ANOVA para a força de usinagem.....	106
Tabela 16. Matriz <i>pay-off</i> (Φ) para $E[Fu]$ e $Var[Fu]$	117
Tabela 17. Resultados da otimização para $E[Fu]$ e $Var[Fu]$	117
Tabela 18. Resultado da otimização do MSE da força de usinagem.....	118
Tabela 19. ANOVA para a taxa de remoção de material	120
Tabela 20. Matriz <i>pay-off</i> (Φ) para $E[MRR]$ e $Var[MRR]$	126
Tabela 21. Resultados da otimização para $E[MRR]$ e $Var[MRR]$	126
Tabela 22. Resultado da otimização do MSE da taxa de remoção de material.....	127
Tabela 23. Análise de correlação entre as características de interesse	128
Tabela 24. Autovalores e porcentagem acumulativa de variância	129
Tabela 25. Cargas fatoriais rotacionadas, comunalidades e variâncias específicas	129
Tabela 26. Planejamento experimental e escores fatoriais	130
Tabela 27. Análise de correlação entre características de interesse avaliadas e os escores fatoriais rotacionados.....	131
Tabela 28. Matriz <i>pay-off</i> para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$	134
Tabela 29. Matriz <i>pay-off</i> normalizada para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$	135

Tabela 30. Resultados da otimização de $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$ pelo método NBI ..	137
Tabela 31. Planejamento experimental e resultados dos experimentos de confirmação.....	141
Tabela 32. ANOVA (valores-P) das variáveis de ruído nos experimentos de confirmação ..	141
Tabela 33. Intervalos de confiança e testes de hipóteses para Ra , MRR e Fu	143

Lista de abreviaturas e siglas

ABINFER	- Associação Brasileira da Indústria de Ferramentais
ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	- <i>American Iron and Steel Institute</i> (Instituto Americano do Ferro e do Aço)
AMB	- <i>Active Magnetic Bearing</i> (mancal magnético ativo)
ANOVA	- <i>Analysis of Variance</i> (análise de variância)
ASTM	- American Society for Testing and Materials (Sociedade Americana de Ensaios e Materiais)
CAD	- <i>Computer Aided Design</i> (desenho/projeto assistido por computador)
CAM	- <i>Computer Aided Manufacturing</i> (manufatura assistida por computador)
CBN	- <i>Cubic Boron Nitride</i> (nitreto de boro cúbico)
CCC	- <i>Central Composite Circumscribed</i> (arranjo composto central circunscrito)
CCD	- <i>Central Composite Design</i> (arranjo composto central)
CCF	- <i>Central Composite Face</i> (arranjo composto de face centrada)
CCI	- <i>Central Composite Inscribed</i> (arranjo composto central inscrito)
CHIM	- <i>Convex Hull of Individual Minima</i> (envoltória convexa de mínimos individuais ou linha de Utopia)
CNC	- <i>Computer Numerical Control</i> (controle numérico computadorizado)
DOE	- <i>Design of Experiments</i> (projeto e análise de experimentos)
EDM	- <i>Electro Discharge Machining</i> (eletroerosão ou usinagem por descargas elétricas)
FA	- <i>Factor Analysis</i> (análise fatorial)
GRG	- <i>generalized reduced gradient</i> (gradiente reduzido generalizado)
HSM	- <i>High Speed Machining</i> (usinagem com altas velocidades)
ISO	- <i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional para Padronização)
MMSE	- <i>Multivariate Mean Square Error</i> (erro quadrático médio multivariado)
MSE	- <i>Mean Square Error</i> (erro quadrático médio)
NBI	- <i>Normal Boundary Intersection</i> (interseção normal à fronteira)
NBR	- Norma Brasileira
NC	- <i>Numeric Control</i> (controle numérico)
OLS	- <i>Ordinary Least Squares</i> (mínimos quadrados ordinários)
PCBN	- <i>Polycrystalline Cubic Boron Nitride</i> (nitreto de boro cúbico policristalino)
POE	- <i>Propagation of Errors</i> (princípio da propagação de erro)

- PVD - *Physical Vapor Deposition* (deposição física de vapor)
- RPD - *Robust Parameter Design* (projeto de parâmetro robusto)
- RSM - *Response Surface Methodology* (metodologia de superfície de resposta)
- SENAI - Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial
- UFSJ - Universidade Federal de São João del-Rei
- UNIFEI - Universidade Federal de Itajubá
- WLS - *Weighted Least Squares* (mínimos quadrados ponderados)

Lista de símbolos

Símbolos do processo de fresamento:

a	- comprimento de contato da aresta de corte	[mm]
a_e	- profundidade radial de corte	[mm]
ah	- área do cavaco não deformado	[mm ²]
a_p	- profundidade axial de corte	[mm]
c	- avanço	[mm/dente]
D	- diâmetro nominal da ferramenta de corte	[mm]
D_{ef}	- diâmetro efetivo da ferramenta de corte	[mm]
E	- estratégia de corte	
F_a	- componente axial da força de usinagem	[N]
F_r	- componente radial da força de usinagem	[N]
F_t	- componente tangencial da força de usinagem	[N]
F_u	- força de usinagem	[N]
F_x	- componente horizontal da força de usinagem, medida na direção do eixo X da máquina-ferramenta	[N]
F_y	- componente normal da força de usinagem, medida na direção do eixo Y da máquina-ferramenta	[N]
f_z	- avanço por dente	[mm/dente]
F_z	- componente axial da força de usinagem, medida na direção do eixo Z da máquina-ferramenta	[N]
h	- espessura instantânea de usinagem	[mm]
h_a, h_m	- espessura média de usinagem ou espessura média do cavaco	[mm]
K_{ac}	- coeficiente específico de cisalhamento na direção axial	[N/mm ²]
K_{ae}	- coeficiente específico da aresta de corte na direção axial	[N/mm ²]
K_{rc}	- coeficiente específico de cisalhamento na direção radial	[N/mm ²]
K_{re}	- coeficiente específico da aresta de corte na direção radial	[N/mm ²]
K_{tc}	- coeficiente específico de cisalhamento na direção tangencial	[N/mm ²]
K_{te}	- coeficiente específico da aresta de corte na direção tangencial	[N/mm ²]
Le	- comprimento da amostragem (<i>cut-off</i>)	[mm]
Lm	- percurso de medição	[mm]
Ln	- percurso final	[mm]
Lt	- percurso de apalpamento	[mm]
l_{to}	- comprimento em balanço da ferramenta de corte	[mm]

L_v	- percurso inicial	[mm]
MRR	- <i>Material Removal Rate</i> (taxa de remoção de material)	[mm ³ /min]
R_a	- rugosidade média	[μ m]
R_{th_vf}	- rugosidade teórica medida na direção longitudinal ao avanço	[μ m]
T	- vida da ferramenta de corte	[min]
VB_2	- desgaste de flanco da ferramenta de corte	[mm]
v_c	- velocidade de corte	[m/min]
v_f	- velocidade de avanço	[mm/min]
z	- número de arestas de corte da ferramenta	
β	- ângulo de inclinação entre a haste da ferramenta e a normal da superfície	[graus]
δ	- ângulo de inclinação da superfície usinada	[graus]
ϕ	- ângulo instantâneo de imersão da aresta de corte	[rad]
ϕ_{ex}	- ângulo de saída da ferramenta na região de corte	[rad]
ϕ_p	- ângulo de passo das arestas de corte	[rad]
ϕ_s	- ângulo de varredura	[rad]
ϕ_{st}	- ângulo de entrada da ferramenta na região de corte	[rad]

Símbolos da metodologia de superfície de resposta:

$\hat{\beta}$	- vetor de coeficientes
2^k	- número de pontos fatoriais
$2k$	- número de pontos axiais
G	- graus de liberdade
k	- número de variáveis de controle
m	- número de pontos centrais
MQ	- média dos quadrados
n	- número de características de interesse
p	- fração de um arranjo fatorial fracionado
r	- número de variáveis de ruído
R^2	- coeficiente de determinação
R^2_{adj}	- coeficiente de determinação ajustado
R^2_{prev}	- coeficiente de determinação para a previsão
S	- desvio padrão
SQ	- soma dos quadrados
$Valor-F$	- estatística F

<i>Valor-P</i>	- probabilidade de significância
<i>W</i>	- matriz de ponderação
<i>X</i>	- matriz de variáveis de controle
x_k	- variáveis de controle
<i>y</i>	- característica de interesse
<i>Y</i>	- vetor de respostas/características de interesse
<i>Z</i>	- matriz de variáveis de ruído
z_r	- variáveis de ruído
α	- raio da região experimental formada pelas variáveis de controle
β_i	- coeficientes de regressão
ε	- erro experimental

Símbolos do projeto de parâmetro robusto:

$\hat{\sigma}_\varepsilon^2$	- erro residual do modelo de superfície de resposta completo
σ_z^2	- variância das variáveis de ruído
<i>k</i>	- número de variáveis de controle
n_v	- número de variáveis do arranjo experimental
<i>r</i>	- número de variáveis de ruído
x_k	- variáveis de controle
<i>y</i>	- característica de interesse
z_r	- variáveis de ruído
β_0	- coeficiente de regressão constante (depende da característica de interesse avaliada)
β_i	- coeficientes de regressão lineares das variáveis de controle
β_{ii}	- coeficientes de regressão quadráticos das variáveis de controle
β_{ij}	- coeficientes de regressão de interação entre as variáveis de controle
γ_i	- coeficientes de regressão lineares das variáveis de ruído
δ_{ij}	- coeficientes de regressão de interação entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído
ε	- erro experimental

Símbolos da análise fatorial:

$\tilde{\ell}_{ij}^*$	- carregamento fatorial rotacionado e escalonado pela raiz quadrada da <i>i</i> -ésima comunalidade
h_i^2	- comunalidade

F_m	- fatores comuns (variáveis aleatórias não-observáveis ou variáveis latentes)
ψ_i	- variâncias específicas
μ	- vetor de médias
e_k	- autovetores da matriz variância-covariância
F	- vetor aleatório contendo os fatores comuns
I	- matriz identidade
k	- número de componentes do vetor aleatório X
L	- matriz de carregamento dos fatores
m	- número de fatores comuns
p	- número de características de interesse ou respostas originais correlacionadas
T	- matriz ortogonal
V	- função objetivo
X	- vetor aleatório
y_p	- características de interesse observáveis
Z	- dados originais padronizados
ε	- vetor aleatório de erros (fatores específicos)
λ_k	- autovalores da matriz variância-covariância
Σ	- matriz de variância-covariância
Ψ	- matriz diagonal formada pelas variâncias específicas

Símbolos da otimização multi-objetivo:

\bar{f}^N	- ponto Nadir normalizado
\bar{f}^U	- ponto de Utopia normalizado
$\bar{f}_i(x)$	- i -ésima função objetivo normalizada
$\bar{\Phi}$	- matriz <i>pay-off</i> normalizada
d_{j+}	- distância Euclidiana
f^N	- vetor que contém os valores não-ótimos individuais das múltiplas funções objetivo (ponto Nadir)
f^U	- vetor que contém os valores ótimos individuais das múltiplas funções objetivo (ponto de Utopia)
$g_j(x)$	- restrições de desigualdade
\hat{n}	- vetor unitário normal à linha de Utopia
x_i^*	- vetor de solução que minimiza individualmente a i -ésima função objetivo
ζ_{Fi}	- ótimo individual do i -ésimo fator

$\zeta_{E[y_i]}$	-	ótimo individual da i -ésima característica de interesse
D	-	vetor linha de Utopia
f_i	-	pontos de âncora
$f_i(x)$	-	i -ésima função objetivo
m	-	número de funções objetivos
n_{sub}	-	número de subproblemas
T_i	-	alvos
w	-	vetor de pesos
w_i	-	pesos
Φ	-	matriz <i>pay-off</i>
Ω	-	região experimental viável

1.INTRODUÇÃO

Há mais de uma década, Helleno & Schützer (2004) já citavam que a usinagem de moldes e matrizes vinha ganhando espaço de destaque no setor de manufatura. Atualmente, isto fica evidente, uma vez que a economia mundial avança em direção à redução de lotes, à grande diversidade de produtos e, principalmente, à redução de seu tempo de vida junto com a exigência de redução do tempo de lançamento de novos produtos (SCHÜTZER *et al.*, 2006; BRANDÃO *et al.*, 2011; FIORENTINO, 2014; USINAGEM BRASIL, 2019).

O segmento de moldes e matrizes está se tornando cada vez mais exigente e competitivo e isso requer a constante inovação tecnológica das empresas do setor (ARRUDA *et al.*, 2014). O cenário da concorrência dinâmica leva as empresas à produzirem produtos com maior qualidade e precisão, com menores tempos de entrega e de custos, isto porque a liderança de mercado depende exclusivamente de baixos custos e alta qualidade (SUDHAKAR, 2007; FIORENTINO, 2014; ARRUDA *et al.*, 2015).

Do ponto de vista da fabricação de moldes e matrizes, o lote a ser fabricado geralmente é unitário e todos os custos de fabricação são atribuídos a um único produto (DINIZ *et al.*, 2004). Assim, o valor agregado a cada molde ou matriz é muito alto e o custo com ferramentas de corte não apresenta grande influência sobre o custo final (ELBESTAWI *et al.*, 1997). Entretanto, segundo López de Lacalle *et al.* (2002a), a influência dos parâmetros de corte sobre o tempo de usinagem e sobre a qualidade do molde ou matriz não pode ser desconsiderada.

Moldes e matrizes são utilizados na fabricação de peças próximas à forma final, antes da usinagem de acabamento, que é realizada para adquirir as tolerâncias e rugosidades exigidas nos produtos. Segundo Brandão *et al.* (2011), 65% dos custos de produção de moldes e matrizes estão relacionados com processos de fabricação e, segundo López de Lacalle *et al.* (2002a), cerca de 65% do tempo total de fabricação é gasto em operações de usinagem e polimento, o qual geralmente é realizado manualmente e pode consumir até 30% do tempo total gasto para a fabricação de um molde ou matriz.

De acordo com Coldwell *et al.* (2003), Oliveira & Diniz (2009) e Kull Neto (2016), alguns processos de fabricação que utilizam moldes e matrizes para a fabricação de peças, são: o forjamento, a fundição, a extrusão, o processo de injeção e a metalurgia do pó. Em geral, os moldes e matrizes utilizados nestes processos são fabricados com aço ferramenta para trabalho a quente (série H), que suportam temperaturas de trabalho entre 315 °C e 650 °C, sendo o aço ferramenta a base de cromo (ABNT H13) é um dos mais utilizados por combinar excelentes

características, como capacidade de endurecer uniformemente (temperabilidade), tenacidade, resistência aos desgastes abrasivo e químico, resistência à deformação plástica, resistência à fadiga térmica/mecânica e boa condutividade térmica (DEWES & ASPINWALL, 1997; GOMES, 2001; SHIVPURI, 2005; GABARDO, 2008; LI *et al.*, 2018).

De acordo com Usinagem Brasil (2017), o mercado brasileiro de moldes e matrizes está em ascensão, impulsionado principalmente pela demanda da indústria automobilística, que ultimamente lançou vários modelos novos. Segundo Anfavea (2019a), no Brasil foram produzidos 2,89 milhões de automóveis no ano de 2018, produção 6,7% superior à de 2017. Com relação ao primeiro semestre de 2019, a produção de automóveis no Brasil aumentou 2,8% se comparado ao mesmo período de 2018 (ANFAVEA, 2019b).

De acordo com Plástico Industrial (2019), os clientes predominantes das ferramentarias são do ramo automobilístico, seguido pela indústria de embalagens, “outros” (categoria que inclui linha branca, brinquedos e área médica), eletro-eletrônicos e construção civil. Segundo Christian Dihlmann, presidente da Associação Brasileira da Indústria de Ferramentais (ABINFER), entidade fundada em 2011 para representar a indústria de moldes para plásticos, bases de estampos e demais tipos de ferramentas industriais produzidas no Brasil, a indústria automobilística é o segmento mais importante para as ferramentarias (SANT ANNA, 2017).

Com relação à produção de moldes e matrizes, Christian Dihlmann estima que no Brasil existam duas mil ferramentarias independentes e 3,5 mil departamentos específicos em empresas verticalizadas, sendo o segmento de plástico responsável por 60% destes números (SANT ANNA, 2017).

Segundo Plástico Industrial (2019), dentro do segmento brasileiro de transformação de plásticos, o setor que apresentou maior demanda por moldes nos últimos 12 meses foi o de injeção (74%), sendo seguido pelos transformadores por sopro (19,3%), termoformação (3,5%) e moldagem de reforçados (3,2%). O faturamento de transformados plásticos no Brasil em 2018 foi de R\$ 78,3 bilhões (ABIPLAST, 2019).

De acordo com Plástico Industrial (2019), dentre 730 empresas pesquisadas que fornecem ferramental para a moldagem de termoplásticos, 54% investem em pesquisa e desenvolvimento, sendo que 94% delas o faz por conta própria, contra apenas 6% que buscam parceria com instituições de pesquisa.

Os moldes e as matrizes representam componentes importantes no setor de manufatura, influenciando significativamente no tempo de fabricação e nos custos de vários produtos (FIORENTINO, 2014). De acordo com Back (2011), grande parte do tempo de desenvolvimento de um produto é utilizada no projeto e fabricação de moldes que possam fabricar seus componentes segundo requisitos de custo e qualidade estabelecidos. Além disso,

a complexidade dos moldes depende de características, volumes e matérias-primas dos componentes a serem produzidos, sendo que investimento e tempo de fabricação estão diretamente ligados a estas variáveis. Desta forma, a fabricação de moldes e matrizes apresenta-se como parte integrante do processo de desenvolvimento de produtos industrializados, tendo participação relevante nos custos, nos prazos e na qualidade destes produtos.

Superfícies lisas e de alta qualidade são essenciais na fabricação de moldes e matrizes, no entanto, os processos para alcançar tais superfícies são dispendiosos e difíceis (PICKHARDT & GUILD, 2018). De acordo com Arruda *et al.* (2012b, 2015) e Castanhera (2015), os processos de usinagem por fresamento, retificação e eletroerosão são os mais utilizados para se obter pequenas tolerâncias e baixas rugosidades na usinagem de acabamento de moldes e matrizes. Outro processo possível é a usinagem eletroquímica, entretanto, é pouco viável, pois é de difícil controle e gera grandes problemas ambientais causados pelo eletrólito (ARRUDA *et al.*, 2012b).

De acordo com Sandvik Coromant (1999) e López de Lacalle *et al.* (2011), os moldes e as matrizes eram usualmente fabricados utilizando-se como matéria prima o aço no estado recozido ou normalizado, o que possibilitava grande remoção de cavaco no processo de desbaste. No entanto, atualmente, utiliza-se o aço no estado endurecido, em blocos próximos das dimensões externas do molde ou da matriz, executando a abertura de cavidades em desbaste e acabamento sem modificar a fixação do bloco. Segundo Arnone (1998) e Iyer *et al.* (2007), a usinagem de moldes endurecidos é aquela que produz moldes a partir do tratamento térmico final, retirando-se, assim, a etapa de tratamento térmico do meio do processo de usinagem, ou seja, o desbaste e o acabamento são feitos consecutivamente, num único *setup* na máquina-ferramenta. Isto representa uma redução drástica dos tempos de fabricação, por reduzir ou eliminar várias etapas como o acabamento manual e a eletroerosão, possibilitando que o bloco de aço ferramenta receba tratamento térmico antes de iniciar a usinagem. Além disso, tem-se a garantia de um produto com mais qualidade devido a eliminação de erros associados ao tratamento térmico e aos múltiplos *setups* na máquina-ferramenta.

Grande parte dos moldes e matrizes apresentam geometrias complexas e específicas baseadas no perfil do produto final e são fabricados com aços de elevada dureza - acima de 45 HRC, representando um desafio para o setor de fabricação (OLIVEIRA & DINIZ, 2009; ASTAKHOV, 2011; ARRUDA *et al.*, 2014, 2015; CASTANHERA, 2015; MA *et al.*, 2018a). No entanto, com as recentes tecnologias desenvolvidas no setor de máquinas e ferramentas de corte, principalmente em materiais e revestimentos, sistemas de fixação, sistemas CAD (*Computer Aided Design*), sistemas CAM (*Computer Aided Manufacturing*) e acessórios de planejamento e programação CNC (*Computer Numerical Control*), possibilitaram, sob certas condições, usinar materiais endurecidos e produzir moldes e matrizes com a qualidade

especificada, de forma competitiva, reduzindo tempos improdutivos e aumentando a produtividade (KOSHY *et al.*, 2002; GAMARRA, 2003; ARRUDA *et al.*, 2014; CASTANHERA, 2015; FANG-YUAN *et al.*, 2017; LI *et al.*, 2018).

De acordo com Arruda *et al.* (2012a, 2014), para a fabricação de moldes e matrizes um tempo considerável pode ser necessário na operação de fresamento, que antecede o polimento final, devido às formas complexas que estes ferramentais podem apresentar. Esta operação de fresamento influencia diretamente o tempo de polimento de um molde ou matriz. Assim, se o acabamento superficial for melhorado na operação de fresamento, favorecendo a aplicação direta do molde ou matriz na produção, uma economia considerável de custos e tempos será obtida pela eliminação das operações de polimento.

As operações de fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico têm sido extensivamente utilizadas em aplicações industriais, principalmente nas indústrias automotivas, de aviação, aeroespaciais e de moldes e matrizes (NING *et al.*, 2001; SONAWANE & JOSHI, 2010; LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2011; ARRUDA *et al.*, 2012b, 2014, 2015; MA *et al.*, 2018a). Isto ocorre devido à alta rigidez, versatilidade e flexibilidade que estas ferramentas apresentam na geração de formas complexas como as encontradas em moldes e matrizes, turbinas, hélices e componentes estruturais de aeronaves, proporcionando alta qualidade e alta produtividade.

Juntamente com o uso de ferramentas de topo esférico, a tecnologia da usinagem com altas velocidades (HSM - *High Speed Machining*) tem sido empregada em boa parte das indústrias de moldes e matrizes, pois permite diminuir ou eliminar operações intermediárias, reduzindo os tempos e os custos de produção (FALLBÖHMER *et al.*, 2000; KOSHY *et al.*, 2002; GAMARRA, 2003; ARRUDA *et al.*, 2012b; CASTANHERA, 2015). Dependendo da geometria da peça a ser fabricada, a etapa de acabamento, que porventura é realizada pelo processo de eletroerosão, pode ser eliminada através da utilização da tecnologia HSM, proporcionando economia de energia e de custos por peça (CASTANHERA, 2015). Mesmo que a taxa de remoção de material seja baixa em HSM, devido principalmente às baixas profundidades de usinagem utilizadas, ela é maior que a taxa de remoção de material que o processo de eletroerosão proporciona (OLIVEIRA & DINIZ, 2009; CASTANHERA, 2015).

Dolinšek *et al.* (2004) e Ozelik & Bayramoglu (2006) sugerem que a qualidade de um molde tem como indicador principal a rugosidade, além da precisão dimensional e integridade superficial após a usinagem. Ainda de acordo com os autores, as características tribológicas e de escoamento do material dentro do molde, quando em trabalho, são diretamente dependentes da qualidade superficial. De acordo com Calil & Boehs (2004) e Çolak *et al.* (2005), a otimização da rugosidade da peça promove a melhoria de certas características como: atrito,

fadiga, desgaste, transferência de calor, resistência mecânica, capacidade de distribuir e reter lubrificantes e capacidade de aceitar coberturas superficiais, ou seja, atributos intimamente ligados ao desempenho de moldes e matrizes.

A operação de acabamento em moldes e matrizes é a etapa mais importante da fabricação, a que consome o maior tempo de usinagem devido aos baixos valores de avanço e profundidades de corte, e objetiva principalmente atender as especificações dimensionais, de forma e de posição, além da rugosidade determinada no projeto (PIVETTA, 2005; AGUIAR, 2012; ARRUDA *et al.*, 2015).

No processo de fresamento, assim como em todos os processos de usinagem, dependendo da estratégia de corte utilizada, diferentes acabamentos são gerados e podem não corresponder ao acabamento desejado para o produto final (ARRUDA *et al.*, 2012b). As superfícies projetadas nos moldes e matrizes geram estratégias de fresamento que obrigam a usinagem com ferramentas de topo esférico gerar os mais diversos pontos de contato com a superfície usinada e dependendo deste ponto de contato, o diâmetro efetivo de corte, a velocidade de corte e a formação dos cavacos se alteram constantemente, e, conseqüentemente, os esforços de corte, a vibração, o acabamento e a integridade da superfície usinada podem variar significativamente (SOUZA, 2004; ARRUDA *et al.*, 2012b, 2014; MA *et al.*, 2018a).

De acordo com Souza (2004) e Wojciechowski *et al.* (2018a), o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) - que, por consequência, define o ponto de contato entre a ferramenta de corte e a peça; e o comprimento em balanço da ferramenta de corte (l_{to}), também apresentam influência significativa nos esforços de corte e na vibração, afetando diretamente a qualidade da superfície usinada.

Além disso, o estabelecimento de estratégias e parâmetros de usinagem sem conhecimento científico pode influenciar no controle de qualidade, na falha da ferramenta quando submetida aos esforços de corte, e até em um maior tempo de usinagem, não alcançando o nível de acabamento e a exatidão desejados, provocando alteração da integridade superficial do molde ou matriz (IMANI *et al.*, 1998; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a). Assim, o conhecimento do acabamento superficial e dos esforços de corte, baseados nas estratégias de corte, nos parâmetros de usinagem e no ponto de contato da ferramenta com a peça usinada, auxilia no controle da qualidade de um molde ou matriz.

Similarmente a outros processos de fabricação, o processo de fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico pode apresentar natureza multivariada e multi-objetivo, não apenas no sentido de apresentar diversas características de interesse (respostas), mas também de tais características apresentarem estrutura de correlação estatisticamente significativa. O processo de fresamento utilizando ferramentas de topo esférico

objetiva gerar superfícies acabadas com alta qualidade e exatidão, de forma que as características de interesse (rugosidade, força de usinagem e taxa de remoção de material) possam ser mensuradas. Assim, técnicas de estatística multivariada, como a análise fatorial (FA - *Factor Analysis*), podem ser aplicadas para tratar a correlação, reduzindo a dimensão e redundância do problema (BOX *et al.*, 1973).

De acordo com Brito *et al.* (2016), a melhoria de desempenho de um determinado processo depende intrinsecamente da redução da variabilidade das características de interesse deste processo. Segundo os autores, tal variabilidade é provocada pela adoção de *setups* inadequados para as variáveis de controle do processo e pela presença de variáveis de ruído que, conhecidas ou não, aumentam o deslocamento da média em relação ao valor alvo desejado, com o concomitante aumento da curtose associada à distribuição de probabilidade da característica mensurada. Assim, se o padrão de desempenho esperado para a característica de interesse for representado por limites de especificação, o aumento da variância implicará no aumento da probabilidade de produção de itens não-conformes.

Ainda de acordo com Brito *et al.* (2016), muitos processos de usinagem têm se defrontado com instabilidades provocadas pelo excesso de variância nas distribuições de probabilidade relacionadas às características de interesse. Segundo os autores, em geral, este excesso de curtose se deve à presença de variáveis de ruído e de *setups* de máquina que não são capazes de atenuar os efeitos dos ruídos sobre a qualidade da peça. No processo de fresamento utilizando ferramentas de topo esférico, as variáveis de controle estão relacionadas à cinemática do processo, como, por exemplo, a velocidade de corte, o avanço da ferramenta e as profundidades axial e radial de corte. Logo, o engenheiro pode analisar o processo sob diferentes perspectivas.

Em relação às características de interesse no processo de fresamento de moldes e matrizes, a força de usinagem deve ser considerada por estar relacionada à vida da ferramenta, ao consumo de energia, às tolerâncias dimensionais e ao acabamento da superfície usinada (MA *et al.*, 2018a). De acordo com Davim (2010), características de interesse como a rugosidade também são muito importantes para caracterizar a integridade da superfície usinada. Além disso, a taxa de remoção de material também pode ser avaliada, objetivando garantir a produtividade e a competitividade do processo. Desta forma, estas características de interesse podem ser modeladas através da metodologia de superfície de resposta (RSM - *Response Surface Methodology*).

De acordo com Pereira (2017), um dos problemas em encontrar os níveis ótimos das variáveis de controle que otimizam a característica de interesse está relacionado à sensibilidade da solução ótima obtida em relação às variáveis de ruído que influenciam o processo na região experimental de interesse. Pode-se entender como variáveis de ruído aquelas variáveis que

influenciam a característica de interesse e que não podem ser controladas pelo engenheiro de processo (WELCH *et al.*, 1990). O projeto de parâmetro robusto (RPD - *Robust Parameter Design*) tem a finalidade de encontrar níveis para as variáveis de controle do processo que garantam que o nível ótimo da característica de interesse seja insensível à variação das variáveis difíceis de controlar, denominadas variáveis de ruído (SHOEMAKER *et al.*, 1991; NAIR *et al.*, 1992). É mais econômico tornar o processo insensível às variações causadas pelas variáveis de ruído do que controlar as causas de variação relativas à estas variáveis (KACKAR, 1985).

Uma variável de ruído importante no processo de fresamento de moldes e matrizes é o comprimento em balanço da ferramenta de corte (l_{to}). O comprimento em balanço da ferramenta não é definido pela preferência do engenheiro de processo, mas sim pela geometria do molde ou matriz a ser usinado. No fresamento de cavidades, por exemplo, para se evitar colisões entre a máquina-ferramenta e o molde ou matriz, altos níveis de comprimento em balanço da ferramenta são necessários. Além disso, sabe-se que o comprimento em balanço da ferramenta pode influenciar na estabilidade do processo, nos esforços de corte, na deflexão da ferramenta, nas tolerâncias dimensionais e no acabamento da superfície usinada (WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a, 2018b). Assim, justifica-se a busca por níveis das variáveis de controle que tornem o processo de fresamento de moldes e matrizes insensível à variação do comprimento em balanço das ferramentas de corte.

No processo de fresamento de moldes e matrizes com ferramentas de topo esférico e máquinas-ferramentas de três eixos, o ponto de contato entre a ferramenta de corte e a peça, que pode ser definido pelo ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), em relação à horizontal, se mostra como uma variável de ruído muito importante. O ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) também não é definido pelo engenheiro de processo, mas sim pela geometria do molde ou matriz e apresenta grande influência na velocidade de corte, na formação dos cavacos, na vibração, nos esforços de corte e na rugosidade da superfície usinada (SOUZA, 2004; ARRUDA *et al.*, 2012b, 2014; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a; MA *et al.*, 2018a). Desta forma, é interessante buscar níveis das variáveis de controle que minimizem a influência da variação do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) sobre as características de interesse avaliadas.

Em todos os processos de usinagem, o desgaste da ferramenta de corte também se apresenta como uma variável de ruído, uma vez que este não é definido pelo engenheiro de processo, mas ocorre de forma contínua e gradual devido à ação do corte. De acordo com Arruda *et al.* (2015), o controle do desgaste da ferramenta de corte durante o fresamento de moldes e matrizes é muito complexo. Além disso, o desgaste da ferramenta influencia o acabamento da peça, os esforços de corte, a vibração e a vida da ferramenta. Desta forma,

também é justificável buscar níveis para as variáveis de controle que tornem o processo de fresamento de moldes e matrizes insensível à variação do desgaste da ferramenta.

A qualidade da superfície usinada de um molde está diretamente relacionada à estratégia de fresamento utilizada para produzi-lo (VIVANCOS *et al.*, 2004). No processo de fresamento de moldes e matrizes, seja utilizando estratégias de fresamento em contorno ou em cópia, fresamento ascendente ou descendente, geralmente há a alteração no sentido de corte, isto é, ora o fresamento é concordante, ora é discordante. E, de acordo com Imani *et al.* (1998), Souza (2004) e Wojciechowski *et al.* (2018a), esta alteração no sentido de corte influencia significativamente a formação dos cavacos, os esforços de corte, a vibração e o acabamento das superfícies usinadas. Assim, também se justifica buscar níveis para as variáveis de controle que tornem o processo de fresamento de moldes e matrizes insensível à variação do sentido de corte.

De acordo com Myers *et al.* (1992), a utilização em conjunto das metodologias de superfície de resposta e de projeto de parâmetro robusto, empregando estratégias de arranjos combinados, tem sido aplicada com sucesso, uma vez que possibilita uma experimentação mais econômica, a análise das interações entre variáveis de controle e de ruído e a obtenção de modelos para média e variância de cada característica de interesse a partir da propagação do erro em relação às variáveis de ruído. Aliado ao projeto de parâmetro robusto, a minimização do erro quadrático médio (MSE - *Mean Square Error*) objetiva aproximar o valor da média modelada de uma característica de interesse de um valor alvo pré-estabelecido, com a concomitante minimização da variância desta mesma característica (BOX & JONES, 1992).

A maioria dos estudos relativos ao fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico que empregam alguma abordagem experimental para a modelagem das funções de média e variância das características de interesse, desconsidera a possibilidade de avaliar as interações entre as variáveis de controle e os ruídos, de avaliar seus efeitos, além de negligenciar a influência da convexidade de tais funções sobre os resultados. Desta forma, este trabalho objetivou a integração entre o planejamento de experimentos (DOE - *Design of Experiments*), os arranjos combinados de superfície de resposta (RSM - *Response Surface Methodology*), a metodologia de projeto de parâmetro robusto (RPD - *Robust Parameter Design*), o erro quadrático médio (MSE - *Mean Square Error*), a análise fatorial (FA - *Factor Analysis*) e o método da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*) para se obter fronteiras de Pareto convexas e equi-espaciaadas para funções de superfície de resposta de média e variância, geradas pela presença de variáveis de ruído. Assim, este trabalho contribui para a melhoria da qualidade e da produtividade na fabricação de moldes e matrizes, definindo *setups* ótimos capazes de reduzir a influência das variáveis de ruído, aumentando os valores dos índices de capacidade de processo.

1.1. OBJETIVOS

O objetivo geral do presente trabalho foi a otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, visando a melhoria da qualidade e produtividade deste processo. Para alcançar este objetivo foram utilizadas as metodologias de planejamento de experimentos, de superfície de resposta, de projeto de parâmetro robusto, de erro quadrático médio, de análise fatorial e de interseção normal à fronteira.

Como objetivos específicos pode-se elencar:

- Avaliação da influência das condições de usinagem, isto é, das variáveis de controle (velocidade de corte, avanço por dente, profundidade axial de corte e profundidade radial de corte) nas características de interesse avaliadas (rugosidade, força de usinagem e taxa de remoção de material);
- Avaliação da influência das variáveis de ruído (comprimento em balanço da ferramenta, ângulo de inclinação da superfície usinada, desgaste da ferramenta de corte e estratégia de corte) nas características de interesse avaliadas;
- Obtenção de modelos de resposta, relacionando as variáveis de controle e de ruído com as características de interesse investigadas, utilizando-se da metodologia de superfície de resposta;
- Obtenção de modelos para a média e variância de cada característica de interesse avaliada através do projeto de parâmetro robusto;
- Exploração do *trade-off* entre viés e variância das características de interesse, utilizando-se do método da interseção normal à fronteira;
- Otimização do erro quadrático médio de cada característica de interesse avaliada, com a finalidade de minimizar o viés e variância simultaneamente;
- Otimização multi-objetivo das características de interesse avaliadas utilizando-se dos métodos de análise fatorial, erro quadrático médio e interseção normal à fronteira;
- Plotagem da fronteira de Pareto para visualizar o *trade-off* entre as características de interesse avaliadas;
- Seleção de uma solução Pareto-ótima para os experimentos de confirmação;
- Realização de experimentos de confirmação para avaliar a robustez da solução Pareto-ótima selecionada;
- Realização de ensaio de vida da ferramenta de topo esférico no fresamento do aço ABNT H13 endurecido.

Com os resultados deste trabalho ampliou-se o conhecimento sobre o processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, de forma a expandir sua aplicação na fabricação de moldes e matrizes.

Os resultados deste trabalho também podem servir de incentivo às empresas e às instituições de pesquisa a aumentarem seus investimentos em pesquisa e desenvolvimento e em parcerias, visto que dentre 730 empresas de ferramentais pesquisadas por Plástico Industrial (2019), apenas 54% investem em pesquisa e desenvolvimento, sendo que 94% delas o faz por conta própria e somente 6% buscam parceria com instituições de pesquisa.

1.2.JUSTIFICATIVA

O processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico é amplamente utilizado nas indústrias de fabricação de moldes e matrizes. Uma vez que as operações de acabamento ocupam grande parte do tempo de usinagem, sua otimização pode trazer vários benefícios. Além disso, a obtenção de superfícies usinadas com alta qualidade e exatidão pode garantir a redução de tempos e custos de fabricação, possibilitando maior competitividade de mercado às indústrias de moldes e matrizes.

Avaliar os efeitos das variáveis de controle sobre as características de interesse é fundamental para viabilizar a correta escolha dos níveis destas variáveis. A modelagem possibilita a previsão dos níveis de estabilidade da força de usinagem, da produtividade e da rugosidade da peça, garantindo ao engenheiro antecipar as características do processo e da superfície usinada, atendendo às especificações de projeto.

Estudar a robustez do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico viabiliza a obtenção de níveis das variáveis de controle com mínima sensibilidade em relação às variáveis de ruído. A configuração de um arranjo experimental combinado possibilita a redução do número de experimentos a serem realizados, além do estudo das interações entre as variáveis de controle e de ruído. Assim, a modelagem e a minimização do erro quadrático médio viabilizam a minimização do viés e da variância de cada característica de interesse, de forma a garantir atendimento às especificações de projeto.

Objetivando otimizar características de interesse como rugosidade, força de usinagem e taxa de remoção de material simultaneamente, o emprego de técnicas triviais de otimização pode não apresentar resultados satisfatórios para o processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido. Desta forma, a utilização das metodologias de análise fatorial, erro quadrático

médio e interseção normal à fronteira viabilizam uma melhor exploração do *trade-off* entre as características de interesse, permitindo ao engenheiro de processo explorar os mais diversos cenários e selecionar o cenário mais adequado para atender cada situação de planejamento.

1.3.DELIMITAÇÕES

O presente trabalho é limitado ao estudo do fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico. No entanto, pode fornecer um escopo de possibilidades para avaliar o fresamento com ferramentas de topo esférico em outros materiais endurecidos. As ferramentas de topo esférico utilizadas são inteiriças e apresentam a mesma especificação técnica, sem alteração do material, da geometria e do diâmetro. As características de interesse avaliadas foram a rugosidade, a força de usinagem e a taxa de remoção de material. As variáveis de ruído consideradas foram o comprimento em balanço da ferramenta de corte, o ângulo de inclinação da superfície a ser usinada, o desgaste da ferramenta de corte e a estratégia de corte, de forma que a variabilidade modelada corresponde apenas à estas variáveis de ruído.

A análise, a modelagem e a otimização das características de interesse avaliadas neste trabalho estão restritas à utilização das metodologias de planejamento de experimentos (DOE - *Design of Experiments*), dos arranjos combinados de superfície de resposta (RSM - *Response Surface Methodology*), da metodologia de projeto de parâmetro robusto (RPD - *Robust Parameter Design*), do erro quadrático médio (MSE - *Mean Square Error*), da análise fatorial (FA - *Factor Analysis*) e do método da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*). No entanto, estas metodologias podem ser aplicadas a outros processos de fabricação que visem avaliar interações entre variáveis de controle e de ruído, considerando também a existência de correlação entre as características de interesse.

1.4.ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho é composto de seis capítulos, apresentados conforme a descrição abaixo:

Capítulo 1: contextualiza sobre a importância de pesquisas em fresamento de aços endurecidos utilizados na produção de moldes e matrizes. Em seguida são apresentados os objetivos, as justificativas e as limitações deste trabalho.

Capítulo 2: apresenta uma síntese da literatura sobre a usinagem com altas velocidades, focando principalmente no fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico, abordando as vantagens e a dinâmica do processo, os parâmetros e os esforços de corte, a taxa de remoção de material, o acabamento superficial, as avarias, os desgastes e a vida de ferramentas de topo esférico.

Capítulo 3: aborda o projeto e a análise de experimentos, destacando a metodologia de superfície de resposta. Aborda também o projeto de parâmetro robusto, que é essencialmente um princípio que enfatiza a escolha adequada dos níveis das variáveis de controle de um processo. Apresenta uma síntese sobre a análise fatorial, uma vez que em estudos de otimização multi-objetivo, a existência de correlação entre as características de interesse pode causar distorções na otimização. E contextualiza sobre a otimização multi-objetivo, focando na otimização do erro quadrático médio e no método da interseção normal à fronteira.

Capítulo 4 descreve o planejamento e o procedimento experimental, apresentando os equipamentos, as ferramentas e os materiais utilizados. Também são apresentadas as variáveis de controle e de ruído consideradas, além das características de interesse avaliadas.

Capítulo 5: apresenta os resultados. Inicialmente as características de interesse são discutidas e a modeladas, objetivando confrontar os resultados com a literatura. O *trade-off* entre média e variância de cada característica de interesse também é avaliado de forma individual. Posteriormente é realizada a análise de correlação de Pearson entre as características de interesse. Confirmada a existência de correlações estatisticamente significativas, a análise fatorial é aplicada e a modelagem dos fatores é realizada. Posteriormente, a otimização multi-objetivo é realizada com a finalidade de obter soluções Pareto-ótimas para a rugosidade, a força de usinagem e a taxa de remoção de material. Após a otimização multi-objetivo, os experimentos de confirmação são apresentados, assim como o ensaio de vida da ferramenta de topo esférico.

Capítulo 6: apresenta as conclusões, as contribuições e as oportunidades para desenvolver trabalhos futuros advindas das limitações e de aspectos que não foram abordados neste trabalho.

2.USINAGEM COM ALTAS VELOCIDADES

A usinagem com altas velocidades (HSM - *High Speed Machining*) tem sido reconhecida como uma importante tecnologia em desenvolvimento e implantação (ARRUDA, 2015). No entanto, sua definição não é simples, uma vez que as velocidades que podem ser atingidas dependem do material da peça, do tipo da operação de corte e da ferramenta de corte utilizada (SCHULZ & MORIWAKI, 1992; TLUSTY, 1993; HEISEL & GRINGEL, 1996; HEISEL & FEINAUER, 1999; SCHÜTZER & SOUZA, 1999).

De acordo com Oliveira (2003), a principal vantagem da usinagem com altas velocidades é a possibilidade de utilizar velocidades de cinco a dez vezes maiores do que as normalmente utilizadas e com avanço e profundidades de usinagem menores do que os adotados na usinagem convencional. Embora possa ser utilizada em operações de desbaste, a sua aplicação é, sobretudo, indicada para semi-acabamento e acabamento.

Segundo Silva (2002), a evolução dos processos de usinagem aumentou a utilização da usinagem com altas velocidades, principalmente devido às vantagens atribuídas ao processo, como por exemplo, economia de tempo, melhor dissipação de calor, aumento da precisão devido a menor distorção da peça e maior facilidade na remoção dos cavacos, visando sempre o crescimento da produtividade. De acordo Schulz (1997), Oliveira (2003) e Schützer & Schulz (2003), o aumento da velocidade de corte nos processos de usinagem, possibilita o aumento do volume de material removido, a diminuição dos esforços de corte e a melhoria da qualidade superficial da peça de trabalho, no entanto, há uma redução na vida da ferramenta de corte.

Segundo Brandão (2006), a usinagem com altas velocidades não está orientada a cortes pesados, com grandes remoções de material, gerando grandes volumes de cavacos por unidade de área, ou seja, grandes seções de corte, mas sim à usinagem de formatos bem próximos da forma final do produto. De acordo com Haight (2007), a usinagem com altas velocidades é um processo comprovado de remoção de material que envolve altas velocidades de rotação e de avanço, juntamente com cortes leves.

O domínio da tecnologia de corte é a base para o desenvolvimento de todos os componentes envolvidos na usinagem com altas velocidades, abrangendo desde o desenvolvimento de ferramentas de corte e sistemas CAD/CAM, como o projeto dos componentes das máquinas-ferramentas e o próprio processo de corte (SCHULZ & MORIWAKI, 1992; TLUSTY, 1993; HEISEL & GRINGEL, 1996; HEISEL & FEINAUER, 1999; SCHÜTZER & SOUZA, 1999; HAIGHT, 2007).

A tecnologia da usinagem com altas velocidades vem sendo desenvolvida principalmente para operações de fresamento e retificação, onde se concentram os seus maiores campos de utilização (SCHÜTZER & SOUZA, 1999). No fresamento, a HSM é utilizada no desbaste e acabamento de materiais não-ferrosos, visando às altas taxas de remoção de material, e no semi-acabamento e acabamento de materiais ferrosos, visando alta qualidade do acabamento superficial (TLUSTY, 1993; HEISEL & GRINGEL, 1996; HEISEL & FEINAUER, 1999; SCHÜTZER & SOUZA, 1999).

A gama de aplicação da HSM está orientada principalmente às suas vantagens tecnológicas, conforme apresenta a Tabela 1.

Tabela 1. Vantagens e aplicações da HSM (adaptado de Schulz & Moriwaki, 1992).

Vantagens tecnológicas	Campos de aplicação	Exemplos de aplicação
Grandes volumes de usinagem	Ligas leves, aços e ferro fundido	Indústria aeronáutica e de moldes e matrizes
Alta qualidade superficial	Usinagem de precisão e peças especiais	Indústria óptica e de mecânica fina
Baixas forças de usinagem	Usinagem de paredes finas	Indústria aeronáutica e automotiva
Alta frequência de excitação	Usinagem fora de frequências críticas	Mecânica de precisão e indústria óptica
Remoção de calor para o cavaco	Usinagem de peças que não devem ser aquecidas	Mecânica de precisão e ligas de magnésio

A aplicação econômica da tecnologia HSM é fortemente influenciada pela determinação correta da tecnologia de corte, de avanços e velocidades de corte adequadas e de ferramentas otimizadas. Isto significa que para cada material a ser usinado, existe uma gama específica e relativamente pequena de operação econômica, que depende dos parâmetros de entrada do processo (TLUSTY, 1993; HEISEL & GRINGEL, 1996; HEISEL & FEINAUER, 1999; SCHÜTZER & SOUZA, 1999).

De acordo com Usinagem Brasil (2019), a tecnologia HSM é um dos principais temas da atualidade no setor industrial. Totalmente alinhada aos conceitos de manufatura avançada nos mercados aeroespacial, de moldes e matrizes e automotivo, a tecnologia ganha cada vez mais espaço, uma vez que o ciclo de vida de produtos industriais tem se tornando cada vez menor. Segundo Site Inovação Tecnológica (2010), um molde da indústria de injeção de plásticos, por exemplo, pode ser fabricado na metade do tempo gasto pelo processo convencional. Além disso, segundo a empresa Mitsubishi Electric (USINAGEM BRASIL, 2019), a tecnologia HSM consegue ser responsável por até 60% do custo de produtos, garantindo maior produtividade (indústrias que exigem velocidade de produção conciliada com precisão de usinagem), flexibilidade da produção e qualidade superficial e dimensional.

2.1.USINAGEM DE MOLDES E MATRIZES

De acordo com López de Lacalle & Lamikiz (2008), a fabricação de superfícies complexas é comum a vários segmentos da indústria, sendo a usinagem a tecnologia mais importante para a fabricação precisa de superfícies complexas, perfiladas ou esculpidas, encontradas em matrizes de forjamento e estampagem e moldes de injeção de plástico.

De acordo com Hachiuma (2007), a capacidade de usinar com exatidão aços ferramenta endurecidos e, na maioria dos casos, eliminar operações de retificação e reduzir significativamente ou eliminar operações de eletroerosão e polimento, chamou a atenção da indústria de moldes e matrizes. Segundo o autor, ao reduzir ou eliminar estas operações, que consomem tempo com grande intensidade de mão de obra, o segmento de moldes e matrizes se beneficia substancialmente reduzindo o tempo de entrega e os custos de produção.

De acordo com López de Lacalle & Lamikiz (2008), o desafio da usinagem de moldes e matrizes é produzir formas livres precisas sobre materiais difíceis de cortar, com tolerâncias estreitas e bom desempenho econômico. Segundo os autores, o último aspecto é fundamental porque os países com baixos salários são novos concorrentes no mercado de moldes e matrizes. Além disso, segundo Umbrello (2011), a integridade superficial do ferramental é um dos requisitos mais específicos dos clientes. Segundo o autor, em geral, as principais indicações da integridade superficial de peças usinadas são a rugosidade e a tensão residual.

Atualmente, existe uma vasta gama de materiais para a fabricação de moldes e matrizes, sobretudo de aços ferramenta e aços especiais. De acordo com Costa e Silva & Mei (2014), a classificação dos aços para moldes e matrizes pode ser feita de acordo com as condições de trabalho, processo de tratamento térmico e composição química. Segundo López de Lacalle & Lamikiz (2008), de acordo com as aplicações industriais, as superfícies complexas podem ser divididas em quatro classes:

- Matrizes de forjamento: são constituídas de aços tratados, especialmente fabricados para trabalhos a quente, com dureza variando entre 30 e 60 HRC, apresentando tolerâncias e rugosidades consideradas grandes;

- Matrizes de estampagem: são constituídas de ferro fundido dúctil, no entanto, o uso de aços avançados de alta resistência nas estruturas dos automóveis tornou-se mais comum. Consequentemente, uma maior proporção de superfícies duras deve ser usinada. Além disso, o passo de usinagem de acabamento pode levar várias horas. Por este motivo, muitos usuários preferem materiais de ferramentas de corte menos duráveis, porém, mais confiáveis (como o metal duro) ao invés de materiais de ferramentas de corte mais duros, no entanto, mais frágeis (como o nitreto de boro cúbico policristalino - PCBN);

- Moldes para injeção de plástico ou ligas de alumínio: são fabricados em aços temperados com durezas entre 50 e 55 HRC. O processo de injeção exige exatidão de forma e bom acabamento. A complexidade das peças de plástico pode levar ao projeto de moldes com regiões muito estreitas e profundas, algumas na fronteira entre a tecnologia de corte e a eletroerosão (EDM - *Electro Discharge Machining*);

- Superfícies específicas: algumas lâminas de aerogeradores ou discos de compressores são exemplos deste tipo de superfície. São fabricados em ligas de titânio (Ti6Al4V), superligas (Inconel 718) ou ligas de alumínio (6061-T6). Nessas aplicações, é necessária uma alta precisão dimensional nas regiões de interface.

A Tabela 2 apresenta alguns requisitos de diferentes segmentos da indústria que envolvem superfícies complexas.

Tabela 2. Requisitos de diferentes segmentos da indústria envolvendo superfícies complexas (Fonte: López de Lacalle & Lamikiz, 2008).

Segmento	Matéria-prima	Dureza	Rugosidade Rt	Tolerância
Matriz de forjamento	56NiCrMoV7 (L6) X40CrMoV5 (H13)	42-60 HRC	5-10 μm	0,2 mm
Injeção de plástico	X37CrMoSiV5 (H11) X40CrMoV5 (H13) X30WCrV9 (H21)	48-50 HRC	1 μm	0,01 mm
Injeção de alumínio	X40CrMoV5 (H13)	50-55 HRC	1-2 μm	0,05 mm
Matriz de estampagem	GG25 - (ASTM 48 Grade 40B) GGG70 - (ASTM 100-70-03)	220-270 HBN	20 μm	0,1 mm
Específicas - lâminas	Ti6Al4V	35 HRC	2-5 μm	0,05 mm

Os recentes desenvolvimentos tecnológicos dos centros de usinagem CNC com altas velocidades, bem como avanços nas tecnologias de materiais e revestimentos para ferramentas de corte, sistemas de fixação de ferramentas/peças e sistemas CAD/CAM, possibilitaram, sob certas condições, usinar materiais endurecidos e produzir moldes e matrizes com a qualidade especificada, de forma competitiva, reduzindo tempos improdutivos e aumentando a produtividade (KOSHY *et al.*, 2002; GAMARRA, 2003; ARRUDA *et al.*, 2014; CASTANHERA, 2015; FANG-YUAN *et al.*, 2017; LI *et al.*, 2018). Além disso, moldes e matrizes que anteriormente eram fabricados através de uma sequência de operações, como: desbaste (usinagem), endurecimento (tratamento térmico), retificação e eletroerosão; passaram a ser fabricados com materiais já no estado endurecido, o que aumenta as expectativas de que os tempos de entrega dos ferramentais possam ser reduzidos (AMERICA, 2007; HACHIUMA, 2007; SUDHAKAR, 2007).

De acordo com López de Lacalle & Lamikiz (2008), a tecnologia atual para a usinagem de acabamento de moldes e matrizes, que exigem formas finais precisas e boa rugosidade, é o fresamento com altas velocidades em máquinas-ferramentas de três eixos utilizando ferramentas de topo esférico, ou em máquinas-ferramentas de cinco eixos utilizando ferramentas de topo esférico ou de topo reto. Segundo Hachiuma (2007) e Wang *et al.* (2014), o fresamento de aços endurecidos com altas velocidades tem sido cada vez mais empregado na usinagem, particularmente em aplicações de moldes e matrizes.

2.2.FRESAMENTO DE AÇOS ENDURECIDOS COM ALTAS VELOCIDADES

As definições para fresamento de aços endurecidos com altas velocidades (*Hard Milling*) variam de empresa para empresa e de aplicação para aplicação (ORTNER, 2007). Segundo Ortner (2007), este processo é caracterizado por utilizar avanços da ferramenta tão rápidos quanto possíveis e por gerar produtos com alta precisão. Segundo o autor, se os produtos não forem precisos, pode-se dizer que a operação não foi bem-sucedida, e o produto final não estará em conformidade com seu projeto.

O fresamento de aços endurecidos com altas velocidades oferece tolerâncias dimensionais apertadas e excelentes acabamentos superficiais em tempos de usinagem relativamente curtos, razão pela qual o processo está substituindo a eletroerosão em determinadas aplicações (ORTNER, 2007). Segundo Ortner (2007) e Grzesik (2008), a tecnologia de fresamento de aços endurecidos com altas velocidades ajudou muitas ferramentarias a eliminar operações de eletroerosão e tempos de aferição de moldes e matrizes, tornando o negócio mais lucrativo.

Por exemplo, moldes fabricados utilizando eletroerosão tipicamente apresentam um processo dividido em quatro etapas:

1. Fresamento de desbaste e semi-acabamento;
2. Tratamento térmico;
3. Eletroerosão;
4. Polimento manual.

Em contraste, o fresamento de aços endurecidos utilizando a tecnologia HSM é uma operação de etapa única que produz peças complexas em suas formas finais, ou próximas, com sucata mínima. Além disso, também reduz o tempo de execução da cavidade e elimina marcas de usinagem que requerem polimento (SUDHAKAR, 2007; GRZESIK, 2008). Segundo

Sudhakar (2007) e Grzesik (2008), os fabricantes de moldes e matrizes têm utilizado regularmente técnicas de fresamento de aços endurecidos com altas velocidades para minimizar os custos por peça enquanto se prolonga a vida do molde ou matriz.

De acordo com Castanhera (2015), o aumento na utilização da tecnologia HSM decorre de diversas vantagens relacionadas a este processo frente ao processo de eletroerosão, como: possibilidade de obtenção de valores de rugosidade menores que $0,2 \mu\text{m}$; possibilidade de fresamento de paredes delgadas; obtenção de tolerâncias da ordem de $0,02 \text{ mm}$ em máquinas com ferramentas padronizadas e possível aumento de vida do molde ou matriz usinado.

Segundo Castanhera (2015), há também a redução dos custos de produção, visto que o tempo de produção é reduzido pela eliminação da operação de eletroerosão, geralmente realizada após o tratamento térmico. Segundo o autor, os custos relacionados ao espaço ocupado pela máquina e equipamentos adjacentes também são menores com a utilização do fresamento com altas velocidades. Mesmo para a fabricação de peças cuja geometria exige a utilização do processo de eletroerosão, como cavidades profundas, a utilização do fresamento com altas velocidades permite a redução de custos do processo, pois o eletrodo utilizado na eletroerosão pode ser usinado por HSM.

Por ora, o fresamento de aços endurecidos com altas velocidades não pode substituir completamente a eletroerosão, ainda necessária para criar recursos como cantos internos e sulcos profundos. No entanto, pode reduzir significativamente o tempo e o custo da produção (ORTNER, 2007). A Figura 1a ilustra um molde para celular fabricado em aço ABNT H13 endurecido (55 HRC). De acordo com Mickelson (2007), o cliente deste molde aguardou mais de 60 horas por sua fabricação quando utilizados os processos de eletroerosão, usinagem convencional e polimento. Segundo o autor, com o uso da tecnologia HSM, este molde pôde ser fabricado em menos de 3,5 horas. Para isto, foi utilizada uma ferramenta de 2 mm de diâmetro, com velocidade de avanço de 1.800 mm/min e rotação de 15.000 rpm . Uma outra ferramenta de 3 mm de diâmetro foi utilizada para o desbaste deste molde e se deslocava a 3.800 mm/min . Segundo Mickelson (2007), estes moldes para celular podem ser fresados no estado endurecido gastando-se o mesmo tempo necessário para usinar os eletrodos do processo de eletroerosão que seriam utilizados na fabricação destes moldes.

A Figura 1b ilustra duas matrizes para conformação fabricadas em aço ABNT H13 endurecido (52 HRC). De acordo com Mickelson (2007), para a fabricação destas matrizes foi necessária 1,5 hora de usinagem convencional por peça. Posteriormente, estas matrizes foram enviadas para o tratamento térmico e depois para o acabamento manual. Segundo o autor, com a utilização da tecnologia HSM, cada matriz desta pôde ser fabricada com pouco mais de 18 minutos, sem polimento manual ou processos de usinagem convencional.

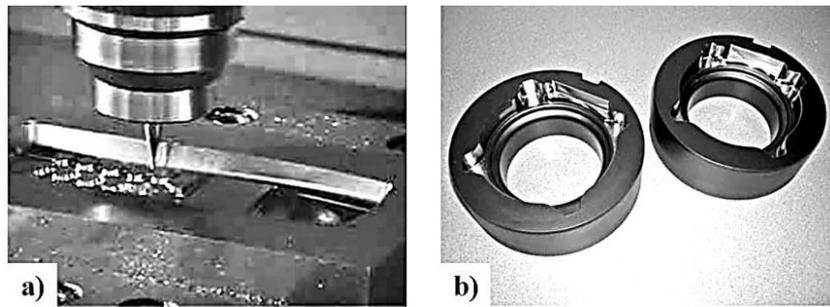


Figura 1. a) Molde para celular; b) Matrizes para conformação (Fonte: Mickelson, 2007).

Uma outra vantagem muito importante do fresamento com altas velocidades em relação à eletroerosão é a estabilidade microestrutural da peça usinada. Segundo Castanhera (2015), um processo de eletroerosão incorretamente executado pode produzir uma fina camada duplamente temperada e sem revenimento logo abaixo da camada eletroerodida. Esta camada duplamente temperada pode apresentar espessura de até 20 μm e dureza de até 1.000 HV e, por ser mais dura que a matriz da peça, necessita ser eliminada. Segundo o autor, a eliminação desta camada indesejada requer muito tempo e dificulta a operação de polimento, quando necessária. Além disso, a utilização do processo de eletroerosão pode resultar na geração de trincas por fadiga na região eletroerodida e estas trincas podem ocasionar a falha da ferramenta em condições desfavoráveis de operação (SANDVIK COROMANT, 2000 *apud* CASTANHERA, 2015).

De acordo com Ortner (2007) e Grzesik (2008), a chave para se ter operações econômicas e bem-sucedidas com a tecnologia de fresamento de aços endurecidos é reunir a combinação certa de máquinas, ferramentas, programação e fornecedores. Assim, tem-se desempenho de usinagem de ponta, com custos reduzidos e com alta qualidade.

2.2.1. Máquinas-Ferramentas

As máquinas-ferramentas devem ser sistemas altamente dinâmicos para sustentar a produtividade, precisão e confiabilidade necessárias no fresamento de materiais endurecidos com altas velocidades (BADRAWY, entre 2001 e 2019; ASTAKHOV, 2011). De acordo com Altan *et al.* (2001) e Astakhov (2011), além das máquinas-ferramentas para HSM possuírem altas rotações e altas velocidades de avanço, estas também devem apresentar acelerações e desacelerações rápidas, elevada rigidez e bom amortecimento de vibrações, destacando-se a utilização de bases de concreto polimérico, que possuem de seis a dez vezes mais capacidade de amortecimento que as bases de ferro fundido.

De acordo com Souza (2004), os servomotores e o controle numérico (NC - *Numeric Control*) das máquinas-ferramentas devem suportar a função “*look ahead*” e apresentar alta

velocidade de resposta. Segundo o autor, a função “*look ahead*” tem a finalidade de pré-processar os blocos do programa NC antes de suas execuções, permitindo a previsibilidade das mudanças de trajetória das ferramentas de corte e a suavização de seus movimentos. Segundo Fallböhmer *et al.* (2000), uma alta taxa de transferência de dados é necessária para executar programas NC maiores e evitar interrupções na sua execução por falta de dados. De acordo com Altan *et al.* (1993), para executar um segmento linear (movimento por bloco) de 0,30 mm com velocidades de avanço entre 4,0 e 5,8 m/min, o tempo de processamento de bloco necessário está entre 4 e 5 ms e, à medida que o movimento por bloco se torna menor (menores segmentos de reta), a necessidade de alta velocidade na transferência de dados se torna cada vez mais crítica. Além disso, os sistemas CAM e “*look ahead*” devem permitir que a máquina-ferramenta acelere e desacelere de maneira mais eficiente para realização de compensações de ferramenta (mudança de eixos de programação na trajetória da ferramenta de corte), de maneira a manter o contorno da superfície descrita (FALLBÖHMER *et al.*, 2000; ALTAN *et al.*, 2001).

2.2.2.Eixos-Árvore

De acordo com Badrawy [entre 2001 e 2019], com o objetivo de atender aos requisitos de produtividade e disponibilidade dos clientes, o desempenho em corte e a eficácia de uma máquina-ferramenta necessitam ser otimizados. Segundo o autor, na prática industrial, a eficácia de uma máquina-ferramenta é significativamente influenciada pelo desempenho e confiabilidade de seu eixo-árvore durante o corte.

De acordo com Schulz (1996) *apud* Polli (2005), os diferentes tipos de eixos-árvore apresentam projetos básicos similares, sendo constituídos de componentes individuais e de unidades adicionais necessárias para sua operação, que devem estar adaptados aos requisitos de velocidade, potência, precisão e rigidez para aplicação na usinagem. O tipo de mancal empregado representa a maior importância nos custos e nas propriedades de operação. Em geral, os mancais utilizados são:

- Mancais de rolamentos: os mancais de rolamento têm apresentado resultados satisfatórios na maioria das aplicações de usinagem. O tipo de mancal de rolamento mais empregado nos eixos-árvore é o de esferas de contato angular. Suas propriedades são determinadas pelo seu projeto e construção, pré-carga e sistema de lubrificação. Isto permite cobrir uma ampla faixa de propriedades. Para velocidades extremamente elevadas, mancais híbridos (com esferas cerâmicas) são utilizados em conjunto com lubrificação por circulação de óleo. Para velocidades baixas e alta rigidez, mancais de aço com lubrificação por graxa são

empregados com vantagens do ponto de vista de manutenção. Para velocidades médias, a lubrificação ar-óleo tem se mostrado satisfatória sob os aspectos de velocidades permitidas, custo e segurança de operação (SCHULZ, 1996 *apud* POLLI, 2005);

- Mancais hidrostáticos: os mancais hidrostáticos se caracterizam por proporcionarem uma separação permanente entre as superfícies de atrito, através de um filme hidrostático. Isto resulta em propriedades muito boas de amortecimento e vida longa. Porém, as velocidades circunferenciais no mancal são limitadas pela perda de potência, de tal forma que reduções na velocidade de corte devem ser aceitas através da diminuição dos diâmetros do mancal. Os eixos-árvore com mancais hidrostáticos são utilizados principalmente para operações de acabamento com elevadas exigências de precisão (SCHULZ, 1996 *apud* POLLI, 2005);

- Mancais aerostáticos: os mancais aerostáticos são baseados no mesmo princípio de funcionamento dos mancais hidrostáticos, no entanto, empregam ar comprimido ao invés de óleo e, devido à sua pequena perda de potência, elevadas velocidades circunferenciais podem ser atingidas com eixos de elevados diâmetros. Porém, devido a compressibilidade do ar, a rigidez destes mancais é baixa. Por estas razões, estes são utilizados em pequenos fusos de altas velocidades para a indústria elétrica e aplicações que exijam total ausência de óleo ou graxa (SCHULZ, 1996 *apud* POLLI, 2005);

- Mancais magnéticos: nos mancais magnéticos, a atração ou repulsão mútua entre os polos mantém o elemento com movimento relativo suspenso sem que ocorra contato entre as partes metálicas (POLLI, 2005). Em um mancal magnético ativo (AMB - *Active Magnetic Bearing*), um sensor mede o deslocamento do rotor a partir de sua posição de referência e um microprocessador emite um sinal de controle em função da medição. Este sinal é transformado em uma corrente elétrica de controle por um amplificador, gerando forças magnéticas no atuador de tal forma que o rotor permaneça em sua posição de suspensão. O sistema de controle é responsável pela estabilidade do estado de suspensão. A rigidez e o amortecimento podem ser variados amplamente dentro de limites físicos e podem ser ajustados às exigências técnicas (SCHWEITZER *et al.*, 1993; MÜLLER, 2002).

De acordo com Müller (2002), os mancais magnéticos ativos permitem a obtenção de elevadas velocidades angulares sem que haja desgaste ou perdas por atrito. Além disso, possibilitam amortecimento ativo e compensação de efeitos de desbalanceamento. Segundo o autor, as medidas dos parâmetros do sistema e sinais dos sensores também podem ser empregadas para monitorar o processo de usinagem. No entanto, apesar de apresentar características muito boas, os mancais magnéticos ainda não são amplamente empregados em máquinas-ferramentas, principalmente devido aos elevados custos de aquisição para as unidades do eixo-árvore e do controle elétrico necessário (SCHULZ, 1996 *apud* POLLI, 2005).

2.2.3.Interface Eixo-Árvore/Sistema de Fixação de Ferramentas

De acordo com Schulz & Moriwaki (1992) e Astakhov (2011), os resultados do fresamento de materiais endurecidos com altas velocidades dependem decisivamente da interface entre o eixo-árvore e a ferramenta de corte, ou seja, do sistema de fixação da ferramenta de corte (mandril). Este deve operar em condições especialmente difíceis, uma vez que está localizado diretamente no fluxo de força entre a peça e a máquina-ferramenta, e deve ser projetado de forma a garantir uma troca rápida e com alta precisão de repetibilidade. Além das condições usuais de confiabilidade, rigidez e requisitos gerais de corte (transmissão de torque e de forças de usinagem), o sistema também deve garantir ótimas condições geométricas, como pequenos erros de balanceamento, alta concentricidade, alta precisão geométrica e forças centrífugas reduzidas (SCHULZ & MORIWAKI, 1992; LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2011).

De acordo com Quintana *et al.* (2009) e López de Lacalle *et al.* (2011), os sistemas de fixação de ferramentas mais utilizados pelos fabricantes de máquinas-ferramentas são denominados BT, CAT e ISO. Mandris com estas características não são adequados para a usinagem com altas velocidades de usinagem, pois existe uma tendência à deformação do eixo-árvore da máquina-ferramenta quando submetido à altas rotações, consequência da sua expansão térmica devido à força centrífuga à qual é exposto durante a rotação. Nestes mandris, esta expansão natural do eixo-árvore tem efeitos mais acentuados, pois estes têm várias desvantagens em termos de precisão de posicionamento e rigidez, já que o mandril tem apenas contato radial com o eixo-árvore, o que faz com que este seja movimentado para dentro do eixo-árvore durante a usinagem. Além disso, o contato entre o mandril e o eixo-árvore reduz-se substancialmente quando estes são submetidos à altas rotações - acima de 15.000 rpm, por exemplo (AOYAMA & INASAKI, 2001; BAIER, 2003; CAVICHIOLLI, 2003; QUINTANA *et al.*, 2009; LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2011).

Os sistemas de fixação HSK (do alemão *Hohlschaftkegel* e do inglês *Hollow Shank Taper*), também conhecidos como cones vazados, são a solução mais adequada para o fresamento com altas velocidades (WECK & SCHUBERT, 1996; AOYAMA & INASAKI, 2001; BAIER, 2003; CAVICHIOLLI, 2003; QUINTANA *et al.*, 2009). Além da superfície do cone, este sistema também ajusta a face (flange) do mandril ao eixo-árvore. De acordo com Aoyama & Inasaki (2001) e Quintana *et al.* (2009), esta dupla superfície de contato proporciona excelente desempenho em termos de precisão de posicionamento e de rigidez axial e radial, podendo apresentar rigidez radial até cinco vezes maior que um mandril do tipo ISO.

Existe também os sistemas modulares de acoplamento que foram projetados especialmente por algumas empresas, como Sandvik Coromant® Capto™, Kennametal® KM™

e Komet® ABS™. Estes sistemas modulares possuem um acoplamento de forma poligonal, que também proporciona dupla superfície de contato entre o mandril e o eixo-árvore, e foram projetados para uma rápida troca de ferramentas (QUINTANA *et al.*, 2009).

Os melhores resultados no fresamento com altas velocidades de corte são obtidos com mandris hidráulicos e mandris de contração térmica (KOEPPER, 1997; CAVICHIOLLI, 2003; ASTAKHOV, 2011). O sistema de fixação hidráulico apresenta como característica básica a existência de uma câmara interna preenchida com óleo hidráulico, que, quando acionada por meio de um pistão, pressiona a parede interna do mandril que está em contato com a haste da ferramenta de corte, fixando-a desta forma (CAVICHIOLLI, 2003). Para esta fixação, há necessidade apenas de uma chave sextavada, facilitando a pré-ajustagem do comprimento das ferramentas. Caso sejam utilizadas luvas de redução, há possibilidade de se trabalhar com vários diâmetros de fixação (FIEDLER & WÜRZ, 2001).

De acordo com Cavichioli (2003) e Aguiar (2012), as principais vantagens do sistema de fixação hidráulico estão nas forças de fixação da ferramenta de corte, que chegam a ser de três a quatro vezes superiores às forças de fixação por pinças convencionais, além dos excelentes níveis de batimento, entre 0,003 e 0,010 mm, e da absorção de possíveis vibrações, uma vez que existe uma câmara de óleo entre a parede que prende a ferramenta de corte e o sistema. Vantagens adicionais deste sistema são a possibilidade de menor tempo de troca de ferramentas, já que pode ser feita com o conjunto montado no eixo-árvore da máquina-ferramenta e não existe a necessidade de equipamentos periféricos para a utilização. Por outro lado, seu uso não é recomendado para operações de fresamento em desbaste, devido às forças radiais existentes no processo. Embora seja mais recomendado para operações como furação e alargamento, em que a resultante das forças de corte é basicamente axial (CAVICHIOLLI, 2003), sua utilização em operações de fresamento de acabamento não apresenta riscos. Segundo Aguiar (2012), um cuidado que deve ser tomado na utilização deste sistema, é que o parafuso de acionamento deve sempre estar na mesma posição quando apertado, pois, pode afetar o balanceamento do sistema.

Os sistemas de fixação por contração térmica trabalham segundo o princípio da dilatação térmica dos corpos. Esta tecnologia é baseada no aquecimento por indução - pode-se também utilizar ar quente ou chama aberta (FIEDLER & WÜRZ, 2001; CAVICHIOLLI, 2003) - e no resfriamento localizado do mandril. Assim, o mandril é colocado em um indutor e a região na qual será montada a ferramenta de corte é aquecida. Com a expansão do diâmetro interno do mandril, devido ao aumento da temperatura, monta-se a haste da ferramenta de corte, sendo o mandril posteriormente resfriado. O resfriamento do mandril pode ser forçado por sistemas apropriados ou feito ao ar ambiente (OLIVEIRA, 2007).

De acordo com Fiedler & Würz (2001), nos sistemas de fixação por contração térmica, o assentamento centralizado da ferramenta de corte fica assegurado depois do posicionamento da ferramenta e do resfriamento do mandril. Como nos mandris hidráulicos, este sistema apresenta excelente concentricidade e rigidez. Além disso, permite uma transmissão de torque máxima.

Uma vantagem significativa dos mandris de contração térmica é que eles são perfeitamente simétricos. Não são necessários parafusos para acionar cilindros hidráulicos ou fixar a ferramenta, permitindo que sejam fabricados com níveis muito baixos de desbalanceamento (ARNONE, 1998). Sua maior desvantagem está na pequena flexibilidade e maior grau de dificuldade na troca de ferramentas (SCHULZ, 1996 *apud* POLLI, 2005).

2.2.4.Ferramentas de Topo esférico

O projeto de moldes complexos, matrizes de forjamento ou matrizes de estampagem depende fortemente da tecnologia disponível para o processo. Além disso, de acordo com López de Lacalle & Lamikiz (2008), após o projeto do molde ou matriz, surge um problema um pouco semelhante para todos: a usinagem de uma superfície complexa, que na maioria das vezes apresenta forma livre (perfil). Segundo os autores, nesta etapa do processo, as principais diferenças são as tolerâncias dimensionais, os níveis de rugosidade e o tempo de entrega imposto pelo mercado competitivo.

De acordo com Oliveira (2007), ferramentas de topo são geralmente utilizadas na fabricação de moldes e matrizes através do processo de fresamento com altas velocidades. A versatilidade deste tipo de ferramenta de corte está relacionada ao fato destas possuírem arestas de corte tanto na superfície lateral quanto no topo, sendo que a aresta lateral pode ser reta ou cônica e o topo pode ser reto, toroidal ou esférico (DROZDA & WICK, 1983; STEMMER, 1995; KLOCKE & KÖNIG, 2008). Em operações de semi-acabamento e acabamento de moldes e matrizes, as ferramentas de corte devem ser capazes de gerar superfícies complexas. Desta forma, as ferramentas de corte devem possuir arestas curvas para que possam copiar adequadamente o perfil programado. Geralmente, ferramentas de topo toroidal e, principalmente, ferramentas de topo esférico, são as mais utilizadas (LAMIKIZ *et al.*, 2004; ERDIM *et al.*, 2006; OLIVEIRA & DINIZ, 2009).

O fresamento com altas velocidades utilizando ferramentas de topo esférico é a tecnologia básica para o acabamento de superfícies complexas de moldes e matrizes. Esta operação geralmente envolve o fresamento com tolerâncias apertadas, na maioria das vezes utilizando ferramentas de topo com diâmetro inferior a 20 mm (KOSHY *et al.*, 2002; LÓPEZ de

LACALLE *et al.*, 2011). A necessidade de ferramentas de corte de pequenos diâmetros advém da complexidade das formas e dos pequenos raios de curvatura dos moldes e matrizes.

As ferramentas de corte projetadas para a usinagem com altas velocidades devem não só apresentar uma combinação de resistência ao desgaste e tenacidade, como também resistir a condições severas - visto que são submetidas à elevadas tensões, temperaturas e à fadiga, e também proporcionar uma vida suficientemente longa (NING *et al.*, 2007; AGUIAR, 2012). De acordo com Oliveira & Diniz (2009), existem diversas opções de materiais que podem ser utilizados como substratos nas ferramentas de corte para a usinagem com altas velocidades de aços endurecidos, dentre eles: o nitreto de boro cúbico (CBN - *Cubic Boron Nitride*); a cerâmica; o cermet; e o metal duro, que é o material predominante.

De acordo com Astakhov (2011), os três principais tipos de ferramentas de corte utilizadas no fresamento de aços endurecidos são fresas de topo inteiriças de metal duro, fresas com insertos intercambiáveis de metal duro, e, mais recentemente, fresas com insertos intercambiáveis de cerâmica. Segundo o autor, cada ferramenta desta possui suas vantagens e desvantagens dependendo do tipo de aplicação. Ferramentas de aço rápido não são adequadas para a usinagem de aços endurecidos, devido à sua baixa dureza a quente e baixa rigidez (DEWES & ASPINWALL, 1997).

Para a usinagem com altas velocidades de aços endurecidos, as ferramentas de corte com substrato de metal duro são invariavelmente revestidas, com a finalidade de aumentar a dureza e a resistência em altas temperaturas, minimizar o atrito e o desgaste abrasivo na interface ferramenta-cavaco e melhorar a estabilidade química entre ferramenta de corte e peça (FALLBÖHMER *et al.*, 2000; URBANSKI *et al.*, 2000; LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2002a; COLDWELL *et al.*, 2003; KRAJNIK & KOPAČ, 2004; ASLAN, 2005; NING *et al.*, 2007, 2008). Segundo os autores, as ferramentas de corte podem ser revestidas com uma ou várias camadas duras de espessura micrométrica de vários materiais. Em geral, os revestimentos mais utilizados em ferramentas de corte de metal duro e normalmente depositados pelo processo de deposição física de vapor (PVD - *Physical Vapor Deposition*), são: TiN, TiC, TiCN, TiAlN, CrN e TiAlCrYN. De acordo com Ning *et al.* (2007), o revestimento de TiAlN tem sido utilizado com sucesso na usinagem de aços endurecidos, inclusive na usinagem do aço ABNT H13 (MICKELSON, 2007).

Chinchanikar & Choudhury (2015) citam que as ferramentas de CBN e de cerâmica são as mais indicadas quando se deseja substituir processos de retificação, enquanto que as ferramentas de metal duro revestidas têm se mostrado uma alternativa mais econômica em relação ao alto custo das ferramentas cerâmicas e de CBN.

De acordo com Dewes *et al.* (1999), Oliveira (2003) e Ortner (2007), no fresamento de materiais endurecidos a ferramenta de corte se desloca de forma muito rápida, porém removendo pequenas porções de material em cada passe realizado. Assim, geralmente são utilizadas altas velocidades de corte e de avanço, e pequenas profundidades axial e radial de corte, resultando em espessuras médias de cavaco também pequenas. Desta forma, tem-se uma situação em que as altas velocidades de corte tendem a aumentar o calor gerado e as baixas profundidades e avanços de corte tendem a reduzir o calor gerado, levando a um nível térmico suportável pela aresta de corte. Isso explica por que as ferramentas de metal duro podem ser utilizadas com sucesso na usinagem de aços endurecidos com altas velocidades.

De acordo com Aguiar (2012), as ferramentas de corte de pequenos diâmetros são geralmente inteiriças e de metal duro. Segundo o autor estas ferramentas são geralmente preferidas por serem fabricadas com alta precisão, por não apresentarem perigo de ter um inserto intercambiável solto em altas rotações e também devido à maior disponibilidade de tipos de revestimentos. De acordo com Urbanski *et al.* (2000) e López de Lacalle *et al.* (2002a), estas ferramentas também possuem melhores características de rigidez e batimento, o que conduz a maior precisão de usinagem e melhores níveis de rugosidade. Além disso, devido à disponibilidade destas ferramentas com um maior número de arestas de corte se comparadas com ferramentas de insertos intercambiáveis, estas podem ser utilizadas com taxas de avanço maiores, resultando em maior produtividade. Estas afirmações podem justificar o fato de ferramentas inteiriças de metal duro normalmente serem utilizadas em operações de acabamento, sendo as ferramentas com insertos intercambiáveis utilizadas em desbaste e semi-acabamento (URBANSKI *et al.*, 2000).

De acordo com López de Lacalle *et al.* (2002a), as ferramentas inteiriças de metal duro também podem proporcionar uma maior vida se comparadas às ferramentas de insertos intercambiáveis, o que pode estar relacionado, segundo Urbanski *et al.* (2000), com menores esforços de corte atuantes sobre a ferramenta, visto que as ferramentas inteiriças normalmente são mais afiadas que as ferramentas de insertos intercambiáveis, devido à preparação da aresta de corte dos insertos que geralmente envolve um chanfro ou um arredondamento.

Quanto à geometria da ferramenta de corte, Mativenga & Hon (2005) citam que ângulos de saída nulos são mais apropriados para a usinagem com altas velocidades de aços ferramenta. Segundo os autores, ângulos de saída positivos resultam em menores esforços de corte e pequenos desgastes de cratera, no entanto, a aresta de corte fica sujeita à lascamentos. Por outro lado, ângulos de saída negativos proporcionam melhor estabilidade à aresta de corte, porém deixam a ferramenta mais susceptível à lascamentos devido aos elevados esforços de corte e desgastes de cratera.

De acordo com Gamarra (2003), as fresas inteiriças de metal duro da classe GC 1610 possuem elevada resistência ao desgaste, sendo recomendadas para a usinagem de acabamento de aços endurecidos (43-63 HRC). A classe GC 1610 é uma classe com cobertura PVD, produzida a partir de substrato de grãos extrafinos com revestimento otimizado de TiAlN, possibilitando a usinagem com elevadas velocidades, além de uma vida longa da ferramenta, devido a sua alta resistência ao desgaste. Segundo o autor, a utilização de altas velocidades em conjunto com ferramentas de corte da classe GC 1610 permite obter acabamentos superficiais excelentes e com precisão dimensional acima do que é possível obter com qualquer processo de polimento manual.

2.2.5.Tecnologia CAD/CAM

A tecnologia CAD/CAM deve ser considerada um dos pontos mais importantes da cadeia tecnológica da usinagem com altas velocidades (SOUZA, 2004). De acordo com Ding *et al.* (2005), a trajetória da ferramenta de corte durante a usinagem é muito importante para a eficiência da fabricação e para a qualidade do produto final.

Segundo Tang (2006), os principais custos de fabricação de moldes e matrizes estão relacionados com o tempo de usinagem e com as ferramentas de corte. De acordo com Altan *et al.* (2001), a utilização de estratégias de usinagem adequadas ao fresamento de materiais endurecidos pode gerar uma economia de custos de até 30%.

Segundo Toh (2004), a implementação e seleção de estratégias de usinagem no processo de fresamento é particularmente crítica nas indústrias aeroespaciais e de moldes/matrizes. Segundo o autor, a seleção da estratégia adequada pode proporcionar economias substanciais no tempo de usinagem, melhoria da qualidade da superfície usinada e aumento da vida da ferramenta, promovendo a redução geral dos custos e uma maior produtividade.

De acordo com Toh (2004) e Gologlu & Sakarya (2008), as estratégias de usinagem utilizadas no fresamento de formas complexas evoluíram muito. Em geral, segundo os autores, as estratégias são classificadas em três categorias principais, sendo estas: fresamento em espiral; fresamento *raster* e fresamento em uma única direção. A Figura 2 ilustra estas estratégias.

A estratégia de fresamento *raster* (Figura 2b), também conhecida como *zigzag*, *staircase* ou *sweep* é aquela em que a ferramenta de corte se move para frente e para trás através da superfície da peça no plano XY, ou seja, a ferramenta de corte corta em um sentido e retorna cortando no sentido oposto, sempre alternando entre o corte concordante e o corte discordante, o que pode ser prejudicial à vida da ferramenta (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2002b; TOH, 2004; GOLOGLU & SAKARYA, 2008). Porém, como salientam Gologlu & Sakarya (2008),

na estratégia de fresamento *raster* existe um tempo passivo de reposicionamento em vazio da ferramenta, que ocorre durante a inversão do sentido de corte.

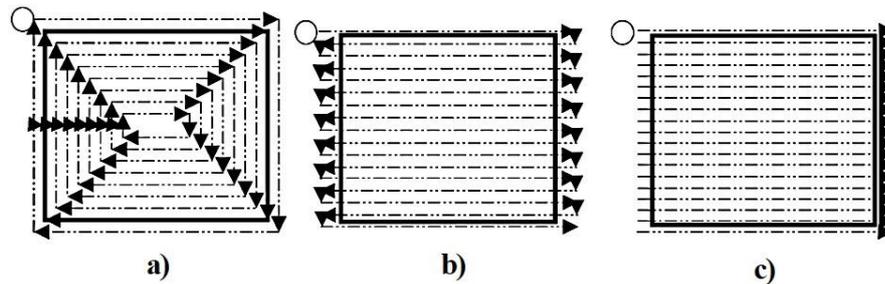


Figura 2. Estratégias de fresamento; a) fresamento em espiral; b) fresamento *raster*; c) fresamento em uma única direção (Fonte: Toh, 2004).

No fresamento em uma única direção (Figura 2c), também conhecida como *zig*, a ferramenta de corte corta apenas em um sentido, retornando em vazio até posicionar-se para o próximo movimento de corte (TOH, 2004; GOLOGLU & SAKARYA, 2008). A estratégia de fresamento em uma única direção apresenta um tempo passivo de reposicionamento em vazio da ferramenta superior ao tempo passivo da estratégia de fresamento *raster*.

Todas estas estratégias de fresamento influenciam diretamente no acabamento superficial do molde ou matriz. Desta forma, deve-se não apenas considerar o tempo de usinagem como também o padrão de acabamento que estas estratégias proporcionam.

De acordo com Ning *et al.* (2001), para obter a máxima vantagem do fresamento com altas velocidades a estratégia de corte deve ser otimizada. A escolha correta da estratégia de corte e dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço por dente e profundidades de usinagem) pode resultar na redução do tempo de usinagem, no aumento da produtividade e na melhoria da qualidade superficial do molde e do produto final (QUINSAT *et al.*, 2011).

2.3.DINÂMICA DO PROCESSO DE FRESAMENTO

A usinagem de moldes e matrizes é tradicionalmente realizada através de operações de fresamento com máquinas-ferramentas com três eixos de movimentação (ASTAKHOV, 2011). De acordo com Lauwers & Lefebvre (2006), a usinagem de cavidades com formas complexas geralmente é realizada com estratégias de desbaste de dois eixos e meio - a usinagem ocorre no plano XY com incrementos na direção Z da máquina-ferramenta; removendo o volume de material por camadas. Posteriormente, realiza-se a operação de acabamento em máquinas-ferramentas de três ou cinco eixos.

De acordo com Lauwers & Lefebvre (2006), os degraus deixados pela operação de desbaste causam uma grande variação na profundidade axial de corte da operação de acabamento. Apesar destes degraus poderem ser reduzidos com a utilização de operações de semi-acabamento, estas operações geram um custo extra com ferramentas de corte e um maior tempo de usinagem. Segundo Sandvik Coromant (2018), o método tradicional e mais fácil para programar os percursos de uma ferramenta de corte para gerar uma cavidade é utilizando a estratégia de fresamento em cópia normal com muitas entradas e saídas na peça. Porém, isto significa que softwares, máquinas-ferramentas e ferramentas de corte poderosas são utilizadas de maneira muito limitada.

Frequentemente, o percurso de uma ferramenta de corte no fresamento em cópia é uma combinação de fresamento concordante e de fresamento discordante, e requer entradas e saídas da ferramenta de corte em relação à peça que são prejudiciais ao corte. Cada entrada e saída da ferramenta de corte em relação à peça, provoca deflexões na ferramenta, deixando marcas elevadas na superfície usinada. Além disso, a reversão entre o fresamento concordante e o fresamento discordante irá expor a ferramenta de corte à deflexões e forças de corte alternadas (SANDVIK COROMANT, 2018).

De acordo com Kull Neto (2016), outra desvantagem do fresamento em cópia com máquinas-ferramentas de três eixos é a variação do diâmetro efetivo de corte da ferramenta e consequente variação da velocidade efetiva de corte, à medida que a inclinação da superfície a ser usinada se altera. Considerando que as paredes ou inclinações comumente encontradas em moldes e matrizes apresentam ângulos que variam entre 0° e 90° e que, segundo Sandvik Coromant (2016), a velocidade efetiva de corte a ser utilizada deva estar entre 145 e 175 m/min - valores recomendados para ferramentas de topo esférico de metal duro, revestidas com TiAlN e destinadas à usinagem de materiais endurecidos (50-55 HRC); a velocidade de rotação do eixo-árvore tipicamente deverá ser superior a 15.000 rpm. Isto significa que devem ser utilizados eixos-árvore de alta velocidade (LÓPEZ de LACALLE & LAMIKIZ, 2008; LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2011).

A Figura 3 ilustra o diâmetro efetivo da ferramenta e a velocidade efetiva de corte para o fresamento em cópia ascendente com diferentes ângulos de inclinação da superfície usinada (δ), para uma fresa de topo esférico de 6 mm de diâmetro. O diâmetro efetivo de corte e a velocidade efetiva de corte são calculados no ponto A indicado na ferramenta de corte.

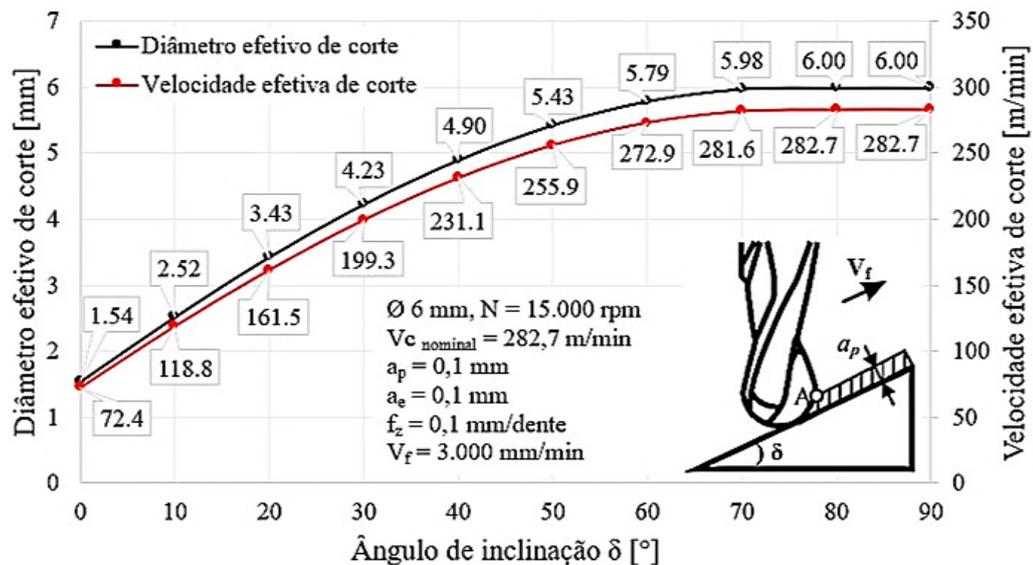


Figura 3. Diâmetro efetivo da ferramenta e velocidade de corte máxima para diferentes inclinações da superfície a ser usinada (adaptado de López de Lacalle *et al.*, 2011).

Por outro lado, segundo Sandvik Coromant (2018), a utilização de percursos da ferramenta de corte no fresamento em contorno combinado com o corte concordante apresenta algumas vantagens em relação ao fresamento em cópia, sendo elas:

- Maior controle da velocidade de corte;
- Habilidade para usinagem com altas velocidades;
- Possibilidade de utilizar altas faixas de avanço;
- Tempo de usinagem consideravelmente menor;
- Melhor utilização da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte;
- Melhor qualidade da geometria da forma usinada;
- Acabamento e trabalho de polimento manual mais rápidos;
- Maior produtividade;
- Vida da ferramenta mais longa;
- Usinagem mais segura.

De acordo com Sandvik Coromant (2018), se a rotação do eixo-árvore for limitada na máquina-ferramenta, o fresamento em contorno ajudará a manter e controlar a velocidade de corte. Além disso, o fresamento em contorno com a periferia da ferramenta de corte, geralmente, resulta em maior produtividade, pois mais arestas de corte estão efetivamente no corte em um maior diâmetro efetivo da ferramenta. A Figura 4 ilustra o fresamento descendente em contorno de uma superfície com inclinação (δ).

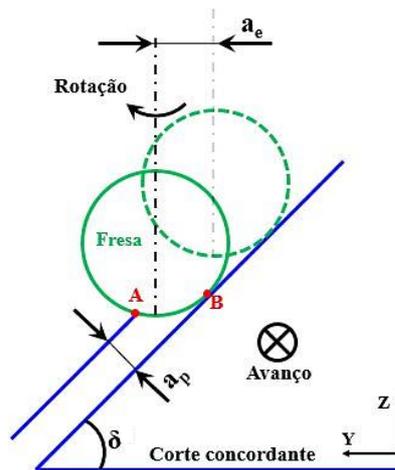


Figura 4. Fresamento descendente em contorno (Fonte: autoria própria).

Segundo Sandvik Coromant (2018), o fresamento em contorno também gera um número menor de mudanças bruscas na carga e na direção de trabalho. No fresamento de materiais endurecidos com altas velocidades de corte, isso é de especial importância, uma vez que a aresta de corte e o processo são mais vulneráveis a qualquer mudança que possa gerar vibrações ou diferenças na deflexão da ferramenta de corte.

Lamikiz *et al.* (2004) desenvolveram um modelo matemático capaz de estimar os esforços de corte no fresamento de superfícies inclinadas do aço ABNT H13 (52 HRC) utilizando ferramentas de topo esférico. Este modelo estima os esforços de corte com base em um conjunto de coeficientes que dependem do material a ser usinado, da geometria da ferramenta de corte, dos parâmetros de corte, das direções de usinagem e da inclinação da superfície a ser usinada. Desta forma, segundo os autores, dependendo da inclinação da superfície e da direção de usinagem, uma diferença considerável na área de contato da ferramenta de topo esférico com a peça foi verificada. A Figura 5 ilustra as áreas de contato ferramenta/peça obtidas por Lamikiz *et al.* (2004).

Segundo Souza (2004), na usinagem em cópia ascendente, geralmente o corte é realizado com o diâmetro próximo ao diâmetro nominal da ferramenta, enquanto que na usinagem em cópia descendente, o corte é realizado pela superfície esférica e pelo centro da ferramenta, dependendo da relação entre o raio da ferramenta e a profundidade axial de corte utilizada.

De acordo com Lamikiz *et al.* (2004), na usinagem horizontal plana e na usinagem em contorno, o centro da ferramenta de topo esférico também fica em contato com a peça. Apesar de Sandvik Coromant (2018) recomendar que se evite a usinagem com o centro da ferramenta - onde a velocidade de corte é zero; recomenda-se também que é altamente vantajoso utilizar percursos das ferramentas em contorno combinados com fresamento concordante. O trabalho de programação inicial para gerar tais percursos será mais difícil e levará mais tempo, porém, será rapidamente compensado, uma vez que o custo da máquina-ferramenta por hora, normalmente, é o triplo de uma estação de trabalho (SANDVIK COROMANT, 2018).

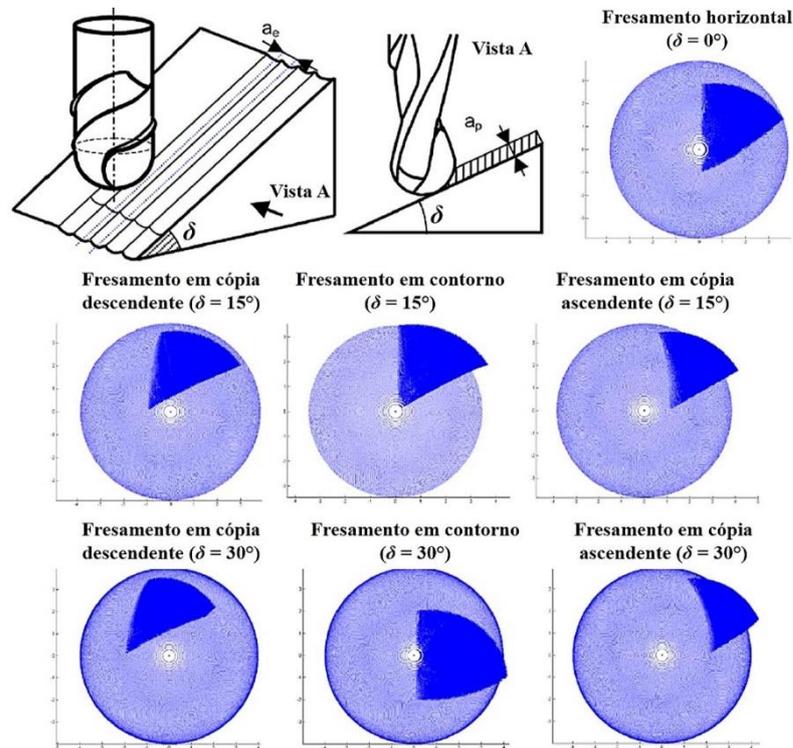


Figura 5. Área de contato ferramenta de topo esférico/peça em uma rotação da ferramenta (adaptado de LAMIKIZ *et al.*, 2004).

2.3.1. Esforços de Corte

O conhecimento do comportamento e da ordem de grandeza dos esforços de corte nos processos de usinagem são muito importantes, pois eles influenciam na potência necessária para o corte, nas forças atuantes nos elementos da máquina-ferramenta, na capacidade de obtenção de tolerâncias apertadas, na temperatura de corte e no desgaste da ferramenta, e devem ser incluídos no cálculo da viabilidade econômica do processo, pois têm influência sobre a energia final gasta (KLOCKE & KÖNIG, 2008; MACHADO *et al.*, 2009; DINIZ *et al.*, 2014).

A caracterização dos esforços de corte é de fundamental importância para a pesquisa, o desenvolvimento de modelos, a otimização e o monitoramento e controle do processo de usinagem. Em virtude de sua relevância física, normalmente os esforços de corte são elementos-chave para o entendimento da cinemática e da dinâmica de máquinas-ferramentas e dos processos de usinagem (ZHENG & LIANG, 1997).

De acordo com Weck & Brecher (2006), no processo de fresamento cada aresta de corte ou inserto da ferramenta de corte está sujeito a uma carga de impacto quando entra na região de corte. A magnitude desta carga depende do material da peça, da posição e geometria da ferramenta de corte e dos parâmetros de usinagem. Os esforços de corte são cíclicos e fortemente proporcionais à espessura de corte em cada posição (Figura 6).

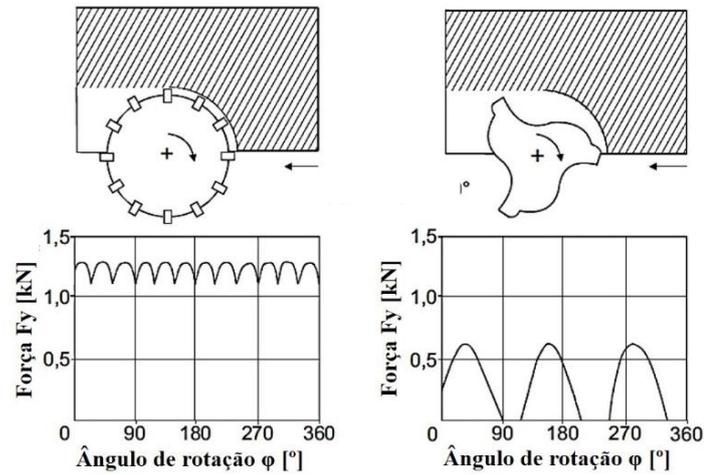


Figura 6. Perfil instantâneo da força F_y para diferentes condições de corte (adaptado de Weck & Brecher, 2006).

De acordo com Altintas (2012), no fresamento a espessura instantânea dos cavacos (h) varia periodicamente no tempo em função do ângulo instantâneo de imersão da aresta de corte (ϕ). Segundo o autor, a variação da espessura instantânea dos cavacos pode ser aproximada pela Equação 1, onde c é o avanço (mm/dente) e ϕ é o ângulo instantâneo de imersão da aresta de corte. A geometria de formação dos cavacos no fresamento é ilustrada na Figura 7.

$$h(\phi) = c \cdot \text{sen}(\phi) \quad (1)$$

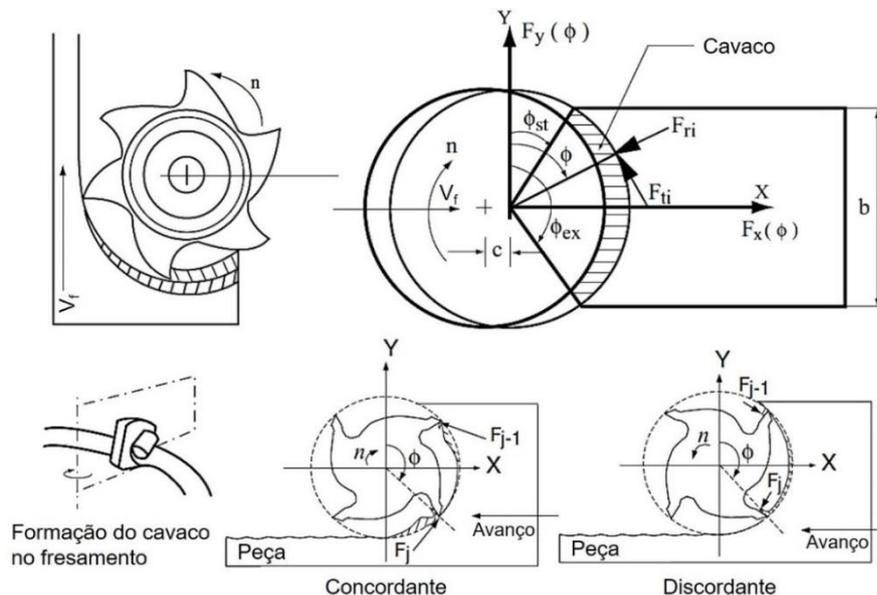


Figura 7. Geometria de formação dos cavacos no fresamento (adaptado de Altintas, 2012).

As componentes tangencial $F_t(\phi)$, radial $F_r(\phi)$ e axial $F_a(\phi)$ da força de usinagem são expressas em função da variação da área do cavaco não deformado $ah(\phi)$ e do comprimento de contato da aresta de corte a , conforme a Equação 2.

$$\begin{cases} F_t(\phi) = K_{tc}.ah(\phi) + K_{te}a \\ F_r(\phi) = K_{rc}.ah(\phi) + K_{re}a \\ F_a(\phi) = K_{ac}.ah(\phi) + K_{ae}a \end{cases} \quad (2)$$

onde K_{tc}, K_{rc}, K_{ac} [N/mm^2] são os coeficientes específicos de cisalhamento nas direções tangencial, radial e axial, respectivamente; e K_{te}, K_{re}, K_{ae} [N/mm^2] são os coeficientes específicos da aresta de corte, nas direções tangencial, radial e axial, respectivamente.

Os coeficientes específicos de corte são considerados constantes para o par de materiais ferramenta/peça e podem ser avaliados mecanisticamente a partir de experimentos de fresamento. De acordo com Altintas (2012), a espessura média do cavaco por revolução (h_a) pode ser obtida pela Equação 3.

$$h_a = \frac{\int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} c. \text{sen}\phi. d\phi}{\phi_{ex} - \phi_{st}} = -c \frac{\cos \phi_{ex} - \cos \phi_{st}}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \quad (3)$$

Assim, segundo Altintas (2012), as componentes horizontal F_x , normal F_y e axial F_z da força de usinagem que atuam na ferramenta são derivadas do diagrama de equilíbrio ilustrado na Figura 7, da seguinte forma:

$$\begin{cases} F_x(\phi) = -F_t \cos \phi - F_r \text{sen} \phi \\ F_y(\phi) = +F_t \text{sen} \phi - F_r \cos \phi \\ F_z(\phi) = +F_a \end{cases} \quad (4)$$

Deve-se notar que as componentes da força de usinagem são produzidas somente quando a ferramenta de corte está na região de corte, ou seja, $F_x(\phi), F_y(\phi), F_z(\phi) > 0$ quando $\phi_{st} \leq \phi \leq \phi_{ex}$, onde ϕ_{st} e ϕ_{ex} são os ângulos de entrada e saída da ferramenta na região de corte, respectivamente. Um ponto importante é que pode haver mais de uma aresta cortando simultaneamente, dependendo do número de aresta de corte da ferramenta e da largura radial do corte. O ângulo de passo das arestas é dado como $\phi_p = 2\pi/z$, onde z é o número de arestas de corte da ferramenta.

De acordo com Altintas (2012), haverá mais de uma aresta cortando simultaneamente quando o ângulo de varredura ($\phi_s = \phi_{ex} - \phi_{st}$) for maior que o ângulo do passo, ou seja, $\phi_s > \phi_p$. Assim, sempre que $\phi_{st} \leq \phi_j \leq \phi_{ex}$, pode-se formular as componentes horizontal F_x , normal F_y e axial F_z da força de usinagem, como:

$$F_x = \sum_{j=1}^{N_f} F_{xj}(\phi_j), \quad F_y = \sum_{j=1}^{N_f} F_{yj}(\phi_j), \quad F_z = \sum_{j=1}^{N_f} F_{zj}(\phi_j) \quad (5)$$

Cada termo no bloco de soma da Equação 5 representa a contribuição de cada aresta de corte para a força de usinagem. Se a aresta de corte j estiver fora da zona de imersão, ela não contribui com a força de usinagem. De acordo com Altintas (2012), a força de usinagem resultante instantânea na ferramenta de corte (ou na peça) pode ser expressa pela Equação 6.

$$Fu = \sqrt{F_X^2 + F_Y^2 + F_Z^2} \quad (6)$$

A influência dos esforços de corte no fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico tem sido amplamente estudada, uma vez que estes atuam diretamente nos fenômenos físicos do processo, como nos deslocamentos/vibração da ferramenta, na deflexão da ferramenta e no desgaste da ferramenta (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2002a, 2004, 2007; BAGCI & YÜNCÜOĞLU, 2017; WOJCIECHOWSKI, *et al.*, 2014, 2017, 2018a, 2018b), assim como nos erros dimensionais da superfície usinada, na rugosidade da superfície usinada e na vida da ferramenta (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2002a, 2004; BAGCI & YÜNCÜOĞLU, 2017; WOJCIECHOWSKI, *et al.*, 2017, 2018a, 2018b; MA *et al.*, 2018b).

Lamikiz *et al.* (2004), baseando-se em Lee & Altintas (1996), desenvolveram um modelo semi-mecanicista capaz de estimar os esforços de corte e a área de contato ferramenta/peça no fresamento de superfícies inclinadas do aço ABNT H13 (52 HRC) utilizando ferramentas de topo esférico. Os autores avaliaram a variação da área de contato ferramenta/peça em relação a direção de corte e a inclinação da superfície usinada. Assim, foi verificado que a variação da área de contato ferramenta/peça tem grande impacto no valor e na forma dos esforços de corte.

López de Lacalle *et al.* (2007), propuseram uma metodologia para a seleção de trajetórias para as ferramentas de corte no fresamento de superfícies complexas. Estas trajetórias minimizam os erros dimensionais devidos à deflexão da ferramenta, melhorando a precisão das superfícies usinadas. A metodologia é baseada no cálculo da componente de força de corte mínima relacionada à deflexão da ferramenta. Assim, utilizando das trajetórias que minimizam a componente da força de corte relacionada à deflexão da ferramenta, os erros dimensionais obtidos pelos autores no fresamento do aço ABNT H13 (54 HRC) com ferramentas de topo esférico, foram reduzidos de 30 μm para menos de 4 μm .

Wojciechowski *et al.* (2014), avaliaram a influência do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) sobre os esforços de corte no fresamento do aço ABNT D2 (56 HRC), utilizando ferramentas de topo esférico. Utilizando do fresamento em cópia, os autores verificaram que o ângulo de inclinação da superfície usinada afetou significativamente os esforços de corte, tanto no aspecto quantitativo como qualitativo. Os autores constataram que o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada diminuiu os esforços de corte, isto devido à diminuição da área

de imersão da ferramenta na peça. Além disso, os autores verificaram menores esforços de corte no fresamento em cópia ascendente do que no fresamento em cópia descendente.

Wojciechowski *et al.* (2017), avaliaram a influência do avanço por dente (f_z), da velocidade de corte (v_c) e do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) nos esforços de corte no fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC) com ferramentas de topo esférico. Utilizando do fresamento em cópia ascendente, os autores verificaram que o ângulo de inclinação da superfície usinada influenciou significativamente os esforços de corte, sendo que os maiores esforços de corte foram obtidos no fresamento de uma superfície plana ($\delta = 0^\circ$), independentemente do avanço por dente utilizado. Nesta condição, a velocidade de corte próxima ao eixo rotacional da ferramenta é muito baixa (no centro da ferramenta de corte, $v_c \cong 0$ m/min). Consequentemente, o volume de material que flui em direção à ferramenta de corte é afetado por elevadas deformações plásticas e elásticas, gerando altos valores de força de aragem (*ploughing*) (WU, 1989; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2016).

De acordo com Wojciechowski *et al.* (2016), a intensidade da força de aragem (*ploughing*) é fortemente afetada pela espessura mínima do cavaco não deformado. Esta força é caracterizada pelas condições de contato na interface flanco da ferramenta-superfície usinada em um intervalo de espessuras de cavaco não deformado abaixo da espessura mínima. Segundo Wojciechowski *et al.* (2017), o aumento da força de aragem (*ploughing*) contribui para o aumento da força de usinagem, uma vez que a força de usinagem é resultante dos mecanismos de cisalhamento e aragem (*ploughing*) que ocorrem na região de corte.

Segundo Wojciechowski *et al.* (2017), o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) propicia o aumento da velocidade mínima de corte, reduzindo o mecanismo de aragem (*ploughing*), tendendo, portanto, a diminuir os esforços de corte. Além disso, o aumento da velocidade de corte implica no aumento da temperatura de corte, contribuindo simultaneamente para a diminuição da resistência ao cisalhamento do aço e para uma maior redução dos esforços de corte (DEWES & ASPINWALL, 1997).

Ainda segundo Wojciechowski *et al.* (2017), o aumento do avanço por dente (f_z), induziu o aumento dos esforços de corte, o que, segundo os autores, é uma relação típica encontrada durante a usinagem de metais. Com relação a influência da velocidade de corte (v_c), os autores verificaram que a componente de força normal à direção de avanço tende a diminuir à medida que a velocidade de corte aumenta. Por outro lado, as componentes de força de avanço e axial, tendem a aumentar com o aumento da velocidade de corte. Segundo os autores, este efeito ambíguo da velocidade de corte com as componentes dos esforços de corte pode ser correlacionado com a ocorrência de fenômenos opostos durante o fresamento com velocidades de corte mais altas. Dentre estes fenômenos, destaca-se o efeito de amolecimento do aço

(redução da resistência ao cisalhamento), bem como a intensificação de interações dinâmicas no sistema de fresamento, correlacionadas com a perda de estabilidade, o nível de crescimento das vibrações e os valores da força centrífuga (KILIC & ALTINTAS, 2012; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2014).

Wojciechowski *et al.* (2016) avaliaram a influência do desgaste de flanco da ferramenta sobre os esforços de corte no fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC) utilizando ferramentas de topo esférico. Segundo os autores, os esforços de corte são afetados pelo desgaste progressivo da ferramenta, sendo que o aumento do desgaste de flanco implicou no aumento dos esforços de corte. Isto pode ser atribuído às relações entre o desgaste progressivo da ferramenta e o fenômeno atrito/abrasão na interface flanco da ferramenta-superfície usinada. Além disso, segundo os autores, o desgaste progressivo da ferramenta pode afetar também o valor efetivo do raio da aresta de corte e, portanto, a intensidade do mecanismo de aragem (*ploughing*), que é correlacionado diretamente com os esforços de corte.

Kull Neto (2016) avaliou a influência do comprimento em balanço da ferramenta, do desgaste da ferramenta e da estratégia de corte sobre os esforços de corte no fresamento do aço ABNT D6 (62 HRC), utilizando ferramentas de topo esférico. Segundo o autor, o comprimento em balanço da ferramenta, o desgaste da ferramenta e a estratégia de corte apresentaram influência sobre a força tangencial. O aumento do desgaste da ferramenta e do comprimento em balanço implicaram no aumento da força tangencial. Com relação à estratégia de corte, utilizando do fresamento em contorno, o autor verificou que o fresamento ascendente apresentou menores forças tangenciais que o fresamento descendente. Analisando a força radial (relacionada à deflexão da ferramenta), o autor verificou que o aumento do desgaste da ferramenta também implicou no aumento da força radial. Além disso, verificou-se uma forte correlação positiva entre a força radial e a rugosidade da superfície usinada.

Pôde-se verificar que os esforços de corte envolvidos no fresamento de acabamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico, não dependem apenas da seleção adequada dos parâmetros de usinagem (a_p , a_e , f_z e v_c), mas também de algumas variáveis que são difíceis de serem controladas em âmbito industrial, como o ângulo de inclinação da superfície usinada, o comprimento em balanço da ferramenta, o desgaste da ferramenta e a estratégia de usinagem. Portanto, a seleção de parâmetros de usinagem robustos às variações das variáveis não-controláveis do processo, pode levar, por exemplo, à redução de desvios e do desgaste da ferramenta (WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2017), possivelmente melhorando o acabamento da superfície usinada e aumentando a vida da ferramenta.

2.3.2. Taxa de Remoção de Material

A taxa de remoção de material (MRR - *Material Removal Rate*) representa a produtividade do processo de usinagem em termos de volume de material removido em um período específico de tempo (DINIZ *et al.*, 2014).

De acordo com Wojciechowski *et al.* (2017), a taxa de remoção de material no processo de fresamento com ferramentas de topo esférico e velocidade de corte constante, não depende apenas dos parâmetros de corte (a_p , a_e , f_z e v_c), mas também do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ).

A relação entre taxa de remoção de material e os parâmetros de usinagem é determinada conforme Equação 7:

$$MRR = a_p \cdot a_e \cdot v_f / 1000 = a_p \cdot a_e \cdot f_z \cdot z \cdot n / 1000 = a_p \cdot a_e \cdot f_z \cdot z \cdot v_c / \pi D_{ef} \quad (7)$$

onde a_p é a profundidade axial de corte [mm]; a_e é a profundidade radial de corte [mm]; f_z é o avanço por dente da ferramenta [mm/dente]; z é o número de arestas de corte da ferramenta; v_c é a velocidade de corte [m/min]; D_{ef} é o diâmetro efetivo de corte [mm], que é definido em função do ângulo de inclinação da superfície a ser usinada (δ).

A Figura 8 ilustra a definição do diâmetro efetivo de corte para o fresamento de acabamento de superfícies inclinadas ($\delta > 0^\circ$), utilizando ferramentas de topo esférico e estratégia de corte descendente e em contorno. Assim, pode-se verificar que o diâmetro efetivo de corte (D_{ef}) é definido pelo ponto de tangência (T) formado entre a superfície usinada e a geometria da ferramenta.

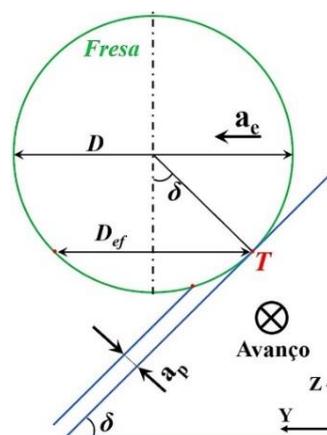


Figura 8. Definição do diâmetro efetivo de corte para o fresamento de acabamento de superfícies inclinadas, utilizando ferramentas de topo esférico e estratégia de corte descendente e em contorno (Fonte: autoria própria).

Nestas condições, o diâmetro efetivo de corte (D_{ef}) pode ser definido de acordo com a Equação 8, onde D é o diâmetro nominal da ferramenta de corte e δ o ângulo de inclinação da superfície usinada.

$$D_{ef} = D \cdot \text{sen}(\delta) \quad (8)$$

De acordo com a Figura 8, pode-se verificar que o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada, desloca o ponto de tangencia (T) em direção ao diâmetro nominal da ferramenta, resultando no aumento do diâmetro efetivo de corte. Da mesma forma, conforme a Equação 8, sendo o diâmetro efetivo de corte uma função seno do ângulo de inclinação da superfície usinada, o aumento do ângulo de inclinação implica no aumento do diâmetro efetivo de corte. Portanto, conforme verificaram Wojciechowski *et al.* (2017), o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada reduz a taxa de remoção de material.

2.3.3. Acabamento Superficial

Superfícies fabricadas por processos de usinagem são geralmente irregulares e complexas (BOEHS, 1999). O acabamento superficial, representado geralmente pela rugosidade, consiste em um conjunto de irregularidades, com espaçamento regular ou irregular, que tende a formar um padrão ou textura característicos em uma superfície (AMORIM, 2002).

A rugosidade de uma superfície usinada é resultante de vários fatores, como: material e geometria da ferramenta de corte, material e geometria da peça, formação do cavaco, condições de corte e rigidez da máquina-ferramenta (BOEHS, 1999; PEREIRA, 2012).

O atendimento às crescentes exigências de fabricação de componentes com superfícies com alto grau de qualidade, confiabilidade e desempenho funcional, tem mostrado a necessidade e a importância do entendimento dos efeitos gerados pelos processos de fabricação nas superfícies destes componentes (PEREIRA, 2012). De acordo com Arruda (2015), para estudar e criar sistemas de avaliação do estado da superfície, foi necessário, previamente, definir diversos termos e conceitos para expressar uma linguagem apropriada. Com esta finalidade, os termos e conceitos de rugosidade foram definidos pela norma ABNT NBR 4287/2002.

As superfícies reais distinguem-se das superfícies geométricas (teóricas e/ou ideais) através dos erros de forma, sejam eles macro ou micro geométricos (ARRUDA, 2015). A Figura 9 ilustra o perfil efetivo de uma superfície e exhibe os elementos que compõem a textura superficial.

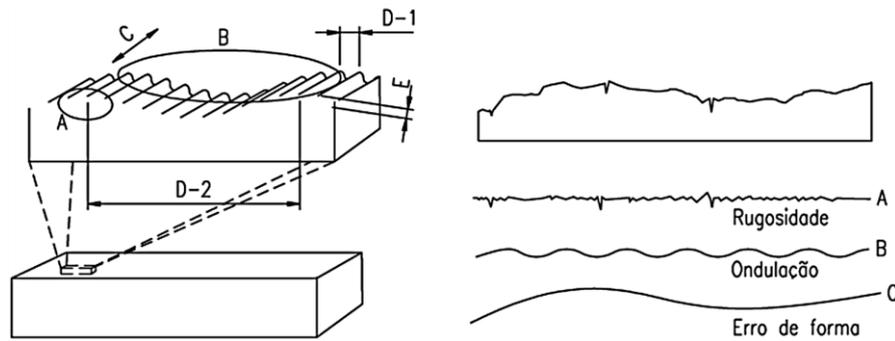


Figura 9. Perfil efetivo de uma superfície (Fonte: Secco *et al.*, 1996).

A descrição dos elementos que compõem a textura superficial é apresentada a seguir:

- A - *Rugosidade ou textura primária*: conjunto de irregularidades causadas pelo processo de produção, que são as impressões deixadas pela ferramenta de corte. Este conjunto de irregularidades é repetido em comprimentos de onda semelhantes à sua amplitude e apresenta elevadas frequências;
- B - *Ondulação ou textura secundária*: conjunto de irregularidades causadas por vibrações e/ou deflexões do sistema de produção e/ou do tratamento térmico. Este conjunto de irregularidades é repetido em comprimentos de onda bem maiores que sua amplitude e apresentam baixas frequências;
- C - *Orientação das irregularidades*: direção geral dos componentes da textura. São classificadas por perfil periódico, quando os sulcos têm direções definidas, ou por perfil aperiódico, quando os sulcos não têm direções definidas;
- D - *Passo das irregularidades*: média das distâncias entre as saliências. Onde, D-1 é o passo das irregularidades da textura primária e D-2 é o passo das irregularidades da textura secundária. O passo pode também ser designado pela frequência das irregularidades;
- E - *Altura ou amplitude das irregularidades*.

Como o perfil efetivo de uma superfície é composto por rugosidade, ondulações e erros de forma, para se obter o perfil da rugosidade, este deve ser separado das ondulações e dos desvios macro geométricos através do uso de filtros específicos.

Um filtro de rugosidade separa o perfil de rugosidade dos demais desvios de forma. O comprimento de onda do filtro (*cut-off*) determina o que deve passar e o que não deve passar. Como o sinal da rugosidade apresenta altas frequências (pequenos comprimentos de onda) e as ondulações e demais erros de forma apresentam sinais com baixas frequências (altos comprimentos de ondas), os rugosímetros utilizam-se de filtros que deixam passar os sinais de altas frequências e eliminam os sinais de baixas frequências (PALMA, 2006).

Para a medição da rugosidade, dois sistemas básicos de medida são utilizados: o da linha média (M) e o da envolvente (E). O sistema da linha média é o mais utilizado, no entanto, alguns países adotam ambos. No Brasil, a norma ABNT NBR 4287/2002 adota o sistema M.

No método da linha média (M) todas as grandezas são definidas a partir de uma linha de referência, a linha média. Esta linha é definida como uma linha disposta paralelamente à direção geral do perfil, dentro do percurso de medição (comprimento da amostragem - l_e), de tal modo que a soma das áreas superiores, compreendida entre ela e o perfil efetivo seja igual à soma das áreas inferiores (Figura 10).

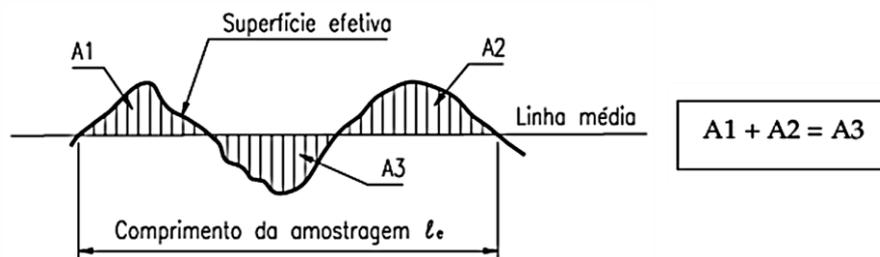


Figura 10. Conceito de medição de rugosidade pelo método da linha média (M)

(Fonte: Secco *et al.*, 1996).

Durante o processo de medição da rugosidade, o rugosímetro apalpa a superfície a ser medida. Deste modo, segundo a norma ABNT NBR 4287/2002, pode-se definir vários percursos e/ou comprimentos neste processo de medição. A Figura 11 ilustra estes percursos e são definidos como:

- Percurso inicial (L_v): É a extensão da primeira parte do trecho apalpado, projetado sobre a linha média. Ele não é utilizado na avaliação da rugosidade. Este trecho tem a finalidade de permitir o amortecimento das oscilações mecânicas e elétricas iniciais do sistema de medição e a centragem do perfil de rugosidade;
- Percurso de medição (L_m): É a extensão do trecho útil do perfil de rugosidade, projetado sobre a linha média, usado diretamente na avaliação;
- Percurso final (L_n): É a extensão da última parte do trecho apalpado, projetado sobre a linha média e não utilizado na avaliação. O trecho final tem a finalidade de permitir o amortecimento das oscilações mecânicas e elétricas finais do sistema de medição;
- Percurso de apalpamento (L_t): É o percurso total apalpado pelo sistema de medição, ou seja, é a soma dos percursos inicial, de medição e final;
- Comprimento da amostragem (l_e) ou *cut-off*: É recomendado que os rugosímetros devam medir 5 comprimentos da amostragem, ou seja, o percurso de medição é igual a 5 vezes o comprimento da amostragem ($L_m = 5l_e$).

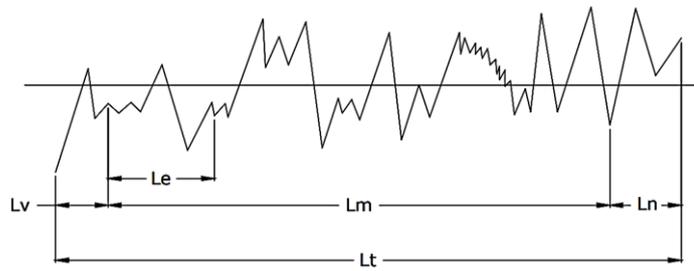


Figura 11. Conceitos de percursos de medição de rugosidade (Fonte: Palma, 2006).

Nos instrumentos de medição de rugosidade, os valores de *cut-off* são escolhidos conforme recomendação da norma, em função da distância entre sulcos (aproximadamente igual ao avanço da ferramenta, em superfícies com perfis periódicos) ou em função rugosidade esperada (em superfícies com perfis não periódicos). As Tabelas 3 e 4 apresentam os comprimentos de amostragem recomendados para os perfis de rugosidade periódicos e não periódicos, respectivamente.

Tabela 3. Comprimento da amostragem recomendado para perfis periódicos de rugosidade (Fonte: ABNT NBR 4287/2002).

Distância entre sulcos [mm]	Comprimento da amostragem - Le [mm]	Percorso de medição - Lm [mm]
de 0,01 até 0,032	0,08	0,40
de 0,032 até 0,1	0,25	1,25
de 0,1 até 0,32	0,80	4,00
de 0,32 até 1,00	2,50	12,50
de 1,00 até 3,20	8,00	40,00

Tabela 4. Comprimento da amostragem recomendado para perfis não periódicos de rugosidade (Fonte: ABNT NBR 4287/2002).

Rugosidade Ra [μm]	Comprimento da amostragem - Le [mm]	Percorso de medição - Lm [mm]
até 0,1	0,25	1,25
de 0,1 até 2,0	0,80	4,00
de 2,0 até 10,0	2,50	12,50
acima de 10,0	8,00	40,00

Para dar acabamento adequado às superfícies é necessário, portanto, determinar o nível em que elas devem ser usinadas, ou seja, deve-se adotar um parâmetro que possibilite avaliar a rugosidade. De acordo com Silva Neto (2012), o parâmetro de rugosidade Ra é o mais utilizado na indústria. Segundo o autor, os riscos inerentes aos processos de fabricação pouco afetam o valor de Ra, sendo, portanto, um parâmetro adequado para medições de peças usinadas. Ainda segundo o autor, para a maioria das superfícies, o valor da rugosidade neste parâmetro está de acordo com a curva de Gauss, que caracteriza a distribuição de amplitude.

De acordo com ABNT NBR 4287/2002, o parâmetro de rugosidade Ra, também denominado de rugosidade média ou desvio aritmético médio do perfil, representa a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas $Z(x)$ no comprimento de amostragem, como ilustra a Figura 12.

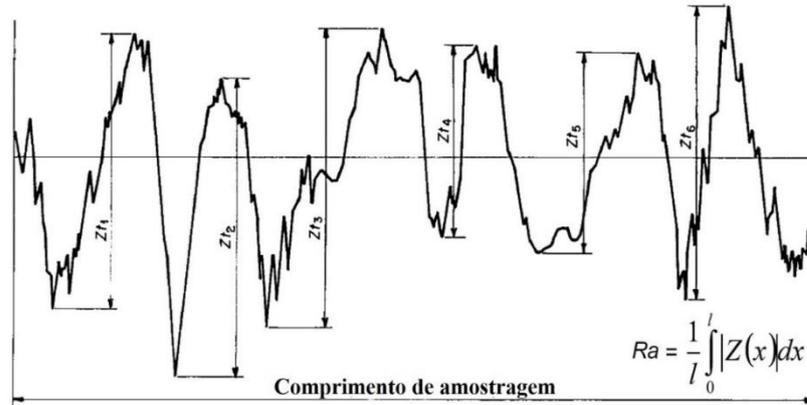


Figura 12. Conceito de rugosidade média Ra (Fonte: ABNT NBR 4287/2002).

De acordo com Davim (2010), o parâmetro de rugosidade Ra pode ser correlacionado com algumas propriedades funcionais de uma superfície, sendo estas: rigidez de contato; resistência à fadiga; condutividade térmica e elétrica; atrito e desgaste; lubrificação; vedação mecânica; fadiga por corrosão e tolerâncias de montagem.

Segundo Zander (1995) *apud* Gomes (2001), a influência da geometria da ferramenta de corte sobre a qualidade superficial medida na direção longitudinal ao avanço, pode ser demonstrada pela variação da rugosidade teórica (R_{th_vf}), conforme ilustra a Figura 13.

Qualidade superficial na direção longitudinal ao avanço		
Diâmetro da ferramenta D = 25 mm		
Ferramenta de topo esférico	Ferramenta de topo reto	Ferramenta de topo toroidal
<p>Rugosidade teórica</p> $R_{th_vf} = \frac{D}{2} - \sqrt{\frac{D^2 - f_z^2}{4}}$	<p>Rugosidade teórica</p> $R_{th_vf} = \frac{f_z \cdot \text{sen}(2\beta)}{2}$	<p>Rugosidade teórica</p> $R_{th_vf} = r_\epsilon - \sqrt{r_\epsilon^2 - \frac{f_z^2}{4}}$

Figura 13. Rugosidade teórica na direção longitudinal ao avanço (R_{th_vf}) (adaptado de Zander, 1995 *apud* Gomes, 2001).

Na Figura 13, β é o ângulo de inclinação entre a haste da ferramenta e a normal da superfície. No fresamento em três eixos, o ângulo de inclinação β corresponde ao ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina-ferramenta na posição horizontal (δ) (ZANDER, 1995 *apud* GOMES, 2001).

De acordo com Zander (1995) *apud* Gomes (2001), as geometrias circulares das arestas de corte das ferramentas de topo esférico e toroidal geram um perfil em formato de onda na superfície usinada. Como ilustra a Figura 13, este perfil não sofre influência do ângulo de inclinação entre a haste da ferramenta e a normal da superfície (β).

Para ambas as ferramentas, de topo esférico, reto e toroidal, a rugosidade teórica medida na direção longitudinal ao avanço (R_{th_vf}) aumenta proporcionalmente com o avanço por dente (f_z). No entanto, nota-se que a influência do avanço por dente (f_z) é menor para as ferramentas de topo esférico e toroidal, isto devido ao elevado raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) (ZANDER, 1995 *apud* GOMES, 2001).

De acordo com a Figura 13, verifica-se que a rugosidade teórica obtida com a ferramenta de topo esférico não depende do ângulo de inclinação entre a haste da ferramenta e a normal da superfície (β) e apresenta uma pequena relação com o avanço por dente (f_z), sendo a utilização desta ferramenta mais adequada às operações de acabamento de superfícies complexas em máquinas-ferramentas de três eixos (AGUIAR, 2012).

A altura das cristas dos perfis de rugosidade teórica gerados por ambas as ferramentas, de topo esférico, reto e toroidal, é significativamente afetada pela profundidade radial de corte (a_e) (RIGBY, 1993 *apud* SCHULZ & HOCK, 1995). No entanto, em operações com altas velocidades, é possível utilizar pequenas profundidades radiais de corte (a_e), que, combinadas com altas velocidades de avanço, não geram prejuízo para o tempo de fabricação e melhoram a qualidade da superfície usinada (SCHULZ & HOCK, 1995; ZANDER, 1995 *apud* GOMES, 2001; TSAO & CHEN, 1997).

Axinte & Dewes (2002) avaliaram a influência do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), do avanço por dente (f_z) e da velocidade de corte (v_c) sobre a rugosidade no fresamento do aço ABNT H13 (48 HRC), utilizando ferramentas de topo esférico. De acordo com os autores, o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) foi a variável que mais influenciou na rugosidade, sendo que o aumento de δ (0° para 60°) implicou na redução da rugosidade. Segundo os autores, esta diminuição da rugosidade se deu devido à ausência de contato do centro da ponta da ferramenta com a superfície usinada, o que ocorria no fresamento de uma superfície plana ($\delta = 0^\circ$).

De acordo com Axinte & Dewes (2002), o aumento da velocidade de corte (v_c) implicou no aumento da rugosidade. Segundo os autores, isto pode ter ocorrido devido ao aumento do

batimento da ferramenta com velocidades de corte mais altas, além de um possível aumento dos esforços de corte. Com relação ao avanço por dente (f_z), os autores verificaram que o aumento deste implicou na redução da rugosidade. Segundo os autores, baixos valores de avanço por dente implicaram em elevadas vibrações da ferramenta.

Axinte & Dewes (2009) também avaliaram a influência do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), do avanço por dente (f_z) e da velocidade de corte (v_c) sobre a rugosidade no fresamento do aço ABNT H13 (48 HRC), utilizando ferramentas de topo esférico. De acordo com os autores, as três variáveis avaliadas e suas interações apresentaram influência estatisticamente significativa sobre a rugosidade.

Quintana *et al.* (2011) avaliaram a influência da rotação da ferramenta (n), do avanço por dente (f_z), da profundidade axial de corte (a_p) e da profundidade radial de corte (a_e) sobre a rugosidade no fresamento do aço ABNT H13 (43 HRC), utilizando ferramentas de topo esférico. Segundo os autores, rotações da ferramenta acima de 16.000 rpm proporcionaram os menores valores de rugosidade, no entanto, o aumento da rotação promoveu o aumento da rugosidade. Além disso, os autores verificaram que os menores valores de rugosidade foram obtidos com os menores níveis de avanço por dente e profundidades axial e radial de corte, sendo que o aumento destas variáveis também implicou no aumento da rugosidade.

Scandiffio *et al.* (2016) avaliaram a influência da estratégia de corte sobre a rugosidade do aço ABNT D6 (60 HRC) no fresamento de acabamento com ferramentas de topo esférico. As geometrias usinadas pelos autores apresentavam formato circular, de forma que as estratégias de corte utilizadas foram o fresamento em cópia ascendente e descendente. De acordo com os autores, os menores valores de rugosidade foram obtidos no fresamento em cópia descendente, uma vez que, nesta condição, o centro da ponta da ferramenta de topo esférico estava em contato com a superfície usinada, proporcionando maior rigidez. Segundo os autores, o fresamento em cópia ascendente apresentou maiores valores de rugosidade porque, nesta condição, a ferramenta realiza o corte com o diâmetro efetivo máximo, favorecendo vibrações de baixa frequência que implicaram no aumento da rugosidade.

Kull Neto (2016) avaliou a influência do desgaste de flanco da ferramenta e da estratégia de corte sobre a rugosidade do aço ABNT D6 (62 HRC), no fresamento de acabamento com ferramentas de topo esférico. Segundo o autor, ambas as variáveis apresentaram influência estatisticamente significativa sobre a rugosidade. O desgaste de flanco apresentou efeito positivo sobre a rugosidade, de forma que seu aumento implicou no aumento da rugosidade. Com relação à estratégia de corte, o autor verificou que o fresamento em contorno ascendente apresentou menores valores de rugosidade que o fresamento em contorno descendente, isto devido à variação dos esforços de corte entre ambas as estratégias.

Wojciechowski *et al.* (2018b) avaliaram a influência da velocidade de corte (v_c) e do comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) sobre a rugosidade e sobre a textura superficial do aço Nimax[®] (50 HRC), no fresamento de acabamento com ferramentas de topo esférico. De acordo com os autores, a formação da textura da superfície fresada pode ser afetada por dois mecanismos distintos, cuja aparência depende estritamente do comprimento em balanço empregado. No fresamento com ferramentas de corte mais rígidas, ou seja, com menores comprimentos em balanço, a textura da superfície fresada é afetada por um modelo cinemático-geométrico, bem como pelo batimento da ferramenta e pela ocorrência de deslocamentos instantâneos da ponta da ferramenta, com frequências maiores que a frequência de passagem das arestas de corte. Por outro lado, no fresamento com ferramentas de corte menos rígidas, ou seja, com maiores comprimentos em balanço, a formação da textura da superfície é atribuída principalmente às deflexões instantâneas da ponta da ferramenta, que apresentam elevadas amplitudes induzidas pelos esforços de corte.

De acordo com Wojciechowski *et al.* (2018b), no fresamento com ferramentas de corte menos rígidas, o valor de rugosidade é muito sensível à variação da velocidade de corte. Segundo os autores, isto ocorre pela sensibilidade da ferramenta à perda de estabilidade e pela geração de vibrações indesejáveis (*chatter*), que se manifestam formando de marcas de indesejáveis na superfície fresada. Por outro lado, no fresamento com ferramentas de corte mais rígidas, o valor de rugosidade é significativamente menos sensível às variações da velocidade de corte, o que pode ser atribuído à estabilidade da ferramenta mais rígida, independentemente da velocidade de corte utilizada.

De acordo com Wojciechowski *et al.* (2018b), no fresamento com ferramentas de corte menos rígidas, os valores de rugosidade foram de 2,5 a 3,6 vezes superiores aos valores de rugosidade obtidos no fresamento com ferramentas de corte mais rígidas. Segundo os autores, isto indica que a obtenção de altos níveis de acabamento com ferramentas de corte menos rígidas é significativamente inibida e depende estritamente dos esforços de corte, que geram deflexões dinâmicas da ferramenta. Desta forma, para diminuir os valores de rugosidade, a velocidade de corte deve garantir a estabilidade dinâmica do processo, a área da seção transversal de corte dos cavacos deve ser reduzida, bem como a utilização de ferramentas de corte com maiores diâmetros, a fim de melhorar a rigidez do sistema.

Desta forma, pôde-se verificar que o acabamento superficial de aços endurecidos obtido através do fresamento com ferramentas de topo esférico, não depende apenas da seleção adequada dos parâmetros de usinagem (a_p , a_e , f_z e v_c), mas também de variáveis que são difíceis de serem controladas em âmbito industrial, como o ângulo de inclinação da superfície usinada, o comprimento em balanço e o desgaste da ferramenta e a estratégia de usinagem. Desta forma,

a seleção de parâmetros de usinagem robustos às variações das variáveis não-controláveis do processo, pode levar à redução dos esforços de corte, bem como de desvios, deflexões e do desgaste da ferramenta, possivelmente melhorando o acabamento da superfície usinada.

2.3.4. Avarias e Desgastes em Fresas de Topo

Apesar dos custos com ferramentas de corte representar apenas uma pequena fração do custo final de fabricação de um produto, desgastes acelerados e avarias frequentes conduzem à parada da máquina para troca de ferramentas, implicando em custos adicionais e perda de produtividade (MACHADO *et al.*, 2009). Desta forma, um estudo dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte que busque adequar os parâmetros do processo e reduzir o número de paradas da máquina devido as trocas de ferramentas se mostra interessante (STEMMER, 2005).

De acordo com Machado *et al.* (2009), são fundamentais o estudo e o conhecimento do processo de desgaste de ferramentas de corte, pois permitem ações efetivas para reduzir o desgaste, aumentando a vida da ferramenta. Segundo os autores, o conhecimento do processo de desgaste da aresta de corte fornece subsídios para que haja a evolução dos materiais das ferramentas, tornando-as mais resistentes aos fenômenos negativos que ocorrem durante o processo de corte.

De acordo com Xavier (2009), durante o processo de corte uma ferramenta está sujeita a diferentes tipos e intensidades de solicitações mecânicas, térmicas e químicas. Desta forma, dependendo das propriedades mecânicas, físicas e químicas do par ferramenta/peça e dos parâmetros de corte utilizados, estas solicitações alteram as propriedades do material da ferramenta, facilitando a mudança de geometria da mesma.

De acordo com López de Lacalle *et al.* (2011), na usinagem de aços endurecidos o desgaste da ferramenta de corte é causado pela ação contínua do processo de remoção de material e pode ocorrer em duas regiões da ferramenta:

- desgaste na superfície de saída, o que geralmente dá origem a uma cratera padrão;
- desgaste de flanco, localizado na superfície de folga da ferramenta e ocorre devido ao atrito elevado entre a aresta de corte e a superfície usinada. Este desgaste apresenta um típico padrão de abrasão.

Todos os tipos de desgaste da ferramenta são descritos nos padrões ISO correspondentes. A Figura 14 ilustra uma fresa de topo, onde as principais regiões de desgaste e a forma de defini-las são baseadas na norma ISO 8688-2 (1989), *Tool life testing in milling - Part 2: End milling*.

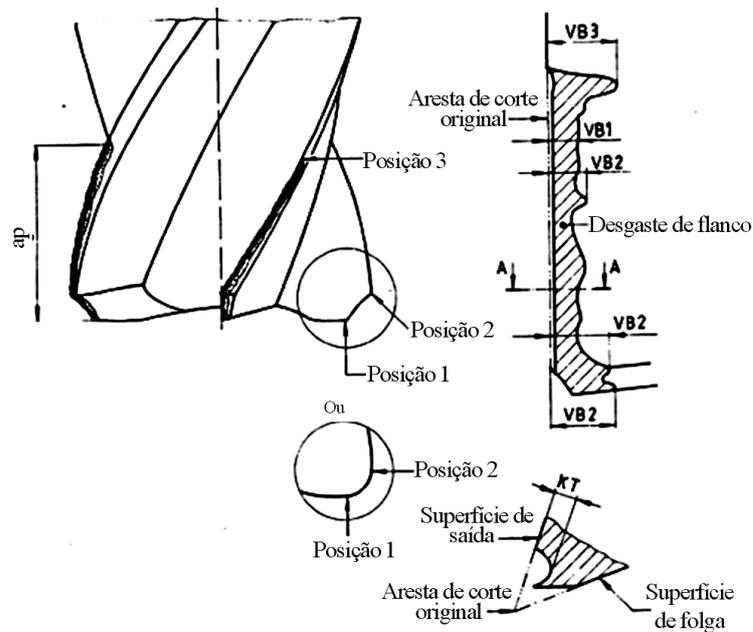


Figura 14. Desgastes em fresas de topo (adaptado de ISO 8688-2, 1989).

De acordo com a norma ISO 8688-2 (1989), as definições e características de desgastes e avarias que podem ocorrer em fresas de topo são:

- *Desgaste de flanco (VB)*: caracterizado pela perda de partículas ao longo da aresta de corte, isto é, na intersecção das superfícies de saída e de folga. É observado e medido na superfície de folga das ferramentas de corte. Três classificações diferentes são possíveis:

- *Desgaste de flanco uniforme (VB1)*: desgaste normalmente de largura constante e que se estende ao longo da aresta principal de corte até a altura da profundidade axial de corte;

- *Desgaste de flanco não-uniforme (VB2)*: desgaste de largura irregular e com medidas variando ao longo da aresta principal de corte até a altura da profundidade axial de corte;

- *Desgaste do flanco localizado (VB3)*: desgaste geralmente elevado e localizado em pontos específicos. Um desgaste típico deste tipo é denominado desgaste de entalhe (VB_N) e localiza-se na altura da profundidade axial de corte. Este desgaste é característico na usinagem de materiais suscetíveis ao endurecimento mecânico.

- *Desgaste de cratera (KT)*: caracterizado pela perda gradual de partículas da superfície de saída da ferramenta. Este tipo de desgaste ocorre progressivamente com orientação paralela à aresta principal de corte e com profundidade máxima localizada a uma determinada distância da aresta principal de corte;

- *Lascamento (CH)*: deterioração irregular da aresta de corte em pontos aleatórios, sendo muito difícil medir e prevenir. Consiste em pequenas porções da aresta de corte que se rompem devido ao impacto mecânico e às tensões térmicas transitórias, consequência dos ciclos de aquecimento e arrefecimento em operações de usinagem interrompidas. Três classificações diferentes são possíveis:

- *Lascamento uniforme (CH1)*: perda de pequenos fragmentos da ferramenta, caracterizados por apresentarem medidas aproximadamente iguais e distribuídos ao longo da aresta de corte. Este tipo de desgaste influencia significativamente a uniformidade da largura do desgaste de flanco;

- *Lascamento não-uniforme (CH2)*: deterioração aleatória que ocorre principalmente em conexões de trincas e em um pequeno número de posições ao longo das arestas de corte, mas sem consistência de uma aresta de corte para outra;

- *Lascamento localizado (CH3)*: deterioração que ocorre consistentemente em certas posições ao longo das arestas de corte.

• *Descamação (FL)*: perda de fragmentos da superfície da ferramenta na forma de lascas (flocos). Este fenômeno é observado com maior frequência quando são utilizadas ferramentas revestidas, no entanto, também podem ser observadas em outros materiais de ferramentas;

• *Trincas (CR)*: fratura do material da ferramenta que, todavia, imediatamente não causa perda de material da ferramenta. Três classificações diferentes são possíveis:

- *Trincas perpendiculares (CR1)*: trincas que surgem nas superfícies de saída e de folga da ferramenta e são orientadas aproximadamente perpendiculares à aresta principal de corte;

- *Trincas paralelas (CR2)*: trincas que surgem na superfície de saída ou na superfície de folga da ferramenta e são orientadas aproximadamente paralelas à aresta principal de corte;

- *Trincas irregulares (CR3)*: trincas que às vezes surgem nas superfícies de saída ou de folga da ferramenta e apresentam orientação irregular.

• *Falha catastrófica (CF)*: deterioração rápida e ruptura aresta de corte da ferramenta.

A Figura 15 ilustra três fresas de topo esférico desgastadas, utilizadas no fresamento de aços endurecidos.

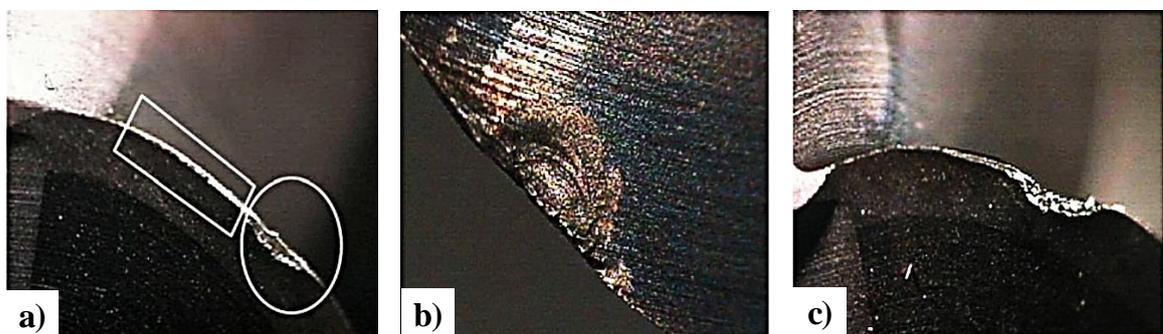


Figura 15. a) Fresas de topo esférico utilizada no fresamento de um aço endurecido (50 HRC) - desgaste de flanco uniforme (indicado pelo retângulo) e desgaste de flanco localizado (indicado pelo círculo); b) e c) Fresas de topo esférico utilizada no fresamento de um aço endurecido (55 HRC) - lascamento localizado (adaptado de López de Lacalle *et al.*, 2011).

A Figura 16 ilustra os desgastes e as avarias que podem ocorrer em fresas de topo.

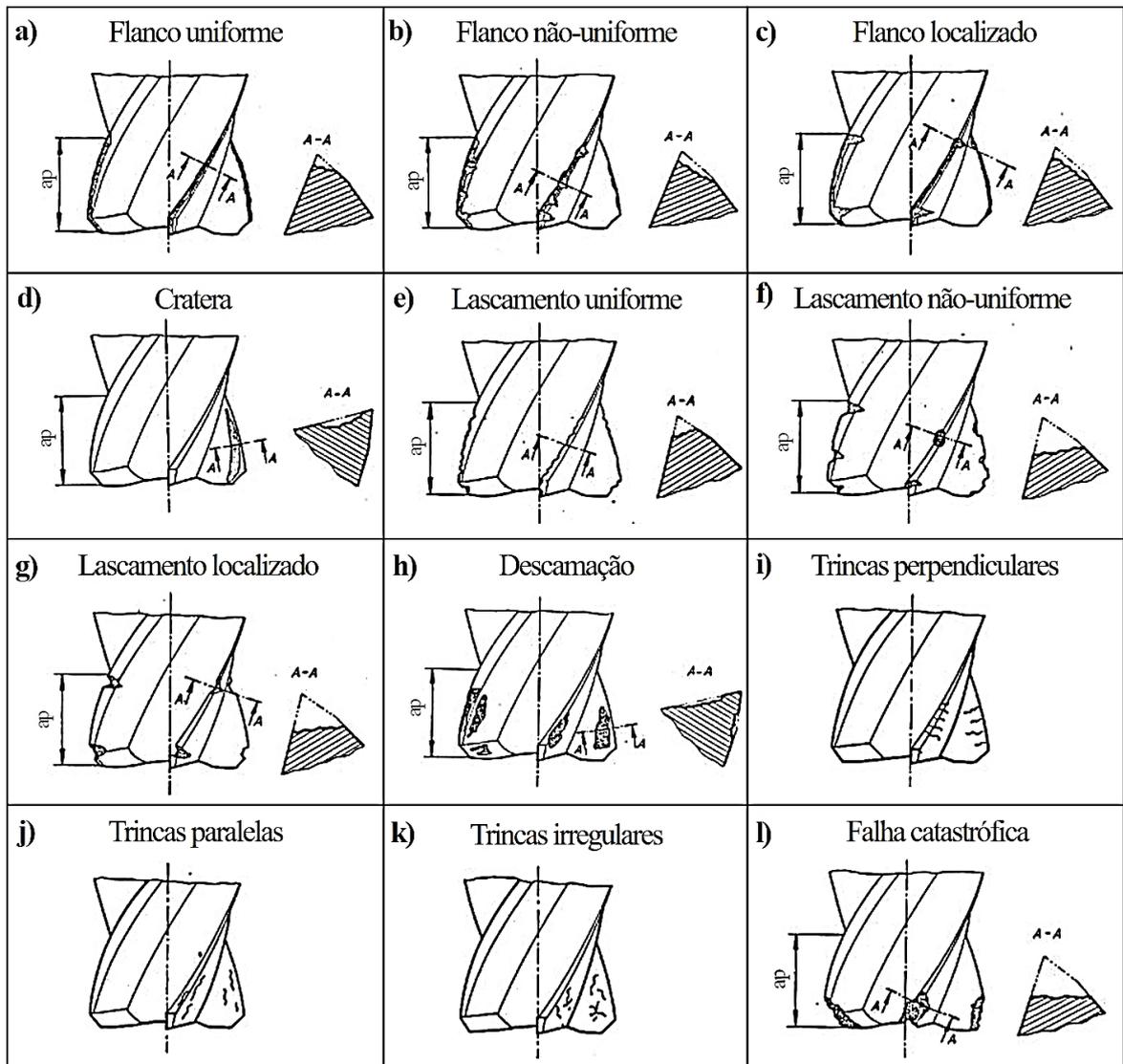


Figura 16. Desgastes e avarias em fresas de topo. a) desgaste de flanco uniforme; b) desgaste de flanco não-uniforme; c) desgaste de flanco localizado; d) desgaste de cratera; e) lascamento uniforme; f) lascamento não-uniforme; g) lascamento localizado; h) descamação; i) trincas perpendiculares; j) trincas paralelas; k) trincas irregulares e l) falha catastrófica (adaptado de ISO 8688-2, 1989).

De acordo com ISO 8688-2 (1989) e López de Lacalle *et al.* (2011), o desgaste de flanco é um dos principais critérios de fim de vida utilizados em usinagem. O desgaste de flanco ocasiona uma variação significativa nas dimensões da ferramenta e, conseqüentemente, na dimensão da peça usinada. Este tipo de desgaste não pode ser evitado, no entanto, pode ser minimizado escolhendo-se corretamente as condições de corte, o material e a geometria da ferramenta.

Segundo a norma ISO 8688-2 (1989), os valores recomendados de desgaste de flanco que determinam o fim de vida de uma fresa de topo são:

- Desgaste de flanco uniforme: 0,3 mm (valor médio de todos os dentes da fresa);
- Desgaste de flanco localizado: 0,5 mm (valor máximo em qualquer dente da fresa).

Nos casos em que nenhum dos critérios recomendados se apliquem, a norma ISO 8688-2 (1989), cita ser possível obter dados significativos utilizando um dos seguintes critérios:

- Certa profundidade do desgaste de cratera (KT);
- Lascamento (CH). Quando o lascamento ocorre, este deve ser tratado como lascamento localizado utilizando um valor de 0,5 mm como fim de vida da ferramenta.

O lascamento em uma forma muito pesada, a descamação e a falha catastrófica são formas que excepcionalmente podem ser utilizadas como critérios. A falha catastrófica pode ocorrer inadvertidamente e não deve ser utilizada como critério para o fim de vida da ferramenta.

Axinte & Dewes (2009) avaliaram a influência do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), do avanço por dente (f_z) e da velocidade de corte (v_c) sobre o desgaste de flanco de ferramentas de topo esférico no fresamento do aço ABNT H13 (48 HRC). De acordo com os autores, as três variáveis avaliadas e algumas de suas interações apresentaram influência estatisticamente significativa sobre o desgaste de flanco, sendo o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) a variável mais influente, de modo que seu aumento (0° para 60°) implicou no aumento do desgaste de flanco. Segundo os autores, isto provavelmente ocorreu devido ao aumento da componente radial da força de corte e de maiores níveis de vibração da ferramenta com o ângulo de inclinação da superfície mais elevado. Com relação à velocidade de corte (v_c) e ao avanço por dente (f_z), os autores verificaram que o aumento da velocidade de corte e a diminuição do avanço por dente implicaram em níveis mais elevados de desgaste de flanco. Segundo os autores, isto ocorreu devido à menor estabilidade do processo e, portanto, à uma alta tendência para a vibração da ferramenta.

De acordo com López de Lacalle *et al.* (2011), a vida da ferramenta é definida pelo tempo antes de um determinado valor de desgaste da ferramenta ser alcançado. Segundo os autores, desde os experimentos de Taylor, há mais de um século, sabe-se que a velocidade de corte é o parâmetro mais influente sobre a vida da ferramenta para um par ferramenta/peça.

A chamada equação de Taylor estabelece que:

$$\frac{v_c}{v_r} \left(\frac{T_r}{T} \right)^{n_1} \cdot v_c \cdot T^{n_1} = v_r \cdot T_r^{n_1} \quad (9)$$

onde n_1 é uma constante experimental para cada par ferramenta/peça; v_c é a velocidade de corte; T é a vida da ferramenta; v_r é a velocidade de corte de referência na qual uma vida de ferramenta conhecida (T_r) é alcançada.

De acordo com López de Lacalle *et al.* (2011), existem algumas variações, incluindo outros parâmetros de usinagem que afetam a vida da ferramenta, como por exemplo:

$$v_c \cdot f_z^x \cdot a_e^y \cdot T_{VB}^{n_1} = C_{VB} \cdot VB^m \quad (10)$$

onde f_z é o avanço por dente, a_e é a profundidade radial de corte, T_{VB} é o tempo até alcançar um determinado valor de desgaste (VB), C_{VB} é uma constante experimental e VB varia com os critérios utilizados nos experimentos de referência. Os valores de x , y , n_1 e m são característicos de cada par ferramenta/peça.

Os parâmetros de Taylor são geralmente conhecidos para aços comuns e materiais de fácil usinagem, no entanto, difíceis de encontrar para ligas de baixa usinabilidade (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2011). Isto ocorre pelo fato de que o valor final dos componentes geralmente fabricados em aços comuns depende muito dos custos de fabricação e, portanto, o uso máximo de cada ferramenta é um aspecto muito importante para ser economicamente competitivo. Por outro lado, os componentes geralmente fabricados de ligas especiais ou de aços endurecidos são produtos de alta qualidade e o valor final dos componentes depende mais do custo da máquina por hora ou da própria matéria-prima. Neste contexto, a abordagem de Taylor não é interessante e, portanto, poucos dados sobre a vida da ferramenta aparecem na literatura.

De acordo com López de Lacalle *et al.* (2011), a vida da ferramenta geralmente é medida: (a) no tempo, quando parâmetros de usinagem constantes são usados em um processo de fabricação e o cliente tenta comparar ferramentas similares de diferentes fornecedores; (b) no volume de remoção de material se operações de desbaste estiverem sendo executadas; ou (c) em comprimento usinado se uma operação de acabamento for considerada. No entanto, esses três valores são relacionados por meio dos parâmetros de usinagem e podem ser representados graficamente no mesmo registro, como ilustra a Figura 17.

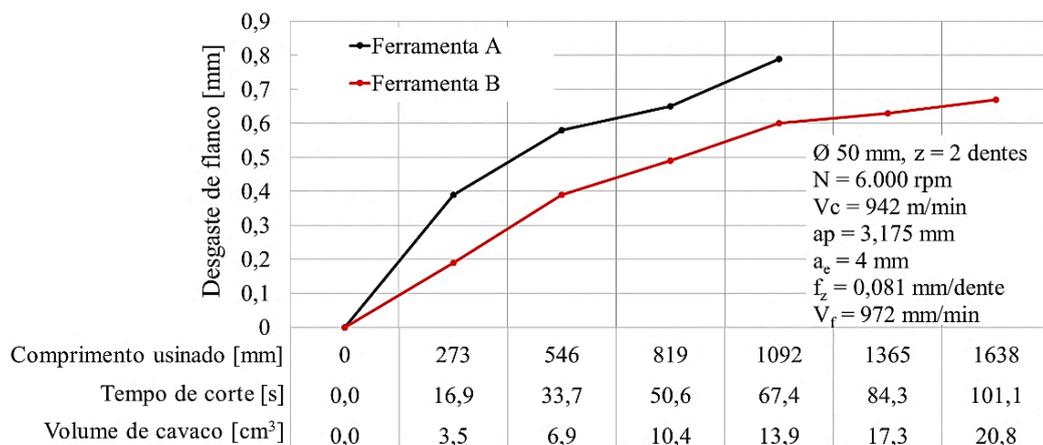


Figura 17. Curvas de vida de ferramentas: desgaste de flanco vs. comprimento usinado, tempo de corte e volume de cavaco removido (adaptado de López de Lacalle *et al.*, 2011).

3. PLANEJAMENTO ROBUSTO E OTIMIZAÇÃO

A aquisição dos dados das características de interesse é uma atividade muito importante na execução de uma pesquisa. Um banco de dados mal elaborado pode conduzir a resultados insatisfatórios ou deficientes. Desta forma, é extremamente importante o planejamento detalhado dos experimentos, bem como sua adequada execução e registro.

Assim, este capítulo aborda o projeto e a análise de experimentos, destacando a metodologia de superfície de resposta. Aborda também o projeto de parâmetro robusto, que é essencialmente um princípio que enfatiza a escolha adequada dos níveis das variáveis de controle de um processo. Apresenta uma síntese sobre a análise fatorial, uma vez que em estudos de otimização multi-objetivo, a existência de correlação entre as características de interesse pode causar distorções na otimização. E contextualiza sobre a otimização multi-objetivo, focando na otimização do erro quadrático médio e no método da interseção normal à fronteira.

3.1. PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS

De acordo com Montgomery (2013), um experimento pode ser definido como um teste, ou uma série de testes, em que alterações intencionais são feitas nas variáveis de controle de um processo/sistema objetivando observar e identificar como as respostas (características de interesse) deste processo/sistema são afetadas pelas alterações das variáveis de controle. Além disso, através de um experimento pode-se determinar quais variáveis de controle são responsáveis pelas alterações observadas nas características de interesse, desenvolver modelos matemáticos que relacionam a característica de interesse às variáveis de controle mais importantes e utilizar estes modelos matemáticos para melhoria do processo/sistema ou outra tomada de decisão.

O projeto e análise de experimentos (DOE - *Design of Experiments*) é definido como o processo de planejamento dos experimentos para que dados apropriados sejam coletados e depois analisados por métodos estatísticos, resultando em conclusões válidas e objetivas (MONTGOMERY, 2013). Assim, qualquer problema experimental deve ser sustentado por dois elementos: o projeto dos experimentos e a análise estatística dos dados.

De acordo com Montgomery (2013), as técnicas de DOE são utilizadas objetivando melhorar as características de qualidade de produtos e processos, reduzir o número de experimentos e otimizar a utilização de recursos. Assim, as técnicas de DOE têm sido amplamente utilizadas em diversas áreas do conhecimento, se mostrando como um conjunto de ferramentas importantes para o desenvolvimento de produtos e processos. Os principais benefícios alcançados com a utilização das técnicas de DOE podem ser resumidos a:

- Melhoria de rendimento dos processos;
- Redução da variabilidade e maior conformidade com especificações nominais;
- Redução do tempo de desenvolvimento de produtos ou processos;
- Redução de custos.

Segundo Montgomery (2013), as técnicas de DOE também são de fundamental importância em projetos de engenharia, onde novos produtos são desenvolvidos ou os existentes melhorados. Algumas aplicações das técnicas de DOE em projetos de engenharia incluem:

- Avaliação e comparação de configurações básicas de projeto;
- Avaliação de materiais alternativos;
- Seleção de parâmetros de controle para que o produto funcione bem em uma ampla variedade de condições, ou seja, para que o produto seja robusto;
- Determinação dos principais parâmetros de controle que afetam o desempenho do produto;
- Desenvolvimento de novos produtos.

Como mencionado, o desempenho de um processo/sistema geralmente é estudado através da realização de experimentos. Este processo/sistema pode ser representado pelo modelo ilustrado na Figura 18. De acordo com Montgomery (2013), em geral, pode-se interpretar um processo como uma combinação de operações, máquinas, métodos, pessoas e outros recursos que transformam alguma entrada (muitas vezes um material) em uma ou mais variáveis de resposta observáveis (saída). Algumas variáveis do processo x_1, x_2, \dots, x_k são controláveis, enquanto que outras variáveis z_1, z_2, \dots, z_r são não controláveis (embora possam ser controláveis para fins experimentais). Normalmente, as variáveis não controláveis são chamadas de ruídos.

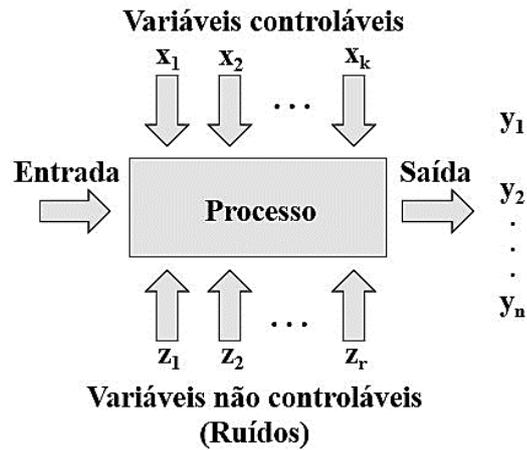


Figura 18. Modelo geral de um processo/sistema (adaptado de Montgomery, 2013).

O emprego da abordagem estatística no projeto e análise de experimentos necessita que as pessoas envolvidas nos experimentos tenham uma ideia clara a respeito do fenômeno que se pretende estudar, de como os dados serão coletados e de um entendimento básico das ferramentas de análise utilizadas (MONTGOMERY, 2013). Assim, o autor propõe que o emprego do DOE deva considerar as seguintes etapas:

1. Definição do problema;
2. Escolha das variáveis de controle e definição dos níveis de trabalho;
3. Seleção das características de interesse;
4. Escolha do projeto experimental;
5. Execução dos experimentos;
6. Análise estatística dos dados;
7. Conclusões e recomendações.

Os três princípios básicos de um projeto experimental são a aleatorização, a replicação e a blocagem (MONTGOMERY, 2013). Segundo Montgomery (2013), a aleatorização consiste na execução dos experimentos em ordem aleatória para que os efeitos desconhecidos sejam distribuídos entre os níveis das variáveis de entrada, aumentando a validade da investigação. A replicação consiste na repetição de um mesmo teste várias vezes, gerando assim uma variação para a característica de interesse, variação esta que pode ser utilizada na avaliação da significância estatística do erro experimental. Já a blocagem permite avaliar se a falta de homogeneidade das condições experimentais interfere nos resultados. A blocagem deve ser utilizada quando não for possível manter a homogeneidade das condições experimentais.

De acordo com Nilo Júnior (2003), dentre as técnicas de projeto e análise de experimentos mais utilizadas, cita-se: o planejamento fatorial completo 2^k , o planejamento fatorial fracionado 2^{k-p} , os arranjos de Taguchi e a metodologia de superfície de resposta (RSM - *Response Surface Methodology*). Barros Neto *et al.* (1995), Box *et al.* (2005), Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016) descrevem matematicamente todas estas técnicas. A Tabela 5, elaborada por Nilo Júnior (2003), apresenta as principais características relacionadas a cada uma destas técnicas.

Tabela 5. Características fundamentais das principais técnicas de projeto e análise de experimentos (adaptado de Nilo Júnior, 2003).

Técnica	Vantagens	Desvantagens	Aplicações
Fatorial completo 2^k	Permite a varredura completa da região experimental, pois utiliza todas as variáveis de entrada e seus respectivos níveis.	Não identifica variação intermediária, pois só trabalha em dois níveis e necessita de um alto número de experimentos para problemas com muitas variáveis de entrada.	Processos onde já se tem um prévio domínio e onde a realização dos experimentos não demanda alto tempo ou custo.
Fatorial fracionado 2^{k-p}	Permite uma pré-análise do processo com um número reduzido de experimentos.	Não permite a varredura completa da região experimental.	Processos onde se deseja um pré-conhecimento e onde a literatura é limitada ou para experimentos que demandam maior tempo ou custo.
Taguchi	Permite a análise de um processo com muitas variáveis de entrada com um número extremamente reduzido de experimentos.	Geralmente fornece uma ideia do processo, porém pode apresentar modelos matemáticos não confiáveis.	Processos onde há pouco ou quase nenhum conhecimento prévio de comportamento, para processos com alta dispersão ou que os experimentos demandem alto custo ou tempo.
RSM	Permite a verificação de variações intermediárias do processo.	Pode apresentar erros na extrapolação dos níveis +2 e -2, pois são realizados poucos experimentos nestes níveis.	Otimização de processos, principalmente bem conhecidos e com baixa dispersão.

3.1.1. Metodologia de Superfície de Resposta

De acordo com Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016), a metodologia de superfície de resposta (RSM - *Response Surface Methodology*) é uma coleção de técnicas estatísticas e matemáticas úteis para analisar, modelar e otimizar processos nos quais uma característica de interesse y é influenciada por várias variáveis de controle x_1, x_2, \dots, x_k .

De acordo com Pereira (2017), a RSM é um dos planejamentos de experimentos (DOE) mais utilizados para otimização em engenharia. Segundo Singh & Rao (2007), a RSM é uma metodologia prática, econômica e relativamente fácil de implementar. Segundo Lopes (2011) e Montgomery (2013), a principal finalidade da RSM é determinar as condições operacionais ótimas para um sistema ou determinar uma região do espaço experimental, em que as especificações operacionais sejam satisfeitas. Esta metodologia funciona muito bem quando se assume a homogeneidade da variância dos dados, no entanto, tal consideração pode não ser válida para todos os casos de aplicações reais (DING *et al.*, 2004).

De acordo com Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016), na maioria dos problemas de superfície de resposta as relações entre a característica de interesse e as variáveis de controle são desconhecidas. Assim, o primeiro passo dentro da RSM consiste em encontrar uma aproximação adequada para representar verdadeiramente a característica de interesse y em função das variáveis de controle x_1, x_2, \dots, x_k . Em geral, funções polinomiais de baixa ordem são empregadas em alguma região das variáveis independentes. Segundo Box & Drapper (1987) e Montgomery (2013), as funções polinomiais de primeira ordem, para sistemas sem curvatura, e de segunda ordem, para sistemas com curvatura, conseguem representar quase todos os problemas relacionados às superfícies de respostas. Contudo, é improvável que uma função polinomial se comporte como uma aproximação adequada para todo o espaço experimental coberto pelas variáveis independentes. Entretanto, para uma região específica, tais funções têm se mostrado eficientes.

De acordo com Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016), se uma característica de interesse for bem modelada por uma função linear das variáveis independentes, a função aproximada é o modelo de primeira ordem descrito pela Equação 11:

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (11)$$

onde: y – característica de interesse; x_i – variáveis independentes (variáveis de controle); β_i – coeficientes de regressão a serem estimados; k – número de variáveis independentes; ε – erro experimental.

De acordo com Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016), se um sistema apresentar curvatura, então a função deve ser aproximada por um polinômio de maior grau, como o modelo de segunda ordem descrito pela Equação 12:

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (12)$$

A estimação dos coeficientes de regressão definidos para os modelos das Equações 11 e 12 é feita geralmente pela utilização do método dos mínimos quadrados ordinários (OLS - *Ordinary Least Squares*), sendo os coeficientes representados na forma matricial (Equação 13), onde $\hat{\beta}$ é o vetor de coeficientes, X a matriz de variáveis independentes codificadas e Y o vetor de resposta (MONTGOMERY, 2013; MYERS *et al.*, 2016).

$$\hat{\beta} = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (13)$$

De acordo com Montgomery (2013), com a aplicação deste método é possível a obtenção de uma função matemática aproximada que relaciona a característica de interesse com as variáveis do processo. Assim, após a obtenção do modelo, a significância do mesmo deve ser verificada através de um procedimento de análise de variância (ANOVA). A ANOVA permite avaliar o ajuste do modelo e também analisar quais são as variáveis de controle significativas e quais as variáveis podem ser removidas do mesmo. O ajuste dos modelos é representado pelo coeficiente de determinação (R^2), que representa o percentual de variação na característica de interesse que é explicada pelo modelo obtido. Associado a este coeficiente, tem-se o R^2 ajustado (R^2_{adj}), que considera o fato de que R^2 tende a superestimar a quantidade atual de variação nos dados. Ainda segundo o autor, também é importante analisar a normalidade dos resíduos e o resultado do teste de falta de ajuste (*lack-of-fit*). Uma visão mais detalhada envolvendo o método dos mínimos quadrados ordinários (OLS), análise de variância (ANOVA), ajuste dos modelos, análise dos resíduos e do teste de falta de ajuste (*lack-of-fit*) pode ser encontrado em Paiva (2006).

De acordo com Cho & Park (2005), nos casos em que a variância dos dados não é constante, pode-se utilizar o método dos mínimos quadrados ponderados (WLS - *Weighted Least Squares*) para estimar os coeficientes dos modelos. Na metodologia WLS, a diagonal principal de uma matriz de ponderação W pode ser representada pelo inverso do quadrado dos resíduos do modelo ajustado, pelo inverso da incerteza de medição ou pela variância calculada pela replicação dos experimentos.

De acordo com Montgomery (2013), a análise de uma superfície de resposta é feita em termos de uma superfície ajustada. Desta forma, se tal superfície se mostrar adequada, sua análise será aproximadamente equivalente à análise da superfície real. Assim, evidentemente, a utilização de um arranjo experimental adequado para coletar os dados da característica de interesse y , possibilitará a estimação dos coeficientes do modelo de forma mais eficaz.

De acordo com Paiva (2006), geralmente, quando se está num ponto do espaço experimental (superfície de resposta) distante do ponto de ótimo, a curvatura da superfície de resposta tende a ser pequena, evidenciando que um modelo de primeira ordem é apropriado para representar o sistema. Assim, o objetivo experimental é, então, caminhar rápido e eficazmente em direção às proximidades da região de ótimo. Uma vez que tal região é encontrada, um modelo mais elaborado deve ser utilizado, tal como o de segunda ordem. Neste estágio, deve-se localizar o ponto de ótimo.

Segundo Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016), o arranjo experimental mais utilizado para a coleta de dados na RSM é o arranjo composto central (CCD - *Central Composite Design*). O CCD é uma matriz formada por três conjuntos distintos de elementos experimentais: um conjunto de pontos fatoriais, podendo ser um arranjo fatorial completo (2^k , sendo k o número de variáveis) ou um arranjo fatorial fracionado (2^{k-p} , sendo p a fração desejada do experimento); um conjunto de pontos centrais (m) e mais um conjunto de níveis extras denominados pontos axiais ($2k$). A quantidade de pontos axiais em um CCD é igual ao dobro do número de variáveis e representam seus valores extremos. Se a distância do centro do arranjo, ou seja, dos pontos centrais, até um ponto fatorial (-1;+1) for aproximadamente 1 (em módulo), a distância do centro do arranjo até um ponto axial será maior que a unidade (MONTGOMERY, 2013). Esta distância do centro do arranjo até um ponto axial é comumente representada por α e depende de certas propriedades desejadas para o experimento e do número de variáveis envolvidas (MONTGOMERY, 2013; MYERS *et al.*, 2016). A Figura 19, elaborada por Paiva (2006), ilustra um arranjo composto central (CCD) para duas variáveis de controle.

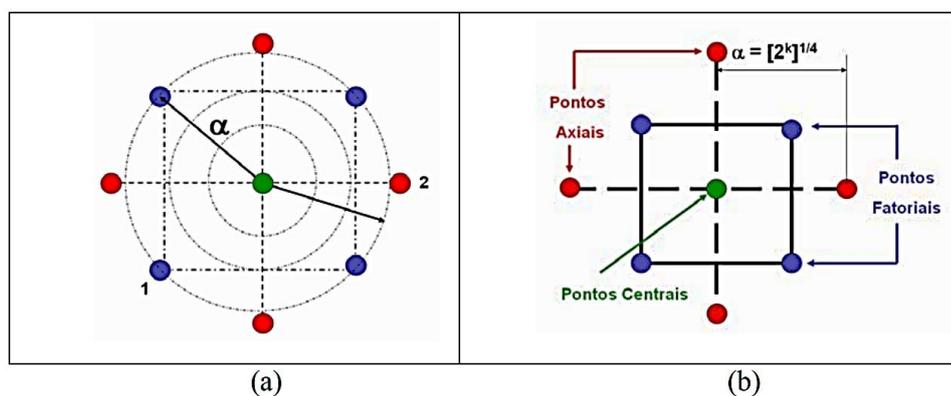


Figura 19. a) rotacionalidade do CCD; b) CCD com $k = 2$ (Fonte: Paiva, 2006).

De acordo com Montgomery (2013), em função da localização dos pontos axiais, os arranjos experimentais podem ser classificados como: circunscritos (CCC - *Central Composite Circumscribed*), que apresentam a configuração de um CCD original e requerem cinco níveis para cada variável; inscritos (CCI - *Central Composite Inscribed*), arranjos adequados à

situações nas quais os limites especificados de projeto não podem ser extrapolados, seja por medida de segurança ou por incapacidade física de realização. Estes arranjos também requerem cinco níveis para cada variável; e arranjos de face centrada (CCF - *Central Composite Face*), que caracterizam-se por dispor os pontos axiais sobre o centro de cada face do espaço fatorial ($\alpha = +1$ ou -1) e requerem três níveis para cada variável.

De acordo com Montgomery (2013), em geral, um CCD com k fatores é constituído por 2^k pontos fatoriais, $2k$ pontos axiais e, no mínimo, um ponto central, sendo geralmente utilizados de três a cinco pontos centrais. A ortogonalidade do arranjo experimental é requisito para avaliar quais efeitos, sejam eles lineares, quadráticos ou de interação, são significativos para o sistema. Isto significa que os efeitos de diferentes variáveis de controle podem ser estimados de maneira independente. Um CCD rotacionável é aproximadamente ortogonal se forem adotados em torno de 5 pontos centrais. Desta forma, pode-se esperar uma boa estimativa do erro experimental. A rotacionalidade do arranjo experimental refere-se à propriedade da variância predita da característica de interesse se manter constante para qualquer ponto experimental ao longo da esfera de raio α e é definida segundo Box & Drapper (1987), como: $\alpha = (2^k)^{1/4}$.

Segundo Montgomery (2013), o CCD ajusta-se, quando necessário, a uma função polinomial de segunda ordem. Esta função é adequada, uma vez que muitos processos podem ser aproximados por uma expansão em série de Taylor, truncada em um termo quadrático.

Como uma das principais técnicas do DOE, a RSM tem sido utilizada com frequência por vários pesquisadores, contribuindo para a otimização e para um melhor entendimento acerca dos fenômenos que caracterizam os mais diversos processos de fabricação. Sendo assim, casos de sucesso na utilização da RSM podem ser observados em Paiva *et al.* (2012), Lopes *et al.* (2016), Pereira *et al.* (2017), Rocha *et al.* (2017), Arruda *et al.* (2019) e Rodrigues *et al.* (2019).

3.2.PROJETO DE PARÂMETRO ROBUSTO

O projeto de parâmetro robusto (RPD - *Robust Parameter Design*) é essencialmente um princípio que enfatiza a escolha adequada dos níveis das variáveis de controle de um processo, produto ou sistema, para atingir dois objetivos: assegurar que o valor médio da resposta (característica de interesse) esteja em um nível ou alvo pré-determinado e garantir que a variabilidade em torno deste valor alvo seja tão pequena quanto possível (TAGUCHI *et al.*, 2005; MONTGOMERY, 2013; MYERS *et al.*, 2016).

O RPD foi desenvolvido por um engenheiro japonês, Genichi Taguchi, e introduzido nos Estados Unidos na década de 1980 (TAGUCHI & WU, 1979; TAGUCHI 1986, 1987). A metodologia proposta por Taguchi para o RPD combina arranjos experimentais (originalmente arranjos ortogonais de Taguchi) e técnicas de otimização para a determinação dos níveis ótimos das variáveis de controle, tornando o processo menos sensível à influência das variáveis de ruído, o que conduz à redução da variabilidade do processo e do distanciamento da média em relação ao alvo pré-determinado para a característica de interesse, aumentando, assim, a robustez do processo (MIRÓ-QUESADA & Del CASTILLO, 2004; ARDAKANI & NOOROSSANA, 2008; KOVACH & CHO, 2008; SHIN *et al.*, 2011; ASILTÜRK & NESELI, 2012; MONTGOMERY, 2013; MYERS *et al.*, 2016).

De acordo com Myers *et al.* (2016), assume-se que a maior parte da variabilidade em torno de um valor alvo é causada pela presença de um segundo conjunto de variáveis, denominadas variáveis de ruído. As variáveis de ruído são variáveis não controláveis na concepção do produto ou no funcionamento normal do processo. No entanto, podem ser identificadas e controladas no âmbito da pesquisa e desenvolvimento. Ainda de acordo com Myers *et al.* (2016), a falta de controle das variáveis de ruído é que transmite, na verdade, a variabilidade à característica de interesse do processo. Desta forma, através da seleção adequada dos níveis das variáveis de controle, a metodologia RPD busca conceber um sistema robusto, isto é, insensível, às mudanças inevitáveis das variáveis de ruído. De acordo com Shin *et al.* (2011), devido à viabilidade na redução das incertezas inerentes associadas às variáveis de controle e ao desempenho de um processo, a aplicação da metodologia RPD tem resultado em melhorias significativas na fabricação, confiabilidade e qualidade de produtos, a um custo relativamente baixo.

Segundo Montgomery (2013) e Myers *et al.* (2016), as técnicas de Taguchi geraram polêmica e debate nas comunidades estatísticas e de engenharia da época. A controvérsia não era sobre a filosofia do RPD em si, que é extremamente importante, mas sim sobre os procedimentos experimentais e os métodos de análise de dados que Taguchi defendia. De acordo com Montgomery (2013), análises extensas revelaram que os métodos técnicos de Taguchi eram geralmente ineficientes e, em muitos casos, ineficazes. Assim, por conseguinte, houve um período de extensa pesquisa e desenvolvimento sobre novas abordagens para o RPD, como pode ser verificado em Box (1988), Hunter *et al.* (1989), Vining & Myers (1990), Welch *et al.* (1990), Shoemaker *et al.* (1991), Box & Jones (1992), Myers *et al.* (1992), Nair *et al.* (1992), Pignatiello Jr. & Ramberg (1992).

Como um dos resultados deste período de pesquisa e desenvolvimento, a metodologia de superfície de resposta (RSM) surgiu como uma abordagem ao RPD que não só nos permitiu

empregar o conceito de projeto robusto de Taguchi, mas também forneceu uma abordagem mais sólida e eficiente para o projeto e análise dos dados, utilizando para isto arranjos experimentais cruzados ou combinados (MONTGOMERY, 2013). De acordo com Noorossana & Ardakani (2009), a metodologia de superfície de resposta (RSM) é uma das metodologias mais eficientes que podem ser utilizadas em conjunto com o RPD.

Segundo Montgomery (2013), a metodologia RPD foi originalmente desenvolvida para ser aplicada com um arranjo experimental denominado cruzado. O arranjo cruzado combina um arranjo interno formado pelas variáveis de controle com um arranjo externo formado pelas variáveis de ruído. Assim, cada combinação experimental das variáveis de controle é testada nos diferentes cenários formados pelas variáveis de ruído. A alteração destes cenários provoca a alteração do valor da característica de interesse, originando um valor de variância para cada combinação experimental. De posse dos dados experimentais, modelos para a média e para a variância da característica de interesse são gerados e, por fim, otimizados.

Entretanto, mesmo bastante difundida entre pesquisadores, a metodologia RPD gera controvérsias, principalmente devido a uma variedade de falhas e inconsistências matemáticas e estatísticas relativas à modelagem do valor médio de dados não simétricos e à negligência dos efeitos das possíveis interações entre as variáveis de controle e de ruído (NAIR *et al.*, 1992; SHIN *et al.*, 2011; BOYLAN & CHO, 2013). De acordo com Miró-Quesada & Del Castillo (2004) e Montgomery (2013), a principal desvantagem desta abordagem controversa está relacionada com a incapacidade de um arranjo cruzado em medir as interações entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído.

Para superar esta desvantagem, Vining & Myers (1990), Welch *et al.* (1990), Shoemaker *et al.* (1991), Box & Jones (1992) e Myers *et al.* (1992), que estão entre os primeiros pesquisadores a criar alternativas aos métodos de Taguchi, propuseram a utilização de um arranjo de superfície de resposta, como o CCD, na forma de um arranjo combinado, como uma alternativa ao arranjo cruzado. No arranjo combinado, as variáveis de ruído são incorporadas ao arranjo experimental, sendo consideradas como variáveis de controle, de modo que o número de variáveis em um CCD seja igual a $n_v = k + r$, onde n_v é o número de variáveis utilizadas para gerar o arranjo experimental, k é o número de variáveis de controle e r o número de variáveis de ruído. Apesar de poderem ser controlados no âmbito da pesquisa e desenvolvimento, vários níveis das variáveis de ruído apresentam dificuldades de experimentação. Assim, geralmente os pontos axiais referentes às variáveis de ruído são excluídos do arranjo experimental (MYERS *et al.*, 1992). Posteriormente, de posse dos dados experimentais, pode-se utilizar os métodos OLS ou WLS para estimar os coeficientes da equação de regressão da superfície de resposta $Y = f(x, z)$. Utilizando-se do princípio da propagação de erro (POE - *Propagation of Errors*),

calculam-se as derivadas parciais desta função em termos das variáveis de ruído, obtendo-se, assim, as equações de média e de variância para cada característica de interesse (Vining & Myers, 1990; Box & Jones, 1992; Miró-Quesada & Del Castillo, 2004; Montgomery, 2013).

De acordo com Welch *et al.* (1990), uma vantagem advinda da utilização de um único arranjo contendo variáveis de controle e de ruído para realizar um RPD, consiste no pequeno número de experimentos necessários para se estimar os efeitos de primeira e segunda ordem importantes ao RPD. Segundo Shoemaker *et al.* (1991), outra vantagem importante na utilização de arranjos combinados em RPD é a possibilidade de estudar as interações entre as variáveis de controle e de ruído, as quais são muito importantes na propagação do erro e na robustez do processo. Segundo Box & Jones (1992) e Montgomery (2013), a Equação 14 descreve o modelo matemático de segunda ordem desenvolvido a partir de um arranjo combinado.

$$y(x, z) = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \sum \beta_{ij} x_i x_j + \sum_{j=1}^r \gamma_j z_j + \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^r \delta_{ij} x_i z_j + \varepsilon \quad (14)$$

onde: y – característica de interesse; x_i – variáveis de controle; z_i – variáveis de ruído; β_0 , β_i , β_{ii} , β_{ij} , γ_i , δ_{ij} – coeficientes de regressão a serem estimados; k – número de variáveis de controle; r – número de variáveis de ruído; ε – erro experimental.

Verifica-se na Equação 14 que o modelo contém os efeitos principais das variáveis de controle e suas interações, bem como os efeitos principais das variáveis de ruído e as interações entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído. De acordo com Box & Jones (1992), os termos de segunda ordem para as variáveis de ruído, ou seja, as interações de segunda ordem entre as variáveis de ruído e os termos quadráticos destas variáveis, não estão contidos na Equação 14, uma vez que tais efeitos não são importantes para tornar o processo robusto. Porém, apesar deste modelo ser o mais usual, há possibilidade de estimar os termos de segunda ordem para as variáveis de ruído (Box & Jones, 1992; Griffiths, 1995).

Apesar de bastante útil, a abordagem RPD-RSM ainda é pouco difundida em casos de múltiplas respostas, ou seja, em casos onde várias características de interesse devem ser investigadas e otimizadas simultaneamente, situações muito comuns nas aplicações industriais de DOE que buscam níveis adequados de qualidade (Miró-Quesada & Del Castillo, 2004; Kazemzadeh *et al.*, 2008; Paiva *et al.*, 2012; Brito *et al.*, 2014).

Esta abordagem é ainda mais escassa quando as múltiplas características de interesse são correlacionadas (GOVINDALURI & CHO, 2007; PAIVA *et al.*, 2009). A presença de correlação entre as múltiplas características de interesse pode causar a instabilidade dos modelos estimados, o aumento do erro de previsão, o super-ajuste devido ao erro aleatório ou ruído (*overfitting*), erros nos coeficientes dos regressores e outros, possibilitando modificações substanciais nos resultados dos algoritmos de otimização que utilizam estas equações como funções objetivo ou restrições (BOX *et al.*, 1973; KHURI & CONLON, 1981; BRATCHELL, 1989; WU, 2004; YUAN *et al.*, 2008). Porém, mesmo em pesquisas que se utilizam de técnicas multivariadas de otimização e que reconhecem a influência da estrutura de correlação sobre a determinação dos coeficientes dos regressores, as interações entre as variáveis de controle e de ruído são geralmente negligenciadas, sendo as equações de média e de variância obtidas por intermédio de arranjos cruzados ou de réplicas experimentais (TANG & XU, 2002; JEONG *et al.*, 2005; GOVINDALURI & CHO, 2007; KOVACH & CHO, 2009; SHAIBU & CHO, 2009; SHIN *et al.*, 2011; PAIVA *et al.*, 2012).

Para analisar a influência das variáveis de ruído de um processo utilizando-se do conceito de arranjo combinado, é imprescindível que as variáveis de ruído deste processo sejam conhecidas e controláveis para fins de experimentação. Como um dos objetivos deste trabalho foi analisar a influência tanto das variáveis de controle quanto das variáveis de ruído no processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido, optou-se por utilizar o arranjo combinado no desenvolvimento deste trabalho.

De acordo com Vining & Myers (1990), a otimização simultânea da média e da variância pode ser realizada através da metodologia de superfície de resposta dual. Segundo Myers *et al.* (1992) e Montgomery (2013), as Equações 15 e 16 descrevem, respectivamente, os modelos para a média e variância de uma característica de interesse.

$$E[y(x, z)] = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \sum \beta_{ij} x_i x_j \quad (15)$$

$$Var[y(x, z)] = \sigma_z^2 \left\{ \sum_{j=1}^r \left[\frac{\partial y(x, z)}{\partial z_j} \right]^2 \right\} + \hat{\sigma}_\varepsilon^2 \quad (16)$$

onde: y – característica de interesse; x_i – variáveis de controle; z_i – variáveis de ruído; β_0 , β_i , β_{ii} , β_{ij} – coeficientes de regressão estimados; k – número de variáveis de controle; r – número de variáveis de ruído; σ_z^2 - variância das variáveis de ruído; $\hat{\sigma}_\varepsilon^2$ - erro residual do modelo de superfície de resposta completo.

De acordo com Montgomery (2013), na Equação 16, pode-se assumir $\sigma_z^2 = 1$ uma vez que os níveis das variáveis são normalizados. Cabe notar que os modelos de média e variância descrevem a característica de interesse apenas em função das variáveis de controle, possibilitando, assim, que o processo seja configurado para que a variabilidade transmitida pelas variáveis de ruído seja a menor possível. Com o desenvolvimento dos modelos de média e variância, a otimização dual do processo pode ser conduzida empregando-se as diversas técnicas de otimização de múltiplos objetivos disponíveis na literatura.

3.3. ANÁLISE FATORIAL

Em estudos de otimização multi-objetivo, a existência de correlação entre as características de interesse pode causar a instabilidade dos modelos estimados, o aumento do erro de previsão, o super-ajuste devido ao erro aleatório ou ruído (*overfitting*), erros nos coeficientes dos regressores e outros, possibilitando modificações substanciais nos resultados dos algoritmos de otimização que utilizam estas equações como funções objetivo ou restrições (BOX *et al.*, 1973; KHURI & CONLON, 1981; BRATCHELL, 1989; WU, 2004; YUAN *et al.*, 2008). Desta forma, surge a necessidade da utilização de técnicas de estatística multivariada para gerenciar estas correlações.

A análise fatorial (FA - *Factor Analysis*), é uma técnica estatística multivariada capaz de agrupar múltiplas características de interesse correlacionadas em grupos de fatores estruturados e não correlacionados (MULAIK, 2010; OSBORNE, 2015).

De acordo com Johnson & Wichern (2007), o objetivo da FA é descrever a estrutura de covariância entre as características de interesse, y_1, y_2, \dots, y_p , as quais são observáveis, em termos de poucos fatores F_1, F_2, \dots, F_m ($m < p$), os quais são variáveis não-observáveis.

Segundo Johnson & Wichern (2007), um modelo fatorial postula que um vetor aleatório X , com k componentes, com respectivo vetor de médias μ e matriz de variância-covariância Σ , é linearmente dependente de algumas variáveis aleatórias F_1, F_2, \dots, F_m , denominadas *Fatores comuns*, e ε fontes adicionais de variação denominadas erros (ou, fatores específicos), tal que:

$$\underset{(k \times 1)}{X} - \underset{(k \times 1)}{\mu} = \underset{(k \times m)}{L} \underset{(m \times 1)}{F} + \underset{(k \times 1)}{\varepsilon} \quad (17)$$

Na Equação 17, L é a matriz de carregamento dos fatores que pode ser calculada a partir de uma decomposição espectral da matriz de variância-covariância, tal que:

$$\Sigma = \lambda_1 \mathbf{e}_1 \mathbf{e}_1^T + \lambda_2 \mathbf{e}_2 \mathbf{e}_2^T + \dots + \lambda_k \mathbf{e}_k \mathbf{e}_k^T = [\sqrt{\lambda_1} \mathbf{e}_1 \quad \sqrt{\lambda_2} \mathbf{e}_2 \quad \dots \quad \sqrt{\lambda_k} \mathbf{e}_k] \begin{bmatrix} \sqrt{\lambda_1} \mathbf{e}_1^T \\ \sqrt{\lambda_2} \mathbf{e}_2^T \\ \vdots \\ \sqrt{\lambda_k} \mathbf{e}_k^T \end{bmatrix} = \mathbf{L} \mathbf{L}^T \quad (18)$$

Na Equação 18 \mathbf{e}_k representa os autovetores da matriz variância-covariância e $\sqrt{\lambda_k}$ a raiz quadrada dos respectivos autovalores. Como a covariância pode ser escrita como $\Sigma = E[(\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu})(\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu})^T]$, então, espera-se que:

$$\Sigma = E[(\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu})(\mathbf{X} - \boldsymbol{\mu})^T] = E[(\mathbf{L}\mathbf{F} + \boldsymbol{\varepsilon})(\mathbf{L}\mathbf{F} + \boldsymbol{\varepsilon})^T] = E[(\mathbf{L}\mathbf{F} + \boldsymbol{\varepsilon})(\mathbf{L}^T \mathbf{F}^T + \boldsymbol{\varepsilon}^T)] \quad (19)$$

Aplicando a distributiva no valor esperado, tem-se:

$$\Sigma = E[\mathbf{L}\mathbf{F}(\mathbf{L}^T \mathbf{F}^T) + \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{L}^T \mathbf{F}^T) + (\mathbf{L}\mathbf{F})\boldsymbol{\varepsilon}^T + \boldsymbol{\varepsilon}\boldsymbol{\varepsilon}^T] \quad (20)$$

$$\Sigma = \underbrace{\mathbf{L} E(\mathbf{F}\mathbf{F}^T) \mathbf{L}^T}_1 + \underbrace{E(\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{F}^T) \mathbf{L}^T}_0 + \underbrace{\mathbf{L} E(\mathbf{F}\boldsymbol{\varepsilon}^T)}_0 + \underbrace{E(\boldsymbol{\varepsilon}\boldsymbol{\varepsilon}^T)}_{\Psi} = \mathbf{L}\mathbf{L}^T + \Psi \quad (21)$$

onde Ψ é a matriz diagonal formada pelas variâncias específicas ψ_i , tal que $\psi_i = \sigma_i^2 - h_i^2$. O termo h_i^2 denomina-se comunalidade e é calculado como a soma de quadrados dos carregamentos fatoriais associados à i -ésima variável dos m fatores comuns.

O conjunto original das características de interesse pode então ser representado por fatores não correlacionados constituindo os *Escores fatoriais*, representados pelos dados originais padronizados \mathbf{Z} e a matriz de carregamentos \mathbf{L} , conforme a Equação 22.

$$\mathbf{F} = \mathbf{Z}[\mathbf{L}(\mathbf{L}^T \mathbf{L})^{-1}] \quad (22)$$

De acordo com Thurstone (1947) e Cattell (1978), uma maneira de simplificar os dados dos fatores, constituindo uma estrutura de entendimento mais favorável e relevante, é através da rotação dos eixos dos fatores. Neste caso, $\mathbf{L}^* = \mathbf{L}\mathbf{T}$, onde $\mathbf{T}\mathbf{T}^T = \mathbf{T}^T \mathbf{T} = \mathbf{I}$. Esta transformação não altera as comunalidades h_i^2 e as variâncias específicas ψ_i (JOHNSON & WICHERN, 2007).

O procedimento de rotação mais eficaz foi sugerido por Kaiser (JOHNSON & WICHERN, 2007), e é conhecido como critério *Varimax*. Nesta abordagem, os carregamentos

fatoriais rotacionados são escalonados pela raiz quadrada das comunalidades, produzindo $\tilde{\ell}_{ij}^* = \hat{\ell}_{ij}^*/\hat{h}_i$. Assim, o critério *Varimax* seleciona uma matriz ortogonal T que:

$$\text{Max } V = \frac{1}{p} \sum_{j=1}^m \left[\sum_{i=1}^p \tilde{\ell}_{ij}^{*4} - \left(\sum_{i=1}^p \tilde{\ell}_{ij}^{*2} \right)^2 / p \right] \quad (23)$$

Assim, as $p \times m$ variáveis predictoras $\tilde{\ell}_{ij}^*$ da função objetivo V serão as estimativas dos carregamentos fatoriais rotacionados.

3.4. OTIMIZAÇÃO MULTI-OBJETIVO

A otimização de problemas com múltiplos objetivos consiste em obter uma solução ótima com vários termos sujeitos a um conjunto de restrições (LOPES, 2015). No entanto, às vezes, alguns dos termos da função objetivo têm metas opostas e melhorar uma delas consiste em piorar a outra. Neste contexto, a otimização com múltiplos objetivos é considerada por Zavala *et al.* (2014) como uma das ferramentas mais valiosas.

3.4.1. Erro Quadrático Médio

O erro quadrático médio (MSE - *Mean Square Error*) é uma abordagem utilizada por diversos pesquisadores, Vining & Myers (1990), Lin & Tu (1995), Köksoy & Yalcinoz (2006), Köksoy (2006, 2008) e Kovach & Cho (2009), na otimização simultânea da média e da variância para múltiplas características de interesse independentes e não correlacionadas.

O MSE apresenta-se como uma função objetivo, $\text{Min} [\hat{y}(x) - T]^2 + \sigma^2(x)$, sujeita apenas à restrição do espaço experimental (LIN & TU, 1995; KAZEMZADEH *et al.*, 2008; KOVACH & CHO, 2009; SHIN *et al.*, 2011; PAIVA *et al.*, 2012).

Supondo que a média e a variância de uma característica de interesse possam ter diferentes graus de importância, a função objetivo MSE pode assumir a forma ponderada $\text{MSE}_w = w_1 \cdot [\hat{y}(x) - T]^2 + w_2 \cdot \sigma^2(x)$, onde os pesos w_1 e w_2 são constantes positivas pré-especificadas (BOX & JONES, 1992; LIN & TU, 1995; TANG & XU, 2002; KAZEMZADEH *et al.*, 2008). De acordo com Tang & Xu (2002), estes pesos também podem ser escolhidos a

partir de diferentes combinações convexas, de tal modo que $w_1 + w_2 = 1$, com w_1 e $w_2 > 0$, gerando um conjunto de soluções viáveis e não dominadas, conhecidas como Pareto-ótimas.

Como sugerido por Yang & Sen (1996) e Busacca *et al.* (2001), o critério MSE pode ser estendido para problemas multi-objetivos, bastando-se para isto a utilização de um operador de aglutinação para as funções objetivo, tal como as somas ponderadas. De acordo com Brito (2015), o método das somas ponderadas apresenta-se como um operador de aglutinação com o qual são estabelecidos pesos para as funções objetivo de interesse enquanto se cria uma única função objetivo para otimização, ou seja, o operador de aglutinação transforma um problema multi-objetivo em um problema de uma única função objetivo, considerando, ainda, o grau de importância de cada função original. Segundo Brito (2015), esta abordagem é interessante, pois permite aos conhecedores do processo uma maior interação com as entradas e as saídas deste, de acordo com suas necessidades práticas. Assim, conforme proposto por Köksoy (2006), se diferentes graus de importância forem atribuídos a cada MSE, a função objetivo se torna:

$$MSE_T = \sum_{i=1}^p w_i \cdot MSE_i = \sum_{i=1}^p w_i \cdot [(\hat{y}_i - T_i)^2 + \hat{\sigma}_i^2] \quad (24)$$

Partindo-se do princípio que cada parte da função objetivo MSE possa ter um peso diferente, ou seja, a minimização da variância pode ser tão importante quanto a minimização do deslocamento da média e vice-versa, a função objetivo pode ser escrita conforme proposto por Köksoy & Yalcinoz (2008):

$$MSE_T = \sum_{i=1}^p [w_i \cdot (\hat{y}_i - T_i)^2 + (1 - w_i) \cdot \hat{\sigma}_i^2] \quad (25)$$

Conforme representado pela Equação 25, as somas ponderadas são amplamente utilizadas para gerar soluções em problemas multi-objetivos atribuindo pesos aos parâmetros e formando, assim, um conjunto de soluções viáveis e não dominadas, conhecido como fronteira de Pareto (GOVINDALURI & CHO, 2007; SHIN *et al.*, 2011; BOYLAN *et al.*, 2013; BRITO *et al.*, 2016). No entanto, segundo Shukla & Deb (2007) e Vahidinasab & Jadid (2010), o método de somas ponderadas apresenta algumas desvantagens, como: (i) a variação sistemática dos pesos não garante uma boa diversidade do conjunto de soluções; (ii) pequenas alterações no peso podem causar mudanças drásticas no conjunto de soluções e grandes alterações no peso podem resultar em mudanças praticamente imperceptíveis; (iii) incapacidade de encontrar uma

distribuição uniforme das soluções Pareto-ótimas mesmo se a distribuição dos pesos for uniforme; (iv) se o conjunto de soluções de Pareto não for convexo, a fronteira de Pareto passa a ser não convexa e descontínua, formando *clusters* de soluções Pareto-ótimas em regiões de grande curvatura, porém, descontínuas no espaço de solução, típico de problemas mal condicionados.

Desta forma, para contornar as desvantagens inerentes ao método das somas ponderadas, Das & Dennis (1998) propuseram o método da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*), mostrando ser possível a construção de fronteiras de Pareto contínuas e uniformemente distribuídas, independentemente da distribuição de pesos ou das escalas relativas entre as diferentes funções objetivo. A Figura 20 ilustra a diferença entre as fronteiras de Pareto obtidas com os mesmos parâmetros pelos métodos das somas ponderadas (MSE_T) e NBI.

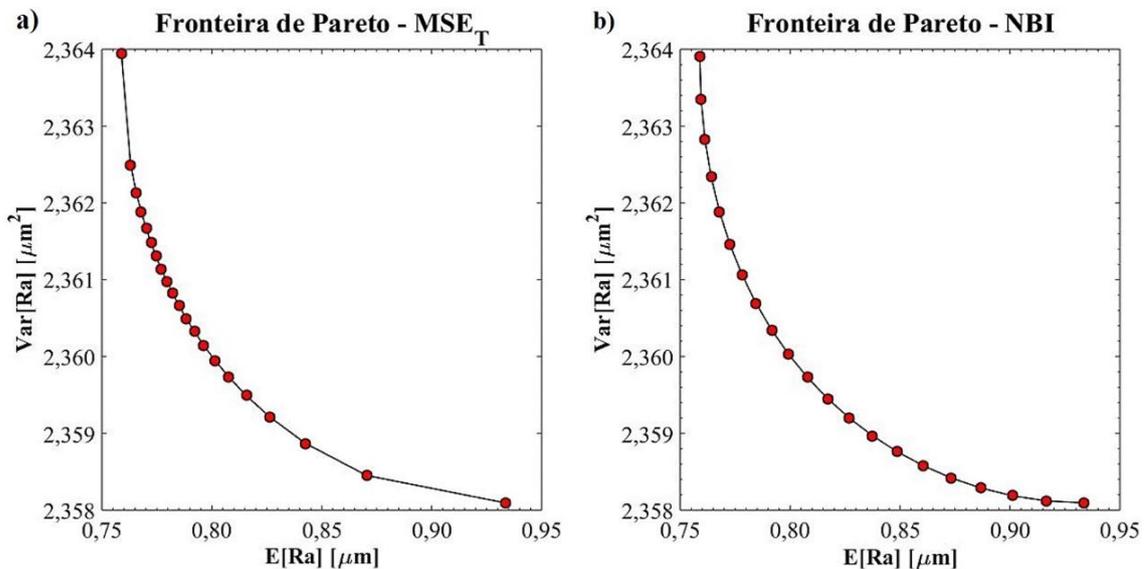


Figura 20. Fronteiras de Pareto a) MSE_T ; b) NBI (Fonte: autoria própria).

3.4.2. Método da Interseção Normal à Fronteira

De acordo com Ganesan *et al.* (2013), na otimização de engenharia de fabricação, muitas vezes é encontrado um cenário multi-objetivo, onde cada um dos objetivos retrata diferentes aspectos do problema. Assim, é muito importante que o engenheiro tenha acesso a múltiplas opções de solução antes de selecionar a melhor. Os números escalares (ou pesos) são utilizados para consignar compromissos relativos aos objetivos durante o procedimento de agregação. Deste modo, são geradas alternativas de opções de solução quase ótimas para vários valores dos escalares.

Nos projetos e otimizações multidisciplinares que ocorrem nas indústrias, muitos critérios diferentes como desempenho, custo de fabricação e vida de um processo ou produto, devem ser otimizados simultaneamente (UTYUZHNIKOV *et al.*, 2009). Segundo Brito (2015) e Campos (2015), em geral, todo processo ou produto apresenta múltiplas características de interesse que devem ser atendidas. Assim, para se obter a otimização simultânea destas características de interesse é muito comum utilizar-se de uma função de aglutinação capaz de representar múltiplos objetivos de otimização. Baseando-se nesta função de aglutinação, um algoritmo de busca será capaz de localizar os pontos ótimos de acordo com as prioridades do processo ou produto. Um projeto ótimo em problemas reais é aquele capaz de atender às várias metas (funções objetivo) pré-estabelecidas e satisfazer as várias restrições impostas. Uma classe de estratégias, baseada no conceito da denominada fronteira de Pareto, constitui a abordagem adequada para esta classe de problemas de otimização multi-objetivo.

O método da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*) é um algoritmo de otimização desenvolvido para encontrar um conjunto de soluções Pareto-ótimas igualmente espaçadas e uniformemente distribuídas para problemas multi-objetivos não lineares (DAS & DENNIS, 1998; JIA & IERAPETRITOU, 2007; SHUKLA & DEB, 2007; GANESAN *et al.*, 2013; LOPES *et al.*, 2016).

De acordo com Vahidinasab & Jadid (2010), o primeiro passo a ser executado no método NBI compreende o cálculo dos elementos da matriz denominada *pay-off* (Φ), que representa os valores ótimos encontrados para as múltiplas funções objetivo quando minimizadas individualmente. O vetor de solução que minimiza individualmente a i -ésima função objetivo $f_i(x)$, é representado por x_i^* , de modo que o valor mínimo da função objetivo $f_i(x)$ neste ponto seja $f_i^*(x_i^*)$. Assim, quando se substitui o ponto de ótimo individual x_i^* , obtido na otimização da i -ésima função objetivo, nas demais funções objetivo, tem-se $f_i(x_i^*)$, que representa, geralmente, um valor não-ótimo para estas funções. De acordo com Das & Dennis (1998), repetindo-se este algoritmo para todas as funções objetivo, tem-se a matriz *pay-off* (Φ), que pode ser representada como:

$$\Phi = \begin{bmatrix} f_1^*(x_1^*) & \cdots & f_1(x_i^*) & \cdots & f_1(x_m^*) \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_i(x_1^*) & \cdots & f_i^*(x_i^*) & \cdots & f_i^*(x_m^*) \\ \vdots & & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_m(x_1^*) & \cdots & f_m(x_i^*) & \cdots & f_m^*(x_m^*) \end{bmatrix} \quad (26)$$

Cada coluna da matriz *pay-off* (Φ) corresponde a uma solução ótima, assim, seus elementos representam a avaliação de cada função objetivo na solução ótima das outras funções objetivo. Por outro lado, cada linha da matriz *pay-off* (Φ) representa uma função objetivo.

Assim, cada linha da matriz *pay-off* (Φ) contém os valores limites (máximos e mínimos) de cada função objetivo (VAHIDINASAB & JADID, 2010). No método NBI, estes valores podem ser utilizados para normalizar as funções objetivo, principalmente quando estas funções são representadas por escalas ou unidades diferentes (JIA & IERAPETRITOU, 2007; UTYUZHNIKOV *et al.*, 2009; BRITO *et al.*, 2014). O vetor que contém o conjunto dos valores ótimos individuais das múltiplas funções objetivo, $f^U = [f_1^*(x_1^*) \dots, f_i^*(x_i^*), \dots, f_m^*(x_m^*)]^T$, é denominado ponto de Utopia, e os valores ótimos de cada função objetivo se encontram na diagonal principal da matriz *pay-off* (Φ). Por outro lado, o vetor que contém o conjunto dos valores máximos (não-ótimos) individuais das múltiplas funções objetivo, $f^N = [f_1^N \dots, f_i^N, \dots, f_m^N]^T$, é denominado ponto Nadir (ARONÉS, 2009; VAHIDINASAB & JADID, 2010).

De acordo com Aronés (2009) e Vahidinasab & Jadid (2010), as funções objetivo normalmente apresentam diferentes ordens de magnitude ou significados físicos. Assim, em geral, faz-se necessária a transformação destas funções objetivo para que o problema possa ser analisado em um espaço de objetivos normalizados. A normalização das funções objetivo é uma transformação que converte o intervalo da função objetivo ao intervalo $[0,1]$. Esta transformação é realizada para cada função objetivo $f_i(x)$, considerando as coordenadas dos pontos Nadir e de Utopia. A partir destes dois conjuntos de pontos extremos, é possível realizar a normalização das funções objetivo, de acordo com a Equação 27:

$$\bar{f}(x) = \frac{f_i(x) - f_i^U}{f_i^N - f_i^U}, \quad i = 1, 2, 3, \dots, m. \quad (27)$$

Assim, a matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$), pode ser representada como:

$$\bar{\Phi} = \begin{bmatrix} \bar{f}_1 & \cdots & \bar{f}_1 & \cdots & \bar{f}_1(x_m^*) \\ \vdots & \ddots & \vdots & & \vdots \\ \bar{f}_i & \cdots & \bar{f}_i & \cdots & \bar{f}_i(x_m^*) \\ \vdots & & \vdots & \ddots & \vdots \\ \bar{f}_m(x_1^*) & \cdots & \bar{f}_m(x_i^*) & \cdots & \bar{f}_m(x_m^*) \end{bmatrix} \quad (28)$$

Segundo Aronés (2009), a normalização da matriz *pay-off* (Φ), isto é, a normalização de cada elemento da matriz *pay-off* (Φ), faz com que a diagonal principal da matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$), seja composta somente de valores zero (0). Os outros elementos da matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$) terão valores entre zero (0) e um (1). Desta forma, o ponto de Utopia normalizado \bar{f}^U e o ponto Nadir normalizado \bar{f}^N são definidos como: $\bar{f}^U = (0, 0, \dots, 0)$ e $\bar{f}^N = (1, 1, \dots, 1)$. Assim, um problema com duas funções objetivo tem ponto de Utopia normalizado $\bar{f}^U = (0, 0)$, ponto Nadir $\bar{f}^N = (1, 1)$ e pontos de âncora $f_1 = (0, 1)$ e $f_2 = (1, 0)$. De acordo

com Aronés (2009), existe um ponto de âncora para cada função objetivo no espaço de objetivos. O i -ésimo ponto de âncora tem como coordenadas os valores das funções objetivo avaliadas na melhor solução obtida quando a função objetivo $f_i(x)$ é otimizada individualmente. As coordenadas do i -ésimo ponto de âncora podem ser extraídas da i -ésima coluna da matriz *pay-off*.

De acordo com Vahidinasab & Jadid (2010), as combinações convexas de cada linha da matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$) formam a Envoltória Convexa de Mínimos Individuais (CHIM - *Convex Hull of Individual Minima*), ou ainda, de acordo com Utyuzhnikov *et al.* (2009), a linha de Utopia, conforme ilustra a Figura 21. Ressalta-se que uma distribuição igualmente espaçada de pontos ao longo da linha de utopia não garante uma distribuição uniforme de pontos na fronteira de Pareto.

A Figura 21 ilustra como o método NBI funciona. Os pontos a , b e e são pontos genéricos na linha de Utopia, calculados a partir da matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$), que sofrerão deslocamentos a partir dos pesos aplicados. O vetor D é normal ao plano utópico. Considerando um conjunto de valores convexas para os pesos, w , tem-se que $\bar{\Phi}w_i$, representará um ponto na linha de utopia. Fazendo \hat{n} denotar um vetor unitário normal à linha de utopia nos pontos $\bar{\Phi}w_i$, na direção da origem; então $\bar{\Phi}w + D\hat{n}$, com $D \in R$, representará o conjunto de pontos no espaço de solução entre a linha de utopia e a fronteira de Pareto (JIA & IERAPETITOU, 2007; SHUKLA & DEB, 2007).

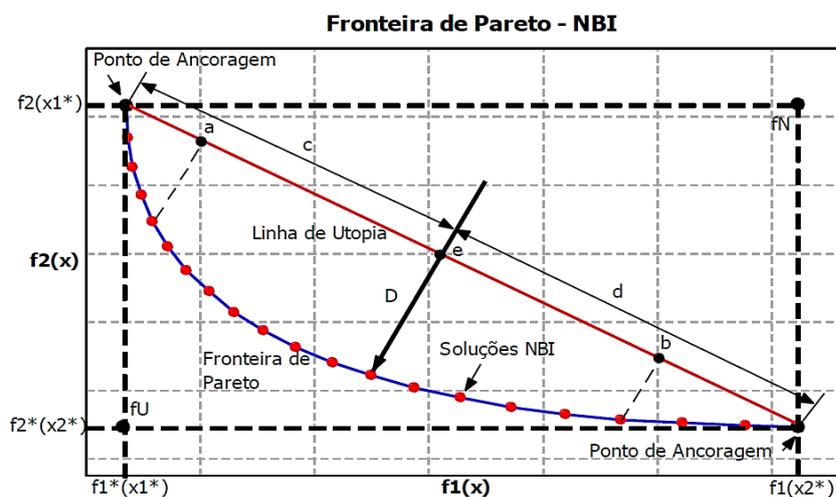


Figura 21. Método da interseção normal à fronteira - NBI (adaptado de Brito *et al.*, 2014).

O ponto de interseção do vetor normal com a fronteira da região viável que for mais próximo da origem, corresponderá à maximização da distância entre a linha de utopia e a fronteira de Pareto. Deste modo, o método NBI pode ser escrito como um problema de programação não linear restrita, tal que:

$$\text{Max}_{(x,t)} D$$

Sujeito a:

$$\bar{\Phi}w + D\hat{n} = \bar{F}(x) \quad (29)$$

$$x \in \Omega$$

onde D é um vetor a ser maximizado, $\bar{\Phi}$ corresponde a uma matriz *pay-off* normalizada, w corresponde ao peso e Ω corresponde à uma região experimental viável.

O problema de otimização representado pelo sistema da Equação 29 pode ser resolvido iterativamente para diferentes valores de peso, w , o que gera, por conseguinte, uma fronteira de Pareto igualmente espaçada. Uma escolha comum é fazer $w_n = 1 - \sum_{i=1} w_i$ (JIA & IERAPETITOU, 2007). Por uma questão de simplificação, o parâmetro conceitual D pode ser algebricamente eliminado da Equação 29, dado que ele está tanto na função objetivo quanto nas restrições de igualdade. Para o caso bidimensional, esta expressão simplificada pode ser reescrita como:

$$\text{Min } \bar{f}_1(x)$$

Sujeito a:

$$\bar{f}_1(x) - \bar{f}_2(x) + 2w - 1 = 0 \quad (30)$$

$$g_j(x) \geq 0$$

$$0 \leq w \leq 1$$

onde $\bar{f}_1(x)$ e $\bar{f}_2(x)$ representam duas funções objetivo normalizadas.

Ressalta-se que $\bar{f}_1(x)$ e $\bar{f}_2(x)$ poderiam ser, respectivamente, uma equação de média e outra de variância ou funções multivariadas (MMSE - *Multivariate Mean Square Error*) (PAIVA *et al.*, 2009; PAIVA *et al.*, 2012; GOMES *et al.* 2013; PAIVA *et al.*, 2014) representativas de um bloco de médias e de um bloco de variâncias, respectivamente.

De acordo com Logist & Van Impe (2012), para um caso tridimensional, a Equação 29 pode ser reescrita como:

$$\text{Min } \bar{f}_3(x)$$

Sujeito a:

$$\bar{f}_1(x) - \bar{f}_3(x) + w_1 - w_3 = 0$$

$$\bar{f}_2(x) - \bar{f}_3(x) + w_2 - w_3 = 0 \quad (31)$$

$$g_j(x) \geq 0$$

$$w_i \geq 0, \quad i = 1, 2, 3.$$

$$\sum w_i = 1, \quad i = 1, 2, 3.$$

onde $\bar{f}_1(x)$, $\bar{f}_2(x)$ e $\bar{f}_3(x)$ representam três funções objetivo normalizadas.

4.MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são apresentados os equipamentos, os corpos de prova, as ferramentas de corte, as variáveis de controle, as variáveis de ruído, as características de interesse, os procedimentos e as metodologias utilizadas na execução dos experimentos deste trabalho.

Os procedimentos experimentais de fabricação, de tratamento térmico e de medição de dureza dos corpos de prova foram realizados nos Laboratórios de Usinagem e de Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São João del-Rei - UFSJ. Os procedimentos experimentais de análise química do aço ABNT H13 foram realizados no Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais do SENAI de Itaúna-MG. Os procedimentos experimentais de fresamento, as medições da força de usinagem, da rugosidade dos corpos de prova e da taxa de remoção de material, além do monitoramento do desgaste das ferramentas de corte, foram realizados no Laboratório de Manufatura e Automação do Instituto de Engenharia de Produção e Gestão da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI.

4.1.EQUIPAMENTOS, MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

Para a execução dos experimentos de fresamento foi utilizado um centro de usinagem vertical *ROMI® D 600*, que possui curso longitudinal da mesa (eixo X) de 600 mm, latitudinal (eixo Y) de 530 mm e 580 mm no curso do cabeçote (eixo Z). Este centro de usinagem possui um cabeçote vertical com cone do eixo-árvore ISO 40, avanço rápido de 30 m/min nos três eixos de programação (X, Y e Z), potência máxima no eixo-árvore de 15 kW, rotação máxima de 10.000 rpm e comando numérico *GE® FANUC Oi-MD*, como ilustra a Figura 22a.

O porta-ferramentas utilizado foi um cabeçote multiplicador de rotação *OMG® MO10.ER16.MAS403.BT40*, com relação de multiplicação de rotação de 1:6 e rotação máxima de 22.000 rpm, conforme ilustra a Figura 22b. Foi também utilizada uma pinça ER16 fornecida pela *Sanches Blanes®*.



Figura 22. a) Centro de usinagem ROMI[®] D 600 (Fonte: autoria própria); b) Cabeçote multiplicador de rotação OMG[®] MO10.ER16.MAS403.BT40 (adaptado de <<http://www.omgamerica.com/usa-drilling-systems/mo-r19/mo10-us>>, acesso em 14 de novembro de 2017).

As ferramentas de corte utilizadas foram fresas de topo esférico, inteiriças, da linha CoroMill[®] Plura Ball Nose, código ISO R216.42-06030-AK10G, classe GC 1610, com 6 mm de diâmetro, duas arestas de corte, ângulo de hélice de 30°, ângulo de saída axial de 1,5° e ângulo de saída radial de 1,5°. Estas ferramentas são fabricadas pela Sandvik Coromant[®] e estão ilustradas na Figura 23.

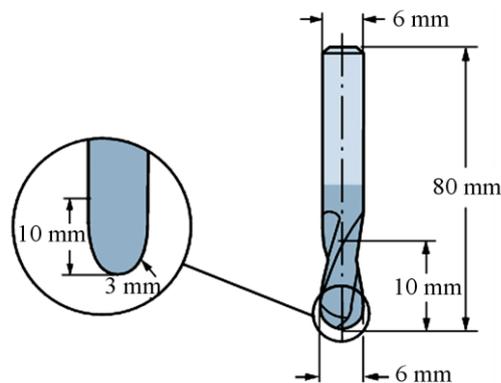


Figura 23. Fresa CoroMill[®] Plura Ball Nose, ISO R216.42-06030-AK10G (adaptado de <https://doc.coromant.sandvik.com/product/tibp_pic/preview/111901.jpg>, acesso em 14 de novembro de 2017).

De acordo com Sandvik Coromant (2005) e Landi (2018), a classe de ferramentas GC 1610 apresenta alta dureza e boa resistência ao desgaste. O substrato é composto por metal duro de grãos ultrafinos, revestido com uma camada de 5 μm de TiAlN pelo processo de deposição física de vapor (PVD - *Physical Vapor Deposition*), de alta resistência ao desgaste em altas temperaturas. Esta classe de ferramentas é a mais indicada para aplicações de acabamento e semi-acabamento em condições sem refrigeração. A Tabela 6 apresenta mais informações sobre o substrato das ferramentas de corte utilizadas.

Tabela 6. Composição química e propriedades do substrato das ferramentas de corte
(Fonte: Landi, 2018).

Classe	% em volume na composição química							Propriedades	
	Co	WC	TaC	NbC	TiC	TiN	Cr ₃ C ₂	Densidade [g/cm ³]	Dureza [HV3]
GC 1610	11,6	86,8	-	-	-	-	1,6	14,4	1875

Os corpos de prova utilizados nos experimentos são de aço ferramenta para trabalho a quente, ABNT H13. Este é um aço ligado ao cromo, molibdênio e vanádio, temperável em óleo ou ar, de excelente tenacidade, alta resistência mecânica e boa resistência ao desgaste em temperaturas elevadas. Além disso, apresenta boa resistência à fadiga térmica/mecânica, resistência ao choque térmico e ao amolecimento pelo calor (GABARDO, 2008; GGD METALS, 2015; FAVORIT, 2018). Através de uma análise química de espectrometria ótica, determinou-se a composição química do aço ABNT H13, apresentada na Tabela 7.

Tabela 7. Composição química do aço ABNT H13 (Fonte: autoria própria).

% em peso na composição química							
C	Mn	Si	Cr	Mo	V	Fe	Outros
0,48	0,43	0,96	5,08	1,11	0,87	90,57	0,50

As dimensões dos corpos de prova são de 20 x 20 x 13,5 mm. Para obtenção destas dimensões, os corpos de prova foram serrados e fresados, passaram por tratamentos térmicos e, posteriormente, tiveram suas faces superior e inferior retificadas, objetivando eliminar saliências e produzir um paralelismo preciso entre estas faces.

De acordo com Villares Metals (2006), Itaraí (2012), GGD Metals (2015) e Favorit (2018), o aço ABNT H13 é comumente empregado na confecção de matrizes para forjamento a quente em prensas, moldes para a injeção de plásticos, ferramentas para corte a quente, matrizes para fundição de ligas de alumínio, chumbo, estanho e zinco, e ferramentas para extrusão de ligas leves. Este aço pode suportar temperaturas de trabalho relativamente altas de 315 a 650 °C (COLDWELL *et al.*, 2003). Desta forma, o aço ABNT H13 é geralmente tratado termicamente com têmpera para aumentar a dureza e a resistência mecânica, e revenido para corrigir a dureza excessiva devido a têmpera. De acordo com Coldwell *et al.* (2003), a dureza de utilização do aço ABNT H13 normalmente varia entre 48 e 52 HRC.

Os corpos de prova utilizados nos experimentos deste trabalho foram tratados termicamente com têmpera e revenido. Para isto foi utilizado um forno mufla JUNG® LF4212, que pode atingir temperatura máxima de 1.200 °C, possui potência máxima de 5 kW e um

programador de controle *Novus*[®] *NI200*. Conforme recomendam Villares Metals (2006), Itaraí (2012) e GGD Metals (2015), a realização da têmpera se deu com temperatura de austenitização de 1.030 °C e resfriamento pós têmpera em óleo aquecido e agitado. Foram utilizados 15 litros de óleo mineral com aditivação antioxidante, na temperatura de 70 °C. O aquecimento do óleo foi realizado utilizando-se um ebulidor *IMC*[®] *101*, com potência de 1 kW e o controle da temperatura do óleo se deu com a utilização de um termômetro *Incoterm*[®] *L-054/07*.

A Figura 24a ilustra o ciclo térmico de têmpera ao qual os corpos de prova foram submetidos. Conforme recomenda GGD Metals (2015), durante o aquecimento para a austenitização do aço ABNT H13, dois pré-aquecimentos foram realizados, a fim de garantir a homogeneidade da temperatura e minimizar possíveis distorções nos corpos de prova.

Após a realização da têmpera, os corpos de prova foram revenidos duas vezes, consecutivamente. A temperatura de cada revenido foi de 500 °C, sendo os corpos de prova posteriormente resfriados ao ar ambiente, com temperatura de 23°C. A Figura 24b ilustra o ciclo térmico do revenido ao qual os corpos de prova foram submetidos.

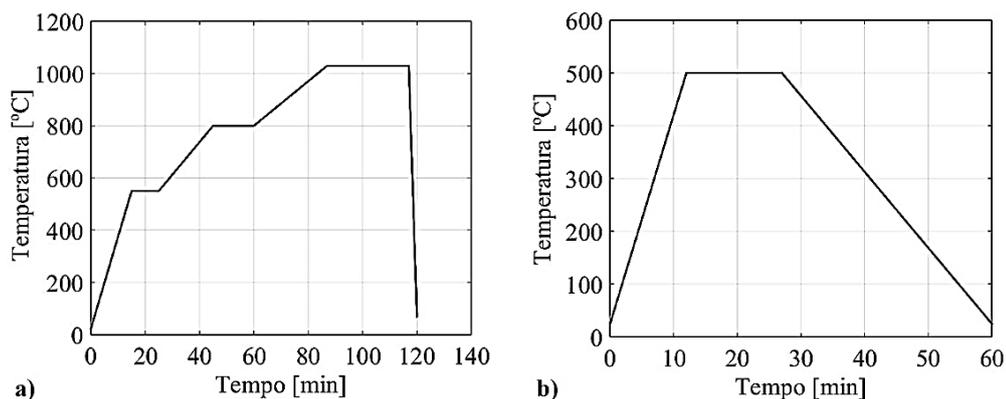


Figura 24. Ciclos térmicos. a) Têmpera; b) Revenido (Fonte: autoria própria).

Após os corpos de prova terem sido tratados termicamente com têmpera e revenido, foram realizadas as medições de dureza dos mesmos. De acordo com a norma ASTM E18-15 (2015), para as medições de dureza dos corpos de prova foram utilizados um durômetro *WPM*[®], um indentador de diamante e a carga de 150 kgf. Foram realizadas cinco medições de dureza em cada corpo de prova, sendo o valor médio destas medidas o valor considerado. Assim, verificou-se que os corpos de prova apresentaram valores de dureza de $50 \pm 1,4$ HRC.

Um dos fatores de ruído avaliados neste trabalho, o ponto de contato entre a ferramenta de corte e a peça, isto é, o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), apresenta grande influência na velocidade de corte, na formação dos cavacos, na rugosidade das peças e nos esforços de corte em operações de fresamento com ferramentas de topo esférico (SOUZA, 2004; ARRUDA *et al.*, 2014; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a; MA *et al.*, 2018a). Assim,

para a fixação dos corpos de prova e a realização dos experimentos de fresamento com diferentes ângulos de inclinação (δ), um dispositivo desenvolvido e fabricado por Arruda *et al.* (2012a) foi utilizado. A Figura 25 ilustra este dispositivo.

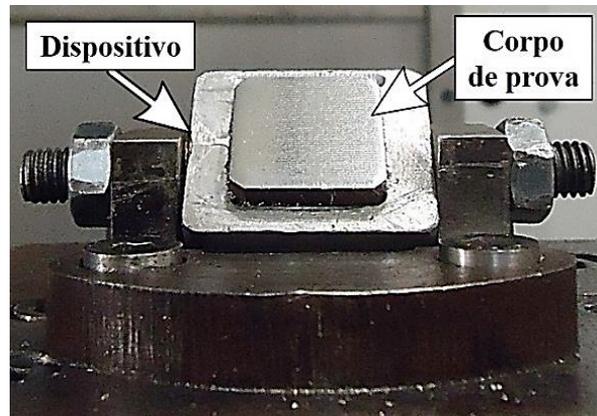


Figura 25. Dispositivo utilizado para fixação dos corpos de prova (Fonte: autoria própria).

A fixação dos corpos de prova no dispositivo e na inclinação desejada se deu com a utilização de dois parafusos Allen sem cabeça M8 x 1,25 com 30 mm de comprimento, sextavado interno e ponta cônica, duas porcas sextavadas M8 e com o auxílio de “gabaritos” previamente fabricados em alumínio, que possuem superfícies com as inclinações (δ) utilizadas nos experimentos. A Figura 26 ilustra os três gabaritos utilizados para facilitar a fixação dos corpos de provas nas inclinações (δ) de cada experimento.

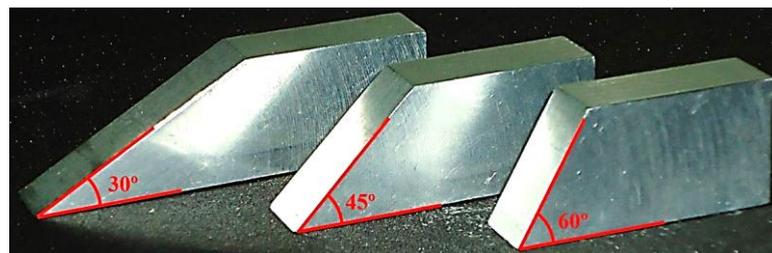


Figura 26. Gabaritos utilizados para fixação dos corpos de provas (Fonte: autoria própria).

Visando evitar falsos valores de profundidade axial de corte, que poderiam ocorrer devido a fixação dos corpos de prova se dar por parafusos e porcas, e garantir o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), que poderia apresentar alguma pequena variação devido à fixação dos corpos de prova ser manual, todos os corpos de prova, após serem fixados nas inclinações correspondentes à seus experimentos, tiveram suas superfícies inclinadas previamente fresadas, isto é, foram dados passes de corte sobre a superfície a ser usinada até garantir que a mesma estivesse “limpa”, com o ângulo de inclinação (δ) correto. Estas operações de fresamento foram

realizadas com as ferramentas de corte nas mesmas configurações (comprimento em balanço e nível de desgaste) que foram utilizadas nos respectivos experimentos, utilizando-se exclusivamente da estratégia de corte *raster* e dos seguintes parâmetros de usinagem: avanço de 0,065 mm/dente, profundidade axial de corte de 0,020 mm, profundidade radial de corte de 0,100 mm e velocidade de corte de 145 m/min.

As três características de interesse do processo de fresamento avaliadas neste trabalho, são: a rugosidade dos corpos de prova, a força de usinagem e a taxa de remoção de material. As medições de rugosidade dos corpos de prova foram realizadas utilizando-se de um rugosímetro portátil *Mitutoyo® Surftest SJ 400*, aferido com auxílio de uma superfície de referência de precisão fornecida pela *Mitutoyo®*, como ilustra a Figura 27.

Para as medições de rugosidade dos corpos de prova, o rugosímetro foi configurado com comprimento de amostragem (*cut-off*) igual a 0,80 mm (ABNT NBR 4287/2002). Além disso, antes de cada medição, era realizado o nivelamento do apalpador com a superfície a ser medida, conforme ilustra a Figura 27c.

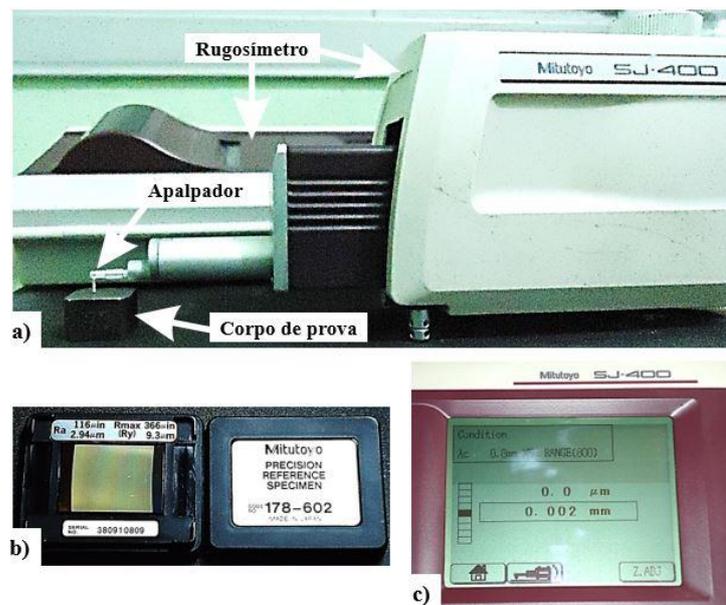


Figura 27. a) Configuração utilizada para as medições de rugosidade; b) Superfície de referência de precisão; c) Nivelamento do apalpador (Fonte: autoria própria).

O parâmetro de rugosidade R_a é o mais utilizado na indústria (SILVA NETO, 2012) e representa o desvio aritmético médio do perfil de rugosidade. Assim, neste trabalho, a rugosidade dos corpos de prova foi avaliada através do parâmetro R_a , medida na direção do eixo X do centro de usinagem, isto é, na direção longitudinal ao avanço. Para cada experimento, nove medições de rugosidade foram realizadas, sendo o valor médio destas medições utilizado no tratamento estatístico dos dados.

Como citado por Souza *et al.* (2013) e verificado na Equação 6, a força de usinagem (F_u) pode ser obtida através das componentes F_x , F_y e F_z medidas em um dinamômetro. Assim, para o monitoramento e aquisição dos sinais das componentes da força de usinagem foi utilizado um dinamômetro piezoelétrico estacionário *Kistler*[®] 9257BA com três canais, um amplificador de sinais *Kistler*[®] 5233A e o software *DynoWare* também fornecido pela *Kistler*[®]. Para garantir o alinhamento do dinamômetro com os eixos X, Y e Z do centro de usinagem foram utilizados um relógio comparador *KINGTOOLS*[®] 506.700, com faixa de medição de 0-10 mm, graduação/resolução de 0,01 mm e exatidão de $\pm 13 \mu\text{m}$ e um suporte magnético com ajuste fino *DIGIMESS*[®] 270.240, conforme ilustra a Figura 28.

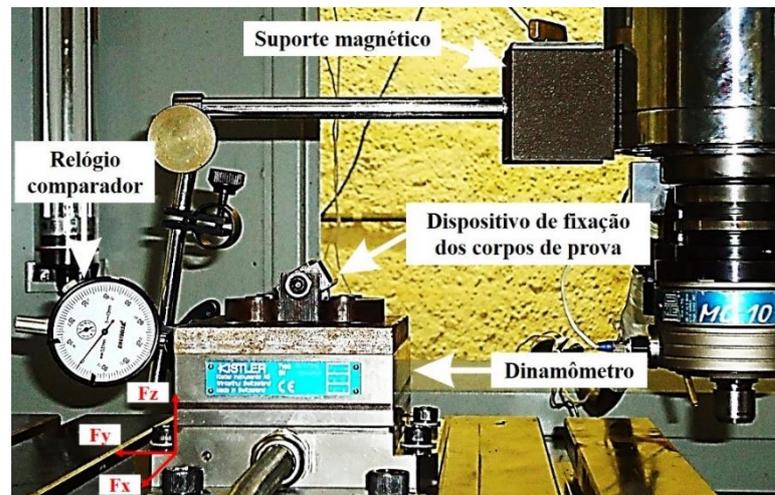


Figura 28. Configuração utilizada para conferir o alinhamento do dinamômetro com os eixos X, Y e Z do centro de usinagem (Fonte: autoria própria).

Vários eventos no fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico podem ser entendidos através do monitoramento das componentes da força de usinagem, como os deslocamentos/vibração da ferramenta, a deflexão da ferramenta, a precisão dimensional e a qualidade da superfície usinada (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2002a, 2007; BAGCI & YÜNCÜOĞLU, 2017; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2014, 2018a, 2018b). Assim, as componentes da força de usinagem devem ser medidas e tratadas convenientemente para serem analisadas.

De acordo com Lauro *et al.* (2014), vários pesquisadores têm empregado técnicas de processamento de sinais para entender os fenômenos que ocorrem nos processos de usinagem. Uma destas técnicas é a Transformada de Wavelet, que tem sido aplicada com sucesso em muitas pesquisas de engenharia e pode ser igualmente aplicada para monitorar processos de fresamento, como realizado por Kasashima *et al.* (1995), Shao *et al.* (2011), Cao *et al.* (2013), Zhang *et al.* (2016) e Yang *et al.* (2019). Desta forma, como ilustra a Figura 29, para classificar o sinal da força de usinagem, a Transformada de Wavelet foi empregada em todos os experimentos, com o mesmo nível de refinamento.

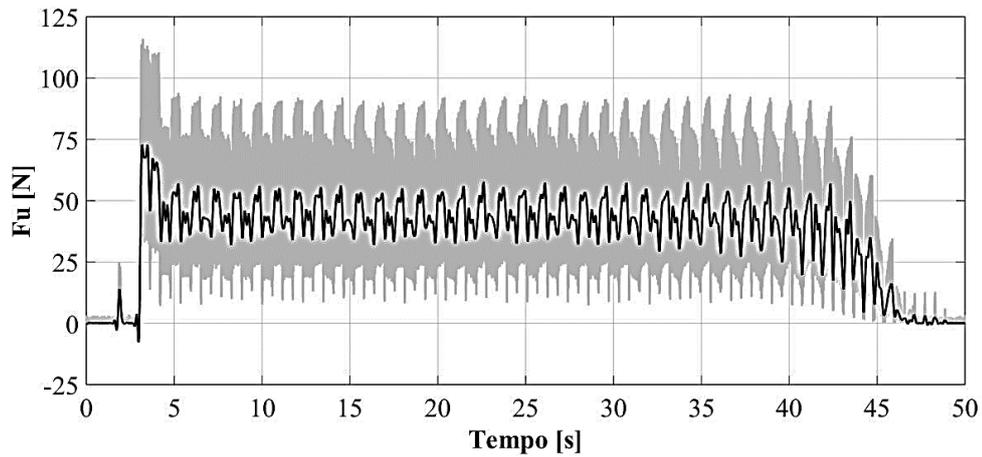


Figura 29. Processamento do sinal da força de usinagem (Fonte: autoria própria).

Para o tratamento estatístico dos dados da força de usinagem, duas pequenas seções, uma no início e outra no final do sinal adquirido, foram descartadas. Estas seções representam o início do corte, ou seja, quando a ferramenta de corte entra em contato com o corpo de prova, e o final do corte, quando a ferramenta de corte está terminando a usinagem, apresentando um menor contato com o corpo de prova. Além disso, os valores da força de usinagem utilizados no tratamento estatístico dos dados foram obtidos através da média aritmética dos máximos e mínimos picos do sinal, conforme ilustra a Figura 30.

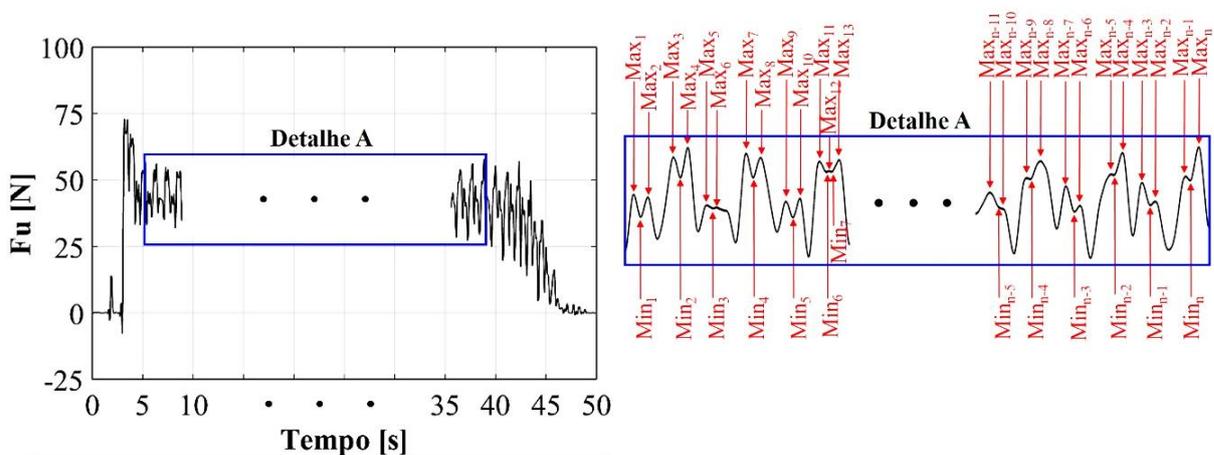


Figura 30. Definição dos máximos e mínimos picos do sinal (Fonte: autoria própria).

De acordo com Wojciechowski *et al.* (2017), a taxa de remoção de material no processo de fresamento com ferramentas de topo esférico, não depende apenas dos parâmetros de corte (a_p , a_e , f_z e v_c), mas também do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ). Assim, para avaliar a produtividade do processo, a taxa de remoção de material foi calculada para todos os experimentos utilizando-se das Equações 7 e 8.

Selecionado como um dos fatores de ruído avaliados neste trabalho, o desgaste das ferramentas de corte apresenta grande influência na formação dos cavacos, nos esforços de corte, na rugosidade das peças e nos tempos e custos das operações de usinagem (ÖKTEM *et al.*, 2005; ARRUDA *et al.*, 2015). Desta forma, o monitoramento do desgaste das ferramentas de corte foi realizado através de microscopia óptica. Para isto, foi utilizado um microscópio óptico *Olympus*[®] *SZ-61*, com faixa de ampliação de 6,7x - 45x. Este microscópio possui uma câmera *INFINITY 1*[®] acoplada, com resolução de 1,3 megapixel, conectado à um microcomputador com o software *INFINITY ANALYZE*[®], como ilustra a Figura 31.



Figura 31. Configuração utilizada no monitoramento do desgaste das ferramentas de corte (Fonte: autoria própria).

De acordo com o planejamento de experimentos adotado neste trabalho e considerando um desgaste de flanco (VB_2) igual a 0,30 mm como fim de vida para as ferramentas de corte, os experimentos de fresamento foram realizados com três diferentes ângulos de inclinação da superfície usinada (δ) e com três diferentes níveis de desgaste de flanco, a saber: ferramenta de corte nova ($VB_2 = 0,00$ mm), ferramenta de corte em meia vida ($VB_2 = 0,15$ mm) e ferramenta de corte no fim de vida ($VB_2 = 0,30$ mm).

A Figura 32 ilustra as condições de desgaste das ferramentas de corte utilizadas nos experimentos. As Figuras 32a e 32b ilustram ferramentas de corte novas. As Figuras 32c e 32e ilustram ferramentas de corte com $VB_2 = 0,30$ mm, utilizadas, respectivamente, nos experimentos com ângulo de inclinação de 30° e 60° . E a Figura 32d ilustra uma ferramenta de corte com $VB_2 = 0,15$ mm, utilizada nos experimentos com ângulo de inclinação de 45° .

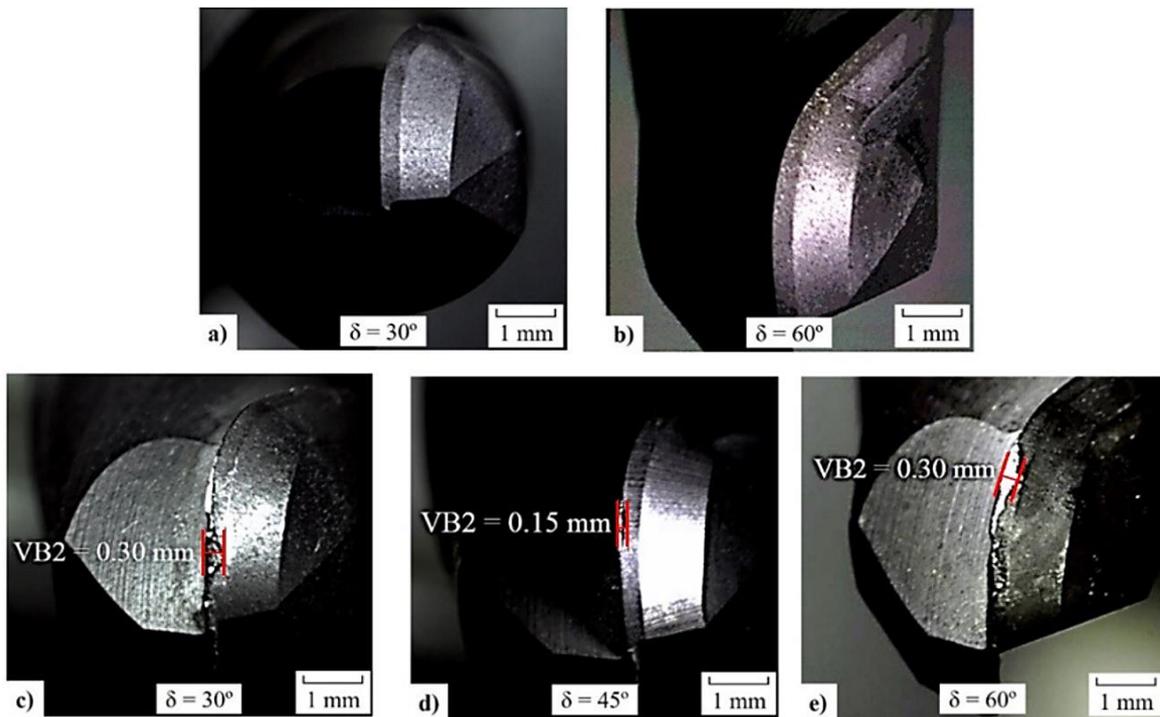


Figura 32. Condições de desgaste das ferramentas de corte a) $VB_2 = 0,00$ mm e $\delta = 30^\circ$; b) $VB_2 = 0,00$ mm e $\delta = 60^\circ$; c) $VB_2 = 0,30$ mm e $\delta = 30^\circ$; d) $VB_2 = 0,15$ mm e $\delta = 45^\circ$; e) $VB_2 = 0,30$ mm e $\delta = 60^\circ$ (Fonte: autoria própria).

A última etapa experimental deste trabalho consistiu no ensaio de vida da ferramenta de corte em uma configuração ótima de parâmetros de usinagem. O monitoramento do desgaste da ferramenta de corte também foi realizado através de microscopia óptica, utilizando o microscópio óptico *Olympus*[®] *SZ-61*, a câmera *INFINITY 1*[®], o microcomputador e o software *INFINITY ANALYZE*[®], como ilustra a Figura 31.

4.2.VARIÁVEIS DE CONTROLE, VARIÁVEIS DE RUÍDO E CARACTERÍSTICAS DE INTERESSE

As variáveis de controle (X) avaliadas neste trabalho foram o avanço por dente (f_z), a profundidade axial de corte (a_p), a profundidade radial de corte (a_e) e a velocidade de corte (v_c). Estas variáveis são muito importantes no processo de fresamento de aços endurecidos, influenciando na formação do cavaco, nos esforços de corte, na vibração, no acabamento da superfície usinada, na vida da ferramenta, no tempo de usinagem, dentre outras características de interesse (BENARDOS & VOSNIAKOS, 2003). Os níveis adotados para as variáveis de controle foram definidos considerando dados da literatura e recomendações do fabricante da ferramenta. A Tabela 8 apresenta as variáveis de controle com seus respectivos níveis.

Tabela 8. Variáveis de controle, de ruído e seus respectivos níveis (Fonte: autoria própria).

Variáveis de controle		Níveis					Unidade
		-2,828	-1	0	+1	+2,828	
x_1	f_z	0,065	0,080	0,088	0,096	0,111	mm/dente
x_2	a_p	0,061	0,138	0,180	0,222	0,299	mm
x_3	a_e	0,061	0,138	0,180	0,222	0,299	mm
x_4	v_c	118	145	160	175	202	m/min
Variáveis de ruído							Unidade
z_1	l_{to}	-	45	50	55	-	mm
z_2	δ	-	30	45	60	-	grau
z_3	VB2	-	0,00	0,15	0,30	-	mm
z_4	E	-	Concordante	Raster	Discordante	-	-

Além das variáveis de controle, também foram consideradas variáveis de ruído (Z), sendo elas: o comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}), o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), o desgaste de flanco da ferramenta (VB2) e a estratégia de corte (E). A Tabela 8 também apresenta as variáveis de ruído com seus respectivos níveis.

De acordo com Pereira (2017), o principal objetivo de realizar um planejamento combinando variáveis de controle e de ruído é o de tornar o processo robusto à variação do ruído. Segundo o autor, variáveis de ruído são variáveis que não podem ser mantidas constantes ou que apresentam dificuldade de controle a nível industrial. No entanto, experimentalmente, além das variáveis de ruído poderem ser controladas, é possível a avaliação de seus efeitos e suas interações com as variáveis de controle.

As variáveis de ruído foram selecionadas considerando o fresamento de acabamento de moldes e matrizes em aços endurecidos. O comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) foi considerado como variável de ruído por não depender da escolha do engenheiro de processo, mas da geometria a ser usinada, de forma a evitar colisões. O comprimento em balanço da ferramenta influencia na deflexão da ferramenta, na estabilidade do processo, nos desvios de forma, nos esforços de corte e no acabamento da peça (WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a, 2018b). Assim, justifica-se a busca por níveis das variáveis de controle que minimizem a influência da variação do comprimento em balanço da ferramenta nas características de interesse avaliadas.

Como a geometria da peça usinada pode determinar o comprimento em balanço da ferramenta, defende-se que é mais importante tentar minimizar seus efeitos a partir da correta seleção das variáveis de controle, isto é, selecionar níveis adequados para as condições de corte que minimizem a influência da variação do comprimento em balanço da ferramenta nas características de interesse do processo. Alguns trabalhos consideraram esta variável como ruído, ver Mishra *et al.* (2014), Pereira *et al.* (2017) e Arruda *et al.*, 2019.

O ponto de contato entre a ferramenta de corte e a peça, isto é, o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), também foi considerado como variável de ruído, pois não depende da escolha do engenheiro de processo, e sim da geometria a ser usinada. O ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), apresenta grande influência na velocidade de corte, na formação dos cavacos, na rugosidade da peça e nos esforços de corte (SOUZA, 2004; ARRUDA *et al.*, 2014; MA *et al.*, 2018a; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a). Desta forma, é interessante buscar por níveis das variáveis de controle que minimizem a influência da variação do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) sobre as características de interesse avaliadas.

O desgaste de flanco da ferramenta (VB_2) também foi considerado como variável de ruído, pois não depende da escolha do engenheiro de processo e ocorre de forma contínua e gradual devido à ação do corte (ARRUDA *et al.*, 2019). O desgaste da ferramenta influencia na produtividade das operações de usinagem, assim como na formação dos cavacos, nos esforços de corte e na rugosidade das peças (ÖKTEM *et al.*, 2005; ARRUDA *et al.*, 2015). Assim, também é justificável a busca por níveis das variáveis de controle que tornem o processo de fresamento de moldes e matrizes insensível à variação do desgaste da ferramenta.

A estratégia de corte (E) também foi considerada como variável de ruído. No processo de fresamento de moldes e matrizes, seja utilizando estratégias de fresamento em contorno ou em cópia, fresamento ascendente ou descendente, geralmente há a alteração no sentido de corte, isto é, ora o fresamento é concordante, ora é discordante. Esta alteração no sentido de corte influencia significativamente a formação dos cavacos, os esforços de corte e o acabamento das superfícies usinadas (IMANI *et al.*, 1998; SOUZA, 2004; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a). Assim, a busca por níveis das variáveis de controle que tornem o processo de fresamento de moldes e matrizes insensível à variação do sentido de corte também se justifica.

4.3. PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS, MÉTODOS ESTATÍSTICOS E OTIMIZAÇÃO MULTI-OBJETIVO

A aquisição dos dados das características de interesse é uma atividade muito importante na execução de uma pesquisa. Um banco de dados mal elaborado pode conduzir a resultados insatisfatórios ou deficientes. É extremamente importante o planejamento detalhado dos experimentos, bem como sua adequada execução e registro.

Para a execução dos experimentos, um arranjo combinado foi utilizado, isto é, um CCD composto por oito variáveis, sendo quatro variáveis de controle e quatro variáveis de ruído. Este arranjo contém, no total, oitenta e dois experimentos, sendo sessenta e quatro segundo um fatorial um quarto de fração com resolução VI ($n_f = 2^{k-p} = 2^{8-2}$), dez pontos centrais e oito pontos axiais ($n_a = 2k = 2 \times 4$), desconsiderando os oito pontos axiais das variáveis de ruído. O valor da distância axial α , relativa ao raio da região experimental formada apenas pelas variáveis de controle, é igual a 2. A Tabela 9 apresenta o planejamento experimental utilizado neste trabalho.

Tabela 9. Planejamento experimental (Fonte: autoria própria).

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído			
	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	l_o [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E -
1	0,080	0,138	0,138	145	45	30	0,30	Discordante
2	0,096	0,138	0,138	145	45	30	0,00	Concordante
3	0,080	0,222	0,138	145	45	30	0,00	Concordante
4	0,096	0,222	0,138	145	45	30	0,30	Discordante
5	0,080	0,138	0,222	145	45	30	0,00	Discordante
6	0,096	0,138	0,222	145	45	30	0,30	Concordante
7	0,080	0,222	0,222	145	45	30	0,30	Concordante
8	0,096	0,222	0,222	145	45	30	0,00	Discordante
9	0,080	0,138	0,138	175	45	30	0,00	Discordante
10	0,096	0,138	0,138	175	45	30	0,30	Concordante
11	0,080	0,222	0,138	175	45	30	0,30	Concordante
12	0,096	0,222	0,138	175	45	30	0,00	Discordante
13	0,080	0,138	0,222	175	45	30	0,30	Discordante
14	0,096	0,138	0,222	175	45	30	0,00	Concordante
15	0,080	0,222	0,222	175	45	30	0,00	Concordante
16	0,096	0,222	0,222	175	45	30	0,30	Discordante
17	0,080	0,138	0,138	145	55	30	0,30	Concordante
18	0,096	0,138	0,138	145	55	30	0,00	Discordante
19	0,080	0,222	0,138	145	55	30	0,00	Discordante
20	0,096	0,222	0,138	145	55	30	0,30	Concordante
21	0,080	0,138	0,222	145	55	30	0,00	Concordante
22	0,096	0,138	0,222	145	55	30	0,30	Discordante
23	0,080	0,222	0,222	145	55	30	0,30	Discordante
24	0,096	0,222	0,222	145	55	30	0,00	Concordante
25	0,080	0,138	0,138	175	55	30	0,00	Concordante
26	0,096	0,138	0,138	175	55	30	0,30	Discordante
27	0,080	0,222	0,138	175	55	30	0,30	Discordante
28	0,096	0,222	0,138	175	55	30	0,00	Concordante
29	0,080	0,138	0,222	175	55	30	0,30	Concordante
30	0,096	0,138	0,222	175	55	30	0,00	Discordante
31	0,080	0,222	0,222	175	55	30	0,00	Discordante
32	0,096	0,222	0,222	175	55	30	0,30	Concordante
33	0,080	0,138	0,138	145	45	60	0,30	Concordante
34	0,096	0,138	0,138	145	45	60	0,00	Discordante
35	0,080	0,222	0,138	145	45	60	0,00	Discordante
36	0,096	0,222	0,138	145	45	60	0,30	Concordante
37	0,080	0,138	0,222	145	45	60	0,00	Concordante
38	0,096	0,138	0,222	145	45	60	0,30	Discordante
39	0,080	0,222	0,222	145	45	60	0,30	Discordante
40	0,096	0,222	0,222	145	45	60	0,00	Concordante
41	0,080	0,138	0,138	175	45	60	0,00	Concordante

Continuação da Tabela 9.

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído			
	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	l_o [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E -
42	0,096	0,138	0,138	175	45	60	0,30	Discordante
43	0,080	0,222	0,138	175	45	60	0,30	Discordante
44	0,096	0,222	0,138	175	45	60	0,00	Concordante
45	0,080	0,138	0,222	175	45	60	0,30	Concordante
46	0,096	0,138	0,222	175	45	60	0,00	Discordante
47	0,080	0,222	0,222	175	45	60	0,00	Discordante
48	0,096	0,222	0,222	175	45	60	0,30	Concordante
49	0,080	0,138	0,138	145	55	60	0,30	Discordante
50	0,096	0,138	0,138	145	55	60	0,00	Concordante
51	0,080	0,222	0,138	145	55	60	0,00	Concordante
52	0,096	0,222	0,138	145	55	60	0,30	Discordante
53	0,080	0,138	0,222	145	55	60	0,00	Discordante
54	0,096	0,138	0,222	145	55	60	0,30	Concordante
55	0,080	0,222	0,222	145	55	60	0,30	Concordante
56	0,096	0,222	0,222	145	55	60	0,00	Discordante
57	0,080	0,138	0,138	175	55	60	0,00	Discordante
58	0,096	0,138	0,138	175	55	60	0,30	Concordante
59	0,080	0,222	0,138	175	55	60	0,30	Concordante
60	0,096	0,222	0,138	175	55	60	0,00	Discordante
61	0,080	0,138	0,222	175	55	60	0,30	Discordante
62	0,096	0,138	0,222	175	55	60	0,00	Concordante
63	0,080	0,222	0,222	175	55	60	0,00	Concordante
64	0,096	0,222	0,222	175	55	60	0,30	Discordante
65	0,065	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
66	0,111	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
67	0,088	0,061	0,180	160	50	45	0,15	Raster
68	0,088	0,299	0,180	160	50	45	0,15	Raster
69	0,088	0,180	0,061	160	50	45	0,15	Raster
70	0,088	0,180	0,299	160	50	45	0,15	Raster
71	0,088	0,180	0,180	118	50	45	0,15	Raster
72	0,088	0,180	0,180	202	50	45	0,15	Raster
73	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
74	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
75	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
76	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
77	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
78	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
79	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
80	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
81	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster
82	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	Raster

Uma das vantagens do arranjo combinado é que a metodologia dos mínimos quadrados ponderados pode ser aplicada às variáveis de controle e de ruído. Desta forma, torna-se possível o algoritmo avaliar a significância de cada variável de controle e de ruído separadamente, as interações entre as variáveis de controle, bem como as interações entre variáveis de controle e variáveis de ruído. As interações entre as variáveis de ruído não estão contidas nos modelos, uma vez que o número de experimentos no CCD não permite a estimação de tais efeitos (MYERS *et al.*, 2016).

Os modelos das características de interesse avaliadas foram obtidos pela metodologia dos mínimos quadrados ponderados. Além disso, foram realizadas análises de variância (ANOVA) para testar a significância dos efeitos de cada variável de controle e de ruído separadamente, as interações entre as variáveis de controle, bem como as interações entre variáveis de controle e variáveis de ruído.

De acordo com a metodologia de projeto de parâmetros robustos (RPD - *Robust Parameter Design*), foram obtidos modelos que representam separadamente a média e a variância de cada característica de interesse, sendo, posteriormente, obtidos os modelos que representam o erro quadrático médio (MSE - *Mean Square Error*) de cada característica de interesse. Assim, a exploração do *trade-off* entre viés e variância de cada característica de interesse foi realizada utilizando-se do método de otimização da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*).

A existência de correlações entre as características de interesse pode causar distorções na otimização multi-objetivo, como a instabilidade dos modelos estimados, o aumento do erro de previsão, o super-ajuste devido ao erro aleatório ou ruído (*overfitting*) e erros nos coeficientes dos regressores (BOX *et al.*, 1973; KHURI & CONLON, 1981; BRATCHELL, 1989; WU, 2004; YUAN *et al.*, 2008). Desta forma, objetivando evitar possíveis distorções na otimização multi-objetivo, análises de correlação de Pearson foram realizadas. Estas análises confirmaram a existência de correlações estatisticamente significativas entre as características de interesse.

De acordo com Rencher & Christensen (2012), uma maneira de eliminar as correlações entre as características de interesse é utilizando a metodologia da Análise Fatorial (FA - *Factor Analysis*). Assim, através do método de extração de componentes principais e do tipo de rotação *Varimax*, a FA foi aplicada nos dados das características de interesse.

Com a aplicação de FA foi possível estimar as cargas fatoriais, as variâncias específicas e os escores fatoriais de três fatores, cada um representando uma única característica de interesse. Assim, com os escores fatoriais estimados, modelos para os fatores também foram obtidos pela metodologia dos mínimos quadrados ponderados. Além disso, foram realizadas análises de variância (ANOVA) para testar a significância dos efeitos de cada variável de controle e de ruído separadamente, as interações entre as variáveis de controle, bem como as interações entre variáveis de controle e variáveis de ruído sobre os fatores.

Seguindo a metodologia de projeto de parâmetros robustos (RPD - *Robust Parameter Design*), modelos que representam separadamente a média e a variância de cada fator foram obtidos, sendo, posteriormente, obtidos os modelos que representam o erro quadrático médio (MSE - *Mean Square Error*) de cada fator. Assim, utilizando-se do método NBI, a otimização robusta multi-objetivo foi realizada.

Os experimentos de confirmação e os ensaios de vida da ferramenta de corte foram realizados com a configuração de parâmetros de corte obtida na solução Pareto-ótima $n_{sub} = 35$ (Tabela 30), que foi a solução Pareto-ótima que apresentou a menor distância Euclidiana em relação ao ponto de Utopia no espaço normalizado.

Os softwares utilizados foram o *Minitab*[®], o *MS-Excel*[®] e o *Matlab*[®]. O *Minitab*[®] foi utilizado para realizar as análises dos modelos de resposta através de WLS. O projeto de parâmetro robusto e as otimizações foram realizadas no *MS-Excel*[®] e no *Matlab*[®], utilizando o algoritmo de programação não-linear gradiente reduzido generalizado (GRG). Os gráficos de superfície de resposta e de fronteira de Pareto também foram obtidos com o *Matlab*[®].

5.RESULTADOS

Considerando um planeamento composto central combinando variáveis de controle e de ruído, os resultados experimentais obtidos no fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico são apresentados na Tabela 10.

Tabela 10. Planeamento e resultados experimentais (Fonte: autoria própria).

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído				Respostas		
	f_z [mm/z]	a_p [mm]	a_e [mm]	Vc [m/min]	l_{to} [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E^* -	Ra [μm]	Fu [N]	MRR [mm ³ /min]
1	0,080	0,138	0,138	145	45	30	0,30	+1	0,631	62,7	46,9
2	0,096	0,138	0,138	145	45	30	0,00	-1	1,095	8,9	56,3
3	0,080	0,222	0,138	145	45	30	0,00	-1	0,862	15,8	75,4
4	0,096	0,222	0,138	145	45	30	0,30	+1	0,652	87,6	90,5
5	0,080	0,138	0,222	145	45	30	0,00	+1	1,403	14,0	75,4
6	0,096	0,138	0,222	145	45	30	0,30	-1	1,715	93,7	90,5
7	0,080	0,222	0,222	145	45	30	0,30	-1	1,552	112,0	121,3
8	0,096	0,222	0,222	145	45	30	0,00	+1	1,928	15,5	145,6
9	0,080	0,138	0,138	175	45	30	0,00	+1	0,672	7,0	56,6
10	0,096	0,138	0,138	175	45	30	0,30	-1	1,016	84,3	67,9
11	0,080	0,222	0,138	175	45	30	0,30	-1	1,165	83,9	91,0
12	0,096	0,222	0,138	175	45	30	0,00	+1	1,084	26,4	109,2
13	0,080	0,138	0,222	175	45	30	0,30	+1	0,414	86,1	91,0
14	0,096	0,138	0,222	175	45	30	0,00	-1	1,523	15,2	109,2
15	0,080	0,222	0,222	175	45	30	0,00	-1	1,416	22,5	146,4
16	0,096	0,222	0,222	175	45	30	0,30	+1	0,458	111,0	175,7
17	0,080	0,138	0,138	145	55	30	0,30	-1	1,036	63,6	46,9
18	0,096	0,138	0,138	145	55	30	0,00	+1	0,827	8,1	56,3
19	0,080	0,222	0,138	145	55	30	0,00	+1	0,720	18,4	75,4
20	0,096	0,222	0,138	145	55	30	0,30	-1	1,090	72,7	90,5
21	0,080	0,138	0,222	145	55	30	0,00	-1	1,517	12,4	75,4
22	0,096	0,138	0,222	145	55	30	0,30	+1	0,760	61,3	90,5
23	0,080	0,222	0,222	145	55	30	0,30	+1	0,578	92,0	121,3
24	0,096	0,222	0,222	145	55	30	0,00	-1	1,438	21,7	145,6
25	0,080	0,138	0,138	175	55	30	0,00	-1	0,982	6,4	56,6
26	0,096	0,138	0,138	175	55	30	0,30	+1	0,722	51,5	67,9
27	0,080	0,222	0,138	175	55	30	0,30	+1	0,437	61,3	91,0
28	0,096	0,222	0,138	175	55	30	0,00	-1	1,298	17,8	109,2
29	0,080	0,138	0,222	175	55	30	0,30	-1	1,918	69,6	91,0
30	0,096	0,138	0,222	175	55	30	0,00	+1	1,164	11,3	109,2
31	0,080	0,222	0,222	175	55	30	0,00	+1	1,226	18,7	146,4
32	0,096	0,222	0,222	175	55	30	0,30	-1	2,143	87,2	175,7
33	0,080	0,138	0,138	145	45	60	0,30	-1	1,261	42,2	27,1
34	0,096	0,138	0,138	145	45	60	0,00	+1	0,956	4,3	32,5
35	0,080	0,222	0,138	145	45	60	0,00	+1	0,861	9,1	43,5
36	0,096	0,222	0,138	145	45	60	0,30	-1	0,272	54,9	52,2
37	0,080	0,138	0,222	145	45	60	0,00	-1	1,192	7,6	43,5
38	0,096	0,138	0,222	145	45	60	0,30	+1	0,242	38,6	52,2
39	0,080	0,222	0,222	145	45	60	0,30	+1	0,282	61,4	70,0
40	0,096	0,222	0,222	145	45	60	0,00	-1	1,065	10,7	84,1
41	0,080	0,138	0,138	175	45	60	0,00	-1	1,391	3,5	32,7
42	0,096	0,138	0,138	175	45	60	0,30	+1	0,208	37,8	39,2

Continuação da Tabela 10.

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído				Respostas		
	f_z [mm/z]	a_p [mm]	a_e [mm]	V_c [m/min]	l_o [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E^* -	R_a [μm]	F_u [N]	MRR [mm ³ /min]
43	0,080	0,222	0,138	175	45	60	0,30	+1	0,275	54,8	52,5
44	0,096	0,222	0,138	175	45	60	0,00	-1	0,992	10,6	63,1
45	0,080	0,138	0,222	175	45	60	0,30	-1	0,315	48,7	52,5
45	0,080	0,138	0,222	175	45	60	0,30	-1	0,315	48,7	52,5
46	0,096	0,138	0,222	175	45	60	0,00	+1	1,357	8,9	63,1
47	0,080	0,222	0,222	175	45	60	0,00	+1	0,857	9,6	84,5
48	0,096	0,222	0,222	175	45	60	0,30	-1	0,641	56,6	101,4
49	0,080	0,138	0,138	145	55	60	0,30	+1	0,325	34,3	27,1
50	0,096	0,138	0,138	145	55	60	0,00	-1	2,232	3,2	32,5
51	0,080	0,222	0,138	145	55	60	0,00	-1	2,246	8,1	43,5
52	0,096	0,222	0,138	145	55	60	0,30	+1	1,407	53,8	52,2
53	0,080	0,138	0,222	145	55	60	0,00	+1	1,914	5,1	43,5
54	0,096	0,138	0,222	145	55	60	0,30	-1	0,543	29,6	52,2
55	0,080	0,222	0,222	145	55	60	0,30	-1	0,744	52,8	70,0
56	0,096	0,222	0,222	145	55	60	0,00	+1	1,945	11,1	84,1
57	0,080	0,138	0,138	175	55	60	0,00	+1	1,323	3,1	32,7
58	0,096	0,138	0,138	175	55	60	0,30	-1	0,953	40,6	39,2
59	0,080	0,222	0,138	175	55	60	0,30	-1	0,823	34,6	52,5
60	0,096	0,222	0,138	175	55	60	0,00	+1	3,013	9,5	63,1
61	0,080	0,138	0,222	175	55	60	0,30	+1	0,473	30,6	52,5
62	0,096	0,138	0,222	175	55	60	0,00	-1	2,145	8,4	63,1
63	0,080	0,222	0,222	175	55	60	0,00	-1	2,868	8,1	84,5
64	0,096	0,222	0,222	175	55	60	0,30	+1	0,460	48,3	101,4
65	0,065	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,973	32,4	50,6
66	0,111	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	1,023	43,1	86,3
67	0,088	0,061	0,180	160	50	45	0,15	0	1,371	21,3	23,2
68	0,088	0,299	0,180	160	50	45	0,15	0	0,897	52,4	113,7
69	0,088	0,180	0,061	160	50	45	0,15	0	0,916	22,7	23,2
70	0,088	0,180	0,299	160	50	45	0,15	0	0,752	49,6	113,7
71	0,088	0,180	0,180	118	50	45	0,15	0	1,143	39,9	50,5
72	0,088	0,180	0,180	202	50	45	0,15	0	1,201	39,2	86,4
73	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,892	27,9	68,5
74	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,945	32,0	68,5
75	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,730	36,7	68,5
76	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	1,162	36,7	68,5
77	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,635	37,1	68,5
78	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,823	39,2	68,5
79	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,651	38,8	68,5
80	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,824	38,9	68,5
81	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,788	43,2	68,5
82	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,674	44,0	68,5

* Estratégia de corte (E): Concordante (-1), Raster (0) e Discordante (+1).

De acordo com a Tabela 10, verifica-se que os resultados de rugosidade R_a apresentaram valores entre 0,208 e 3,013 μm, abrangendo classes de rugosidade de N4 a N8 (ABNT NBR 8404, 1984). De acordo com Quintana *et al.* (2011), as classes de rugosidade típicas obtidas em operações de fresamento de acabamento variam de N6 a N9. Os valores de rugosidade R_a obtidos nos resultados deste trabalho estão em conformidade com os valores obtidos por Axinte & Dewes (2002), Quintana *et al.* (2011) e Chen *et al.* (2017) no fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico. De acordo com Axinte & Dewes (2002),

valores de rugosidade Ra abaixo de 2 μm estão dentro da faixa de rugosidades requeridas para matrizes de forjamento e moldes para injeção de plástico.

Com relação à força de usinagem F_u , verifica-se que esta apresentou valores entre 3,1 e 112,0 N. Wojciechowski *et al.* (2017) obtiveram forças de usinagem entre 96,3 e 222,4 N no fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC) com ferramentas de topo esférico. Os autores utilizaram avanço por dente de 0,1 mm/dente, profundidade axial de corte de 0,2 mm, profundidades radiais de corte de 3,23 a 3,55 mm, velocidades de corte de 100 a 400 m/min e ângulos de inclinação da superfície usinada de 15° a 60°. Desta forma, verifica-se que os valores de força de usinagem obtidos nos resultados deste trabalho podem ser considerados baixos para o fresamento de aços endurecidos.

Para avaliar a produtividade do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, a taxa de remoção de material foi calculada utilizando-se das Equações 7 e 8. Assim, pode-se verificar que a taxa de remoção de material apresentou valores entre 23,2 e 175,7 mm^3/min . Wojciechowski *et al.* (2017), no fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC) com ferramentas de topo esférico, obtiveram taxas de remoção de material entre 196,6 e 1207,5 mm^3/min . No entanto, os autores utilizaram valores de profundidade radial de corte mais que 10 vezes superiores aos valores utilizados nos experimentos deste trabalho, além de velocidades de corte entre 100 e 400 m/min. Desta forma, considerando as devidas proporções, pode-se verificar que os resultados da taxa de remoção de material obtidos neste trabalho estão em conformidade com os valores obtidos por Wojciechowski *et al.* (2017).

Antes de proceder com a otimização multi-objetivo das características de interesse, uma análise individual de cada característica de interesse será apresentada com o intuito de entender os efeitos das variáveis de controle e de ruído sobre estas características, confrontar os resultados obtidos com a literatura e realizar a modelagem e a otimização individual.

5.1. ANÁLISE INDIVIDUAL DAS CARACTERÍSTICAS DE INTERESSE, MODELAGEM E OTIMIZAÇÃO

A partir do planejamento e dos resultados experimentais apresentados na Tabela 10, as funções objetivo para as características de interesse foram determinadas levando-se em consideração o modelo de superfície de resposta de segunda ordem, o qual representa a relação matemática aproximada destas características de interesse em função das variáveis de controle (f_z , a_p , a_e e v_c) e de ruído (l_{to} , δ , $VB2$ e E). Os coeficientes dos modelos foram estimados através

do método dos mínimos quadrados ponderados (WLS), utilizando como peso o inverso do quadrado dos resíduos gerados pelo método dos mínimos quadrados ordinários (OLS).

5.1.1. Rugosidade

As características tribológicas e de escoamento do material dentro de um molde ou matriz são diretamente dependentes da qualidade superficial deste ferramental (DOLINŠEK *et al.*, 2004; OZCELIK & BAYRAMOGLU, 2006). Além disso, a otimização da rugosidade promove a melhoria de atributos intimamente ligados ao desempenho destes ferramentais, como: atrito, fadiga, desgaste, transferência de calor, resistência mecânica, capacidade de distribuir e reter lubrificantes e capacidade de aceitar coberturas superficiais (CALIL & BOEHS, 2004; ÇOLAK *et al.*, 2005). De acordo com Arruda *et al.* (2014), a métrica de rugosidade Ra é um dos critérios mais utilizados para determinar o acabamento superficial e, conseqüentemente, a qualidade da superfície fresada.

A Tabela 11 apresenta os resultados obtidos através da análise de variância (ANOVA) para a rugosidade Ra, considerando um nível de significância igual a 0,050. A Figura 33 ilustra os efeitos lineares e quadráticos das variáveis de controle e os efeitos lineares das variáveis de ruído sobre a rugosidade Ra.

Analisando os efeitos lineares, verifica-se que o avanço por dente (f_z), o comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}), o desgaste de flanco da ferramenta (VB_2) e a estratégia de corte (E) apresentaram influência estatisticamente significativa. Nota-se, através do valor-F, que o avanço por dente (f_z) apresentou menor influência sobre a rugosidade Ra que as variáveis de ruído citadas. Isto é interessante, uma vez que, na maioria dos casos, tais variáveis de ruído não são consideradas nos planejamentos de experimentos, o que pode mascarar os resultados.

O comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) apresentou efeito linear positivo sobre a rugosidade Ra, de modo que seu aumento implicou no aumento da rugosidade. De acordo com Wojciechowski *et al.* (2018b), o comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) afeta significativamente os mecanismos de formação da rugosidade no fresamento de acabamento com ferramentas de topo esférico. O aumento do comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) pode provocar deflexões na ferramenta, gerando maiores níveis de vibração e instabilidades no corte, acarretando, desta forma, em maiores valores de rugosidade. Segundo López de Lacalle *et al.* (2002a), o valor da deflexão da ferramenta é proporcional ao cubo do valor do comprimento em balanço, justificando um possível aumento na instabilidade do corte com o aumento do comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}).

Tabela 11. ANOVA para a rugosidade Ra (Fonte: autoria própria).

Fonte	GL	SQ	MQ	Valor-F	Valor-P
Modelo	34	13323402	391865	321693,66	0,000
Linear	8	3640	455	373,53	0,000
f_z	1	16	16	13,46	0,001
a_p	1	0	0	0,04	0,840
a_e	1	3	3	2,13	0,151
v_c	1	3	3	2,38	0,130
l_{to}	1	306	306	251,31	0,000
δ	1	0	0	0,34	0,562
VB2	1	618	618	506,96	0,000
E	1	112	112	91,61	0,000
Quadrático	4	232	58	47,71	0,000
$f_z \times f_z$	1	20	20	16,67	0,000
$a_p \times a_p$	1	37	37	30,28	0,000
$a_e \times a_e$	1	0	0	0,08	0,783
$v_c \times v_c$	1	126	126	103,48	0,000
Interações	22	4818	219	179,77	0,000
$f_z \times a_p$	1	226	226	185,75	0,000
$f_z \times a_e$	1	38	38	31,59	0,000
$f_z \times v_c$	1	49	49	39,90	0,000
$f_z \times l_{to}$	1	16	16	12,89	0,001
$f_z \times \delta$	1	4	4	3,56	0,065
$f_z \times VB2$	1	4	4	3,54	0,066
$f_z \times E$	1	21	21	17,21	0,000
$a_p \times a_e$	1	10	10	7,81	0,007
$a_p \times v_c$	1	44	44	36,38	0,000
$a_p \times l_{to}$	1	24	24	19,37	0,000
$a_p \times \delta$	1	5	5	3,97	0,052
$a_p \times VB2$	1	1	1	0,49	0,487
$a_p \times E$	1	3	3	2,19	0,145
$a_e \times v_c$	1	12	12	9,95	0,003
$a_e \times l_{to}$	1	0	0	0,40	0,529
$a_e \times \delta$	1	23	23	18,97	0,000
$a_e \times VB2$	1	7	7	5,84	0,020
$a_e \times E$	1	2	2	1,31	0,258
$v_c \times l_{to}$	1	10	10	8,45	0,006
$v_c \times \delta$	1	0	0	0,34	0,564
$v_c \times VB2$	1	9	9	7,79	0,008
$v_c \times E$	1	1	1	1,00	0,323
Erro	47	57	1		
Falta de ajuste	38	48	1	1,26	0,376
Erro Puro	9	9	1		
Total	81	13323460			
	S	R ²	R ² _{adj}	R ² _{prev}	
	1,1037	100,00%	100,00%	42,11%	

■ Valor-P estatisticamente significativo, considerando um nível de significância de 0,050.

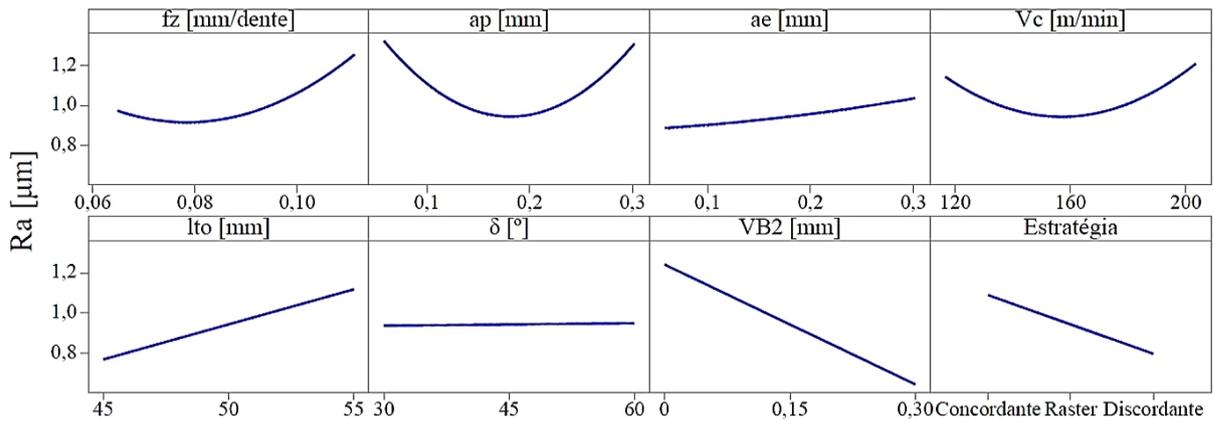


Figura 33. Efeitos principais sobre a rugosidade Ra (Fonte: autoria própria).

O desgaste de flanco (VB_2) foi a variável que mais influenciou a rugosidade Ra, apresentando efeito linear negativo, de modo que seu aumento implicou na redução da rugosidade. Urbanski *et al.* (2000), Aspinwall *et al.* (2007), Aguiar *et al.* (2013) e Kull Neto (2013) também observaram menores valores de rugosidade ao longo da vida da ferramenta do que no início. Acredita-se que isto pode ocorrer pela alteração da geometria da aresta de corte ao longo da vida da ferramenta, que passa a alisar/deformar mais a superfície usinada do que efetivamente realizar o corte/cisalhamento. De acordo com Wojciechowski & Twardowski (2014), o aumento do desgaste de flanco da ferramenta gera o aumento do comprimento de contato ferramenta/peça, implicando, conseqüentemente, no aumento da força de aragem (*ploughing*). Segundo Wu (1989) e Wojciechowski *et al.* (2016), o aumento da força de aragem (*ploughing*) eleva as deformações plásticas e elásticas na superfície usinada. Desta forma, acredita-se o aumento do comprimento de contato ferramenta/peça ao longa da vida da ferramenta combinado com as deformações plásticas e elásticas que ocorrem na superfície usinada, tenham resultado na redução da rugosidade da superfície usinada.

A qualidade de uma superfície de forma livre está diretamente relacionada à estratégia de fresamento utilizada para produzir o molde (VIVANCOS *et al.*, 2004). A alteração no sentido de corte influencia significativamente a formação dos cavacos, os esforços de corte, a vibração e o acabamento das superfícies usinadas (IMANI *et al.*, 1998; SOUZA, 2004; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018a). Os resultados experimentais relacionados à rugosidade Ra mostraram que a estratégia de corte (E) apresentou efeito linear negativo, indicando que a estratégia de corte discordante proporcionou menores valores de rugosidade que as estratégias de corte *raster* e concordante, respectivamente. Gologlu & Sakarya (2008), estudando o fresamento do aço ABNT P20 + Ni (30 HRC) utilizando ferramentas de topo esférico, também verificaram que a estratégia de corte *raster* apresentou menores valores de rugosidade que a estratégia de corte concordante. Por outro lado, Batista *et al.* (2016), estudando o fresamento

do aço ABNT H10 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, verificaram que a estratégia de corte concordante apresentou menores valores de rugosidade que a estratégia de corte discordante.

De acordo com Laamouri *et al.* (2019), superfícies fresadas com estratégia de corte concordante geralmente apresentam valores de rugosidade superiores às superfícies fresadas com estratégia de corte discordante. López de Lacalle *et al.* (2004), estudando o fresamento do aço ABNT H13 (50 HRC) utilizando ferramentas de topo esférico, verificaram que a estratégia de corte discordante proporcionou menores erros de deflexão da ferramenta que a estratégia de corte concordante. No caso do fresamento discordante, a direção dos esforços de corte tende a empurrar a ferramenta de corte em direção à peça, enquanto que, no fresamento concordante, a ferramenta de corte tende a ser empurrada para longe da peça (PARK & CHOI, 2000; LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2004).

Capla (2006) afirma que no fresamento de acabamento de materiais endurecidos a estratégia de corte discordante proporciona melhores tolerâncias de perpendicularidade da superfície usinada que a estratégia de corte concordante. Segundo o autor, isto também ocorre devido à direção dos esforços de corte. De acordo com San-Juan *et al.* (2015), os esforços de corte gerados pelas estratégias de corte concordante e discordante não são idênticos, e não dependem apenas da espessura instantânea do cavaco não deformado, mas também de como esta varia, aumentando de zero até seu valor máximo no corte discordante ou diminuindo de seu valor máximo até zero no corte concordante. Assim, segundo Insperger *et al.* (2003), López de Lacalle *et al.* (2004) e Comak & Budak (2017), certamente o acabamento da superfície usinada e a estabilidade dinâmica do processo serão diferentes entre estas estratégias de corte.

Apesar da estratégia de corte não ter apresentado influência estatisticamente significativa sobre a força de usinagem, como poderá ser verificado na próxima seção deste trabalho (seção 5.1.2. Força de Usinagem), verificou-se que a estratégia de corte discordante apresentou menores valores de força de usinagem que a estratégia de corte concordante. Desta forma, acredita-se que alterações no mecanismo de formação do cavaco, na magnitude e na direção dos esforços de corte e na estabilidade dinâmica do processo, provenientes da alteração entre as estratégias de corte, justifiquem os menores valores de rugosidade R_a obtidos com a estratégia de corte discordante.

Com relação aos efeitos quadráticos, verifica-se que apenas a profundidade radial de corte (a_e) não apresentou influência estatisticamente significativa sobre a rugosidade R_a . Uma vez que a rugosidade foi medida na direção longitudinal ao avanço, este é um resultado esperado, e foi também verificado por Arruda *et al.* (2014) no fresamento do aço ABNT P20 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico. No entanto, isto não significa que o efeito de

profundidade radial de corte possa ser negligenciado, pois esta influencia a natureza tridimensional da superfície usinada. De acordo com Arruda *et al.* (2014), a análise do acabamento da superfície usinada deve considerar a variação da profundidade radial de corte para definir a melhor rugosidade. Segundo os autores, a variação da profundidade radial de corte é essencial não apenas porque cristas são geradas na direção da profundidade radial de corte, mas também porque a eliminação destas cristas depende da escolha correta dos parâmetros de usinagem.

O avanço por dente (f_z) apresentou efeitos linear e quadrático positivos. Este resultado está de acordo com Diniz *et al.* (2014), que citam que o valor da rugosidade máxima teórica é proporcional ao quadrado do avanço por dente. A profundidade axial de corte (a_p) e a velocidade de corte (v_c) também apresentaram efeitos quadráticos positivos, de modo que os menores valores de rugosidade foram obtidos próximo aos níveis centrais destas variáveis.

A Figura 34 ilustra os efeitos das interações entre as variáveis controle e entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído sobre a rugosidade Ra.

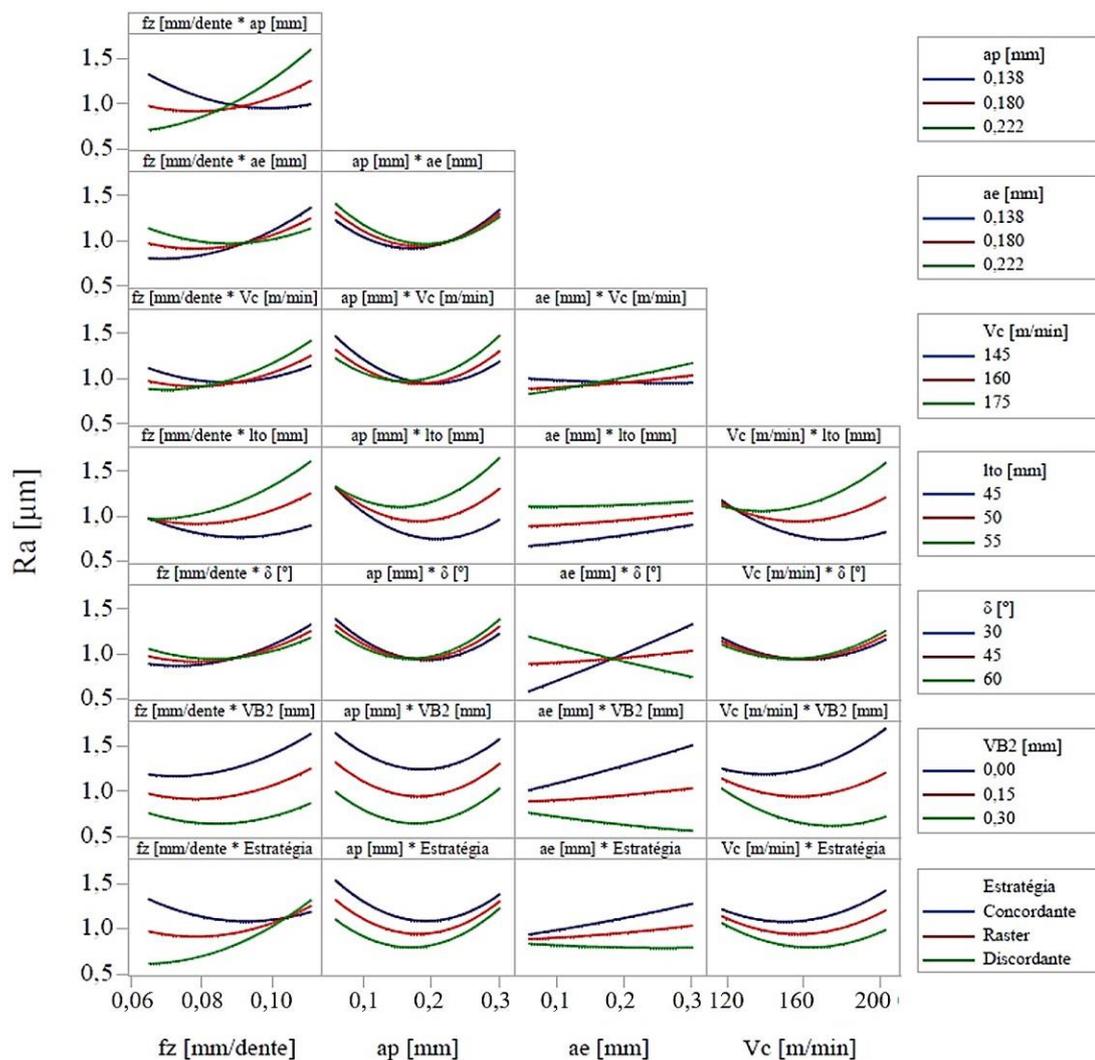


Figura 34. Efeitos das interações sobre a rugosidade Ra (Fonte: autoria própria).

Com relação às interações entre as variáveis de controle, verifica-se através da Tabela 11 e da Figura 34 que todas são estatisticamente significativas, indicando a importância da seleção correta dos parâmetros de usinagem para que se possa obter bons resultados de rugosidade.

Analisando as interações entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído, verifica-se que o comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) apresentou interações estatisticamente significativas com o avanço por dente (f_z), com a profundidade axial de corte (a_p) e com a velocidade de corte (v_c). Acredita-se que estas interações modifiquem a dinâmica do processo de corte, afetando a deflexão da ferramenta, a vibração, os erros dimensionais e a rugosidade da superfície usinada (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2004; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2018b). Considerando o espaço experimental, baixos níveis de avanço por dente, profundidade axial de corte e velocidade de corte asseguram a robustez da rugosidade Ra em relação à variação do comprimento em balanço da ferramenta, proporcionando uma superfície melhor acabada.

Zander (1995) *apud* Gomes (2001) afirma que a geometria circular da aresta de corte de uma ferramenta de topo esférico gera um perfil em formato de onda na superfície usinada e que este perfil não sofre influência do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ). No entanto, de acordo com os resultados obtidos neste trabalho, o ângulo de inclinação da superfície usinada apresentou interação estatisticamente significativa com a profundidade radial de corte (a_e), sendo esta a interação controle×ruído que apresentou o maior efeito sobre a rugosidade Ra, sendo este efeito superior aos efeitos lineares e quadráticos de cada variável de controle.

De acordo com Rigby (1993) *apud* Schulz & Hock (1995), a altura das cristas dos perfis de rugosidade teórica gerados por uma ferramenta de topo esférico é significativamente afetada pela profundidade radial de corte. Desta forma, assim como ilustra a Figura 35, acredita-se que a interação entre o ângulo de inclinação da superfície usinada e a profundidade radial de corte modifique a geometria de contato ferramenta/peça, resultando em variações na rugosidade da superfície usinada. Considerando o espaço experimental, valores próximos ao nível central da profundidade radial de corte garantem a robustez da rugosidade Ra em relação à variação do ângulo de inclinação da superfície usinada.

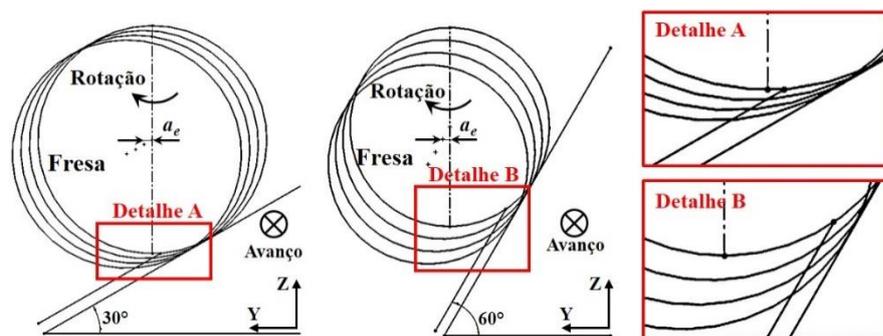


Figura 35. Geometria de contato ferramenta/peça (Fonte: autoria própria).

O desgaste do flanco ($VB2$) apresentou interações estatisticamente significativas com a profundidade radial de corte (a_e) e com a velocidade de corte (v_c). Assim, considerando o espaço experimental, baixos níveis de profundidade radial de corte e de velocidade de corte garantem a robustez da rugosidade Ra em relação à variação do desgaste do flanco.

Analisando a estratégia de corte (E), verifica-se que esta apresentou interação estatisticamente significativa apenas com o avanço por dente (f_z). Considerando o espaço experimental, valores próximos ao maior nível do avanço por dente garantem a robustez da rugosidade Ra em relação à variação da estratégia de corte.

O modelo de resposta para a rugosidade Ra é apresentado na Equação 32. Este modelo contém termos lineares para as variáveis de controle e para as variáveis de ruído, termos quadráticos para as variáveis de controle, termos de interação entre as variáveis de controle e termos de interação entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído. O modelo de resposta apresentou erro experimental, estimado através da análise de variância (ANOVA), igual a $\hat{\sigma}_{Ra} = 1,218$ e coeficientes de determinação $R^2_{adj} = 100,00\%$ e $R^2_{prev} = 42,11\%$. O teste de falta de ajuste não apontou evidências para rejeitar a hipótese nula, isto é, de haver falta de ajuste dos dados, uma vez que o valor-P obtido foi de 0,376. Assim, apesar da excelente explicação da variabilidade dos dados e de não apresentar falta de ajuste, o modelo de resposta apresenta capacidade de previsão razoável, abaixo de 60%.

$$\begin{aligned}
 Ra(x, z) = & 0,9450 + 0,0483f_z - 0,0027a_p + 0,0258a_e + 0,0113v_c + 0,1755l_{to} + 0,0059\delta \\
 & - 0,2994VB2 - 0,1466E + 0,0201f_z^2 + 0,0441a_p^2 + 0,0021a_e^2 + 0,0276v_c^2 + 0,1059f_z a_p \\
 & - 0,0486f_z a_e + 0,0437f_z v_c + 0,0623f_z l_{to} - 0,0268f_z \delta - 0,0294f_z VB2 + 0,0728f_z E \\
 & - 0,0225a_p a_e + 0,0457a_p v_c + 0,0580a_p l_{to} + 0,0251a_p \delta + 0,0090a_p VB2 + 0,0242a_p E \\
 & + 0,0339a_e v_c - 0,0152a_e l_{to} - 0,1033a_e \delta - 0,0605a_e VB2 - 0,0333a_e E + 0,0716v_c l_{to} \\
 & + 0,0150v_c \delta - 0,0656v_c VB2 - 0,0246v_c E
 \end{aligned} \tag{32}$$

O modelo de resposta para a rugosidade Ra , apresentado na Equação 32, é escrito em função das variáveis de controle e de ruído. Deste modo, é importante obter modelos que sejam robustos à variação das variáveis de ruído, uma vez que estas variáveis não podem ter seus valores fixados em determinados níveis desejados, pois não dependem da escolha do engenheiro de processo. Assim, o projeto de parâmetro robusto (RPD - *Robust Parameter Design*) foi realizado para viabilizar a minimização da influência das variáveis de ruído sobre a rugosidade Ra . Os modelos de média e de variância para a rugosidade Ra , em função apenas das variáveis de controle, são respectivamente apresentados nas Equações 33 e 34. As superfícies de resposta para estes modelos estão ilustradas nas Figuras 36 e 37.

$$\begin{aligned}
E[Ra] = & 0,9450 + 0,0483f_z - 0,0027a_p + 0,0258a_e + 0,0113v_c + 0,0201f_z^2 + 0,0441a_p^2 \\
& + 0,0021a_e^2 + 0,0276v_c^2 + 0,1059f_z a_p - 0,0486f_z a_e + 0,0437f_z v_c - 0,0225a_p a_e \\
& + 0,0457a_p v_c + 0,0339a_e v_c
\end{aligned} \quad (33)$$

$$\begin{aligned}
Var[Ra] = & (0,1755 + 0,0623f_z + 0,0580a_p - 0,0152a_e + 0,0716v_c)^2 + (0,0059 - 0,0268f_z \\
& + 0,0251a_p - 0,1033a_e + 0,0150v_c)^2 + (-0,2994 - 0,0294f_z + 0,0090a_p - 0,0605a_e \\
& - 0,0656v_c)^2 + (-0,1466 + 0,0728f_z + 0,0242a_p - 0,0333a_e - 0,0246v_c)^2 + 1,1037^2
\end{aligned} \quad (34)$$

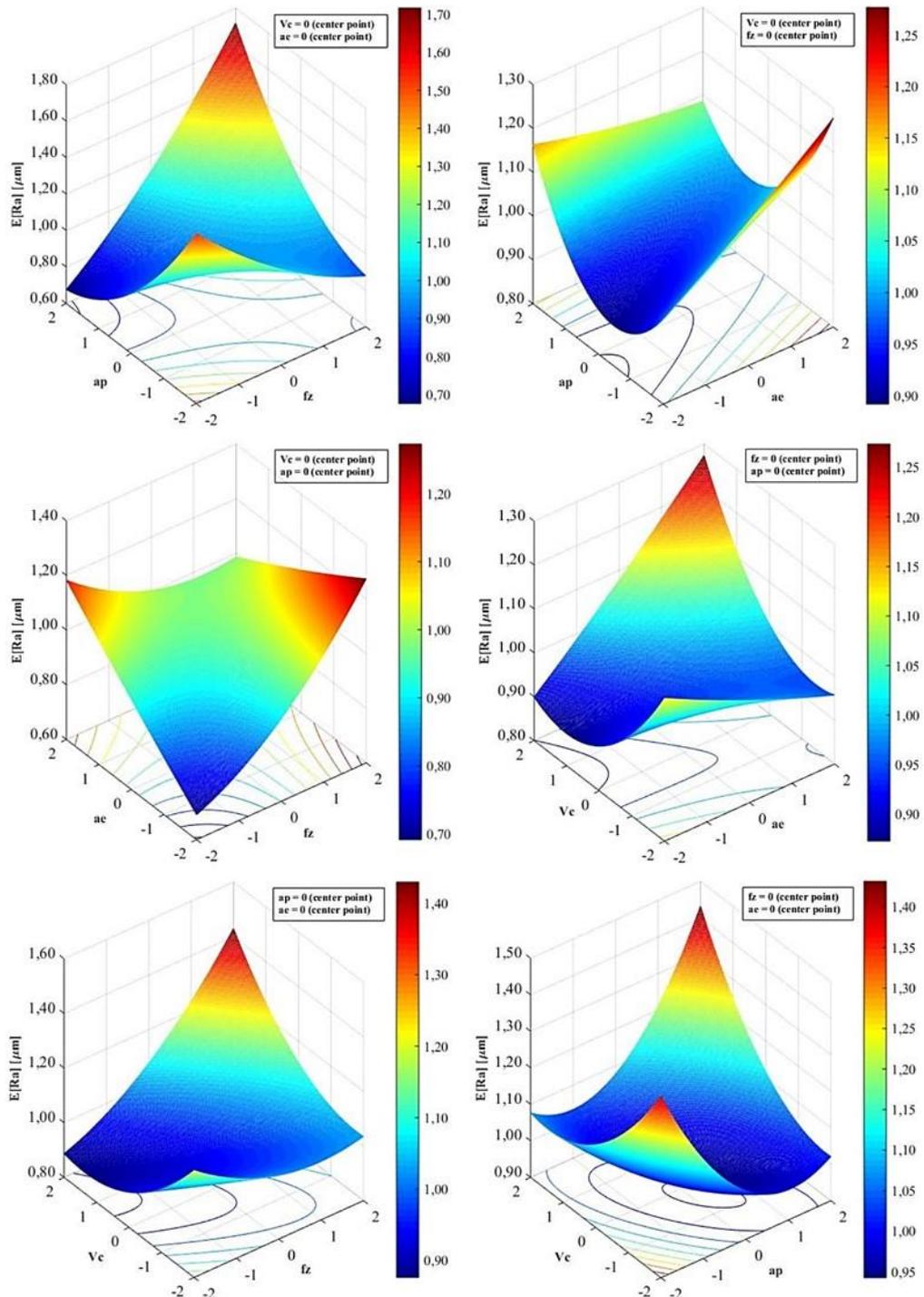


Figura 36. Superfícies de resposta para $E[Ra]$ (Fonte: autoria própria).

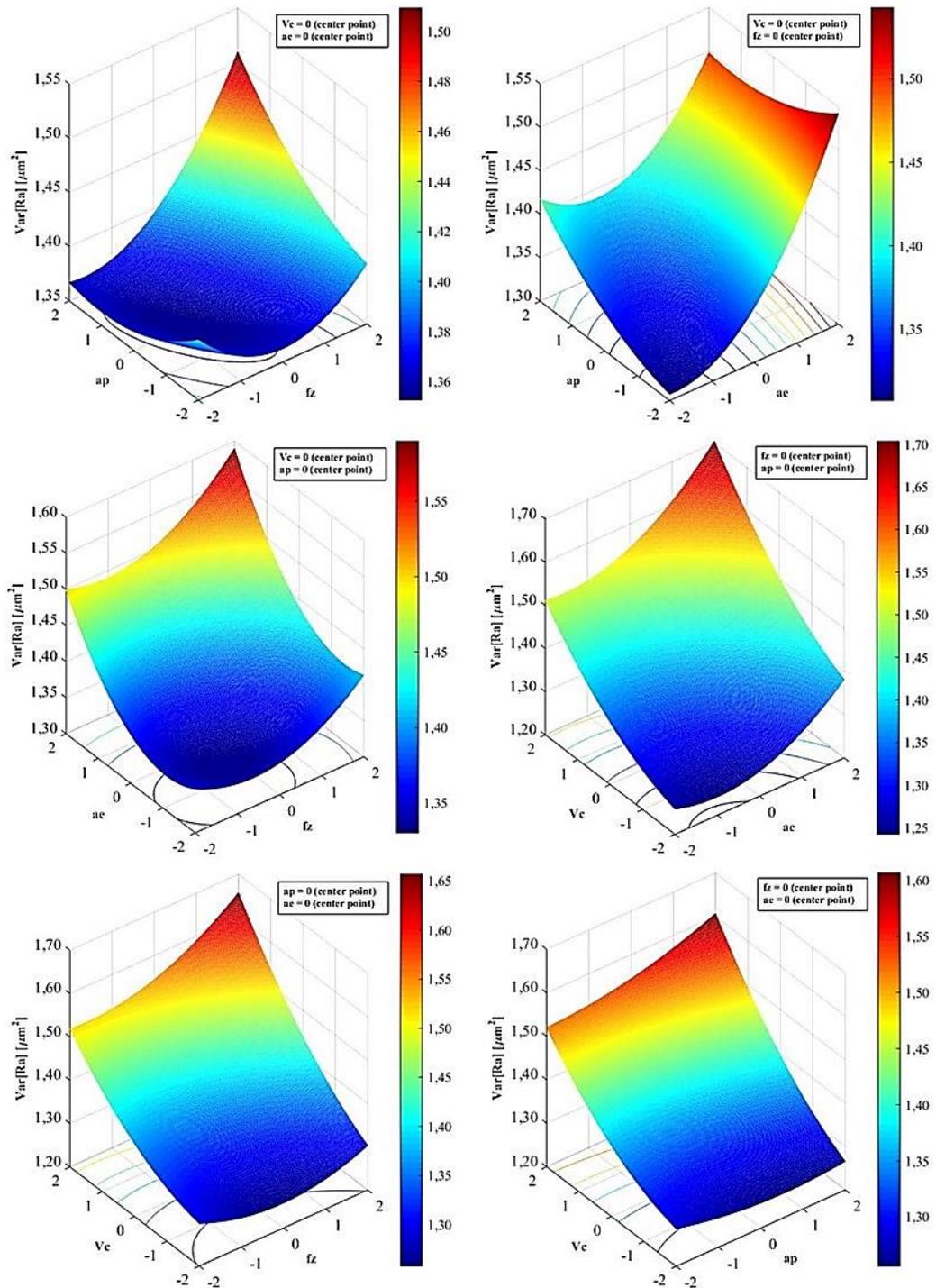


Figura 37. Superfícies de resposta para $Var[Ra]$ (Fonte: autoria própria).

Como mencionado, os modelos de média e de variância da rugosidade Ra, Equações 33 e 34, são escritos em função apenas das variáveis de controle, embora as variáveis de ruído tenham sido utilizadas durante a experimentação. No entanto, dado que a equação de variância leva em consideração a influência dos ruídos, o ajuste das variáveis de controle leva à minimização da variabilidade da rugosidade Ra, garantindo a robustez do fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico.

Com o objetivo avaliar o *trade-off* entre a média e a variância da rugosidade R_a , considerando os modelos de média ($E[Ra]$) e de variância ($Var[Ra]$) expostos nas Equações 33 e 34 e respeitando a restrição da região experimental, a otimização bi-objetivo utilizando-se do método da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*) foi realizada. Para se obter os pontos de âncora e a matriz *pay-off* (Φ), primeiramente foram realizadas as otimizações individuais de $E[Ra]$ e $Var[Ra]$, obtendo-se assim seus respectivos ótimos, $\zeta_{E[Ra]} = 0,723 \mu m$ e $\zeta_{Var[Ra]} = 1,246 \mu m^2$. A Tabela 12 apresenta a matriz *pay-off* (Φ) obtida, sendo cada coluna da matriz correspondente à um ponto de âncora.

Tabela 12. Matriz *pay-off* (Φ) para $E[Ra]$ e $Var[Ra]$ (Fonte: autoria própria).

$E[Ra]$	0,723	1,056
$Var[Ra]$	1,383	1,246

Posteriormente, utilizando-se da Equação 27, as funções objetivo foram normalizadas e a matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$) foi obtida. Assim, definindo um incremento de peso igual a 0,05 e utilizando-se da Equação 30, com $\bar{f}_1(x) = E[Ra]$ e $\bar{f}_2(x) = Var[Ra]$, 21 soluções Pareto-ótimas foram geradas. Os resultados da otimização entre $E[Ra]$ e $Var[Ra]$ obtidos pelo método NBI são resumidos na Tabela 13, com os níveis ótimos das variáveis de controle codificados e decodificados, e os valores de $E[Ra]$ e $Var[Ra]$. A Figura 38 ilustra a fronteira de Pareto associada a estes resultados.

Tabela 13. Resultados da otimização para $E[Ra]$ e $Var[Ra]$ (Fonte: autoria própria).

Peso	Codificado				Decodificado			Respostas		
	f_z	a_p	a_e	v_c	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	$E[Ra]$ [μm]	$Var[Ra]$ [μm^2]
0,00	0,268	-0,184	-0,697	-1,846	0,090	0,172	0,151	132	1,056	1,246
0,05	0,102	0,270	-0,512	-1,912	0,089	0,191	0,158	131	1,029	1,249
0,10	-0,102	0,514	-0,429	-1,882	0,087	0,202	0,162	132	1,005	1,253
0,15	-0,281	0,680	-0,393	-1,818	0,086	0,209	0,163	133	0,983	1,257
0,20	-0,442	0,803	-0,382	-1,736	0,084	0,214	0,164	134	0,961	1,262
0,25	-0,587	0,895	-0,389	-1,644	0,083	0,218	0,164	135	0,940	1,267
0,30	-0,719	0,964	-0,411	-1,544	0,082	0,220	0,163	137	0,920	1,272
0,35	-0,839	1,014	-0,443	-1,439	0,081	0,223	0,161	138	0,901	1,278
0,40	-0,948	1,048	-0,483	-1,330	0,080	0,224	0,160	140	0,882	1,284
0,45	-1,047	1,069	-0,530	-1,217	0,080	0,225	0,158	142	0,863	1,290
0,50	-1,136	1,077	-0,582	-1,101	0,079	0,225	0,156	143	0,846	1,297
0,55	-1,216	1,074	-0,638	-0,980	0,078	0,225	0,153	145	0,828	1,303
0,60	-1,287	1,060	-0,698	-0,856	0,078	0,225	0,151	147	0,812	1,310
0,65	-1,348	1,037	-0,759	-0,728	0,077	0,224	0,148	149	0,796	1,317
0,70	-1,401	1,005	-0,822	-0,594	0,077	0,222	0,145	151	0,781	1,325
0,75	-1,444	0,965	-0,883	-0,453	0,076	0,221	0,143	153	0,767	1,333
0,80	-1,477	0,917	-0,941	-0,305	0,076	0,219	0,140	155	0,754	1,341
0,85	-1,499	0,862	-0,994	-0,147	0,076	0,216	0,138	158	0,742	1,350
0,90	-1,511	0,802	-1,036	0,023	0,076	0,214	0,136	160	0,733	1,360
0,95	-1,509	0,738	-1,065	0,210	0,076	0,211	0,135	163	0,726	1,371
1,00	-1,493	0,671	-1,070	0,419	0,076	0,208	0,135	166	0,723	1,383

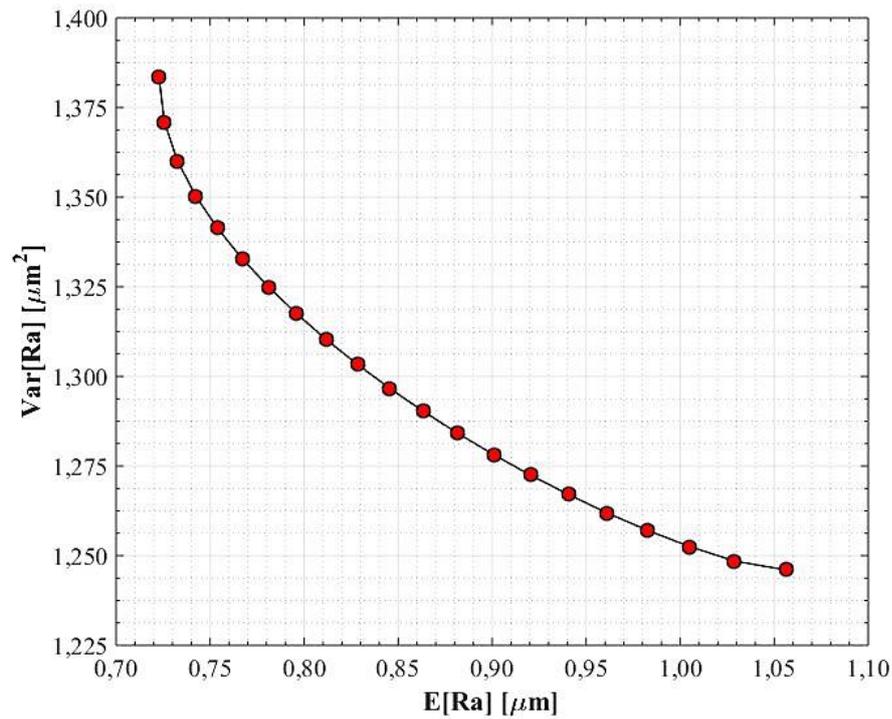


Figura 38. Fronteira de Pareto para $E[Ra]$ e $Var[Ra]$ (Fonte: autoria própria).

Em termos práticos, de acordo com a Tabela 13, pode-se verificar que os níveis robustos para o avanço por dente estão no intervalo de $f_z \sim [0,076; 0,090]$ mm/dente, para a profundidade axial de corte estão no intervalo de $a_p \sim [0,172; 0,225]$ mm, para a profundidade radial de corte estão no intervalo de $a_e \sim [0,135; 0,164]$ mm e para a velocidade de corte estão no intervalo de $v_c \sim [131; 166]$ m/min. Estes níveis garantem a robustez da rugosidade Ra em relação às variáveis de ruído.

Após a avaliação do *trade-off* entre média e variância da rugosidade Ra, foi realizada a otimização do erro quadrático médio ($MSE_{Ra} = [E[Ra] - \zeta_{E[Ra]}]^2 + Var[Ra]$). A Tabela 14 resume os resultados obtidos na otimização, apresentando o MSE mínimo, bem como a média e a variância. Desta forma, verifica-se que os resultados da otimização do MSE relacionado à rugosidade Ra são iguais aos resultados da otimização entre $E[Ra]$ e $Var[Ra]$ considerando o subproblema com peso = 0,40. Logo, na otimização da soma do viés e da variância, a variância apresentou melhores resultados, por estar mais próxima da utopia que o viés.

Tabela 14. Resultado da otimização do MSE da rugosidade Ra (Fonte: autora própria).

Codificado				Decodificado			
f_z	a_p	a_e	v_c	f_z	a_p	a_e	v_c
				[mm/dente]	[mm]	[mm]	[m/min]
-0,948	1,048	-0,483	-1,330	0,080	0,224	0,160	140
Respostas							
$E[Ra]$				$Var[Ra]$		MSE_{Ra}	
[μm]				[μm^2]		[μm^2]	
0,882				1,284		1,309	

5.1.2. Força de Usinagem

A avaliação do comportamento e da grandeza dos esforços de corte no fresamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico é bastante interessante, uma vez estes atuam na deflexão, no desgaste e na vida da ferramenta, assim como nos erros dimensionais e na rugosidade da superfície usinada (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2002, 2004, 2007; BAGCI & YÜNCÜOĞLU, 2017; MA *et al.*, 2018b; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2014, 2017, 2018a, 2018b).

A força de usinagem (soma vetorial das três componentes cartesianas - F_x , F_y e F_z) é um critério importante para entender o comportamento de qualquer processo de usinagem (SOUZA *et al.*, 2015). De acordo com Lauro *et al.* (2014), vários pesquisadores têm empregado técnicas de processamento de sinais para entender os fenômenos que ocorrem nos processos de usinagem. Desta forma, para classificar o sinal da força de usinagem, a Transformada de Wavelet foi empregada em todos os experimentos, com o mesmo nível de refinamento. A Figura 39 ilustra, de maneira sobreposta, o comportamento da força de usinagem de um dos experimentos realizados neste trabalho, referente à um ponto central, antes e depois do processamento do sinal. As condições de usinagem deste experimento foram: $f_z = 0,088$ mm/dente; $a_p = 0,180$ mm; $a_e = 0,180$ mm; $v_c = 160$ m/min; $l_{to} = 50$ mm; $\delta = 45^\circ$; $VB_2 = 0,15$ mm; e estratégia *raster*.

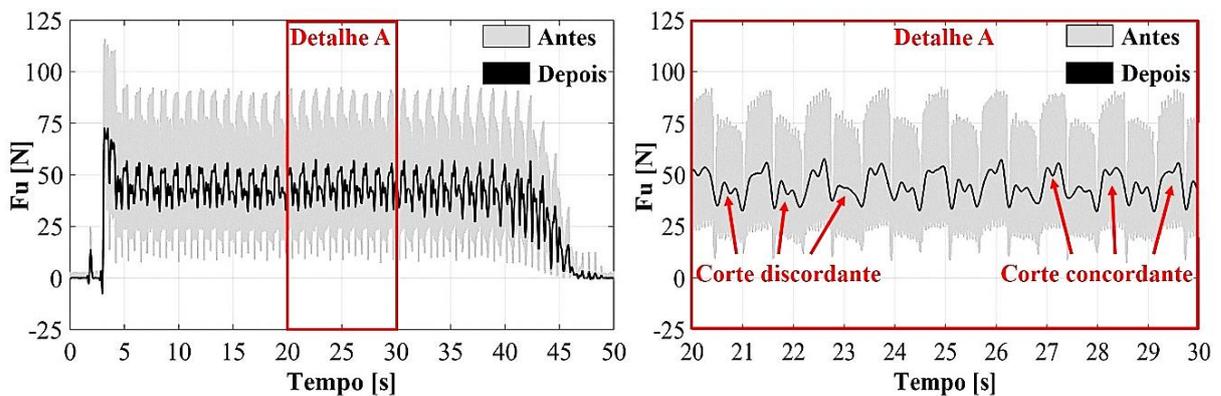


Figura 39. Força de usinagem em um ponto central (Fonte: autoria própria).

A Figura 40 ilustra, em um pequeno intervalo de tempo, o comportamento dos esforços de corte de dois experimentos, também pontos centrais. As componentes da força de usinagem (F_u) são: F_x - medida na direção longitudinal ao avanço (eixo X do centro de usinagem), F_y - medida na direção transversal ao avanço (eixo Y do centro de usinagem) e F_z - medida na direção axial ao eixo da ferramenta (eixo Z do centro de usinagem).

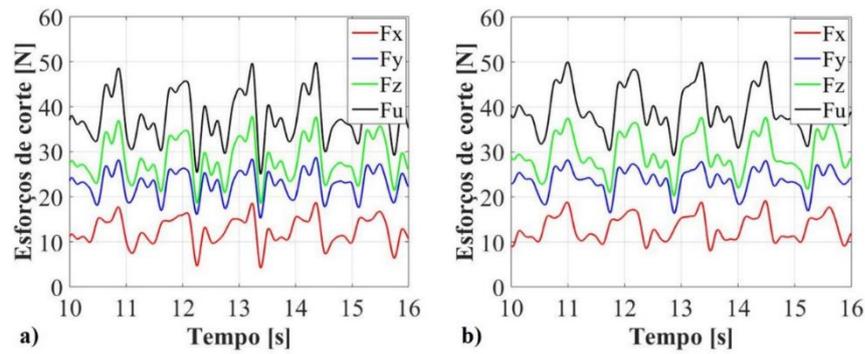


Figura 40. Esforços de corte: a) Experimento 79; b) Experimento 80 (Fonte: autoria própria).

Nos experimentos realizados com estratégias de corte diferentes da estratégia *raster*, isto é, experimentos apenas com corte discordante e experimentos apenas com corte concordante, o comportamento dos esforços de corte modifica-se ligeiramente, pois, dentre os sucessivos passes de corte, há um tempo de reposicionamento do corpo de prova e da ferramenta de corte maior que na estratégia *raster*, tempo este em que não há remoção de cavaco. A Figura 41a ilustra os esforços de corte do Experimento 60, o qual foi realizado com as seguintes condições de usinagem: $f_z = 0,096$ mm/dente; $a_p = 0,222$ mm; $a_e = 0,138$ mm; $v_c = 175$ m/min; $l_{to} = 55$ mm; $\delta = 60^\circ$; $VB2 = 0,00$ mm; e estratégia discordante. Por outro lado, a Figura 41b ilustra os esforços de corte do Experimento 62, o qual foi realizado com as seguintes condições de usinagem: $f_z = 0,096$ mm/dente; $a_p = 0,138$ mm; $a_e = 0,222$ mm; $v_c = 175$ m/min; $l_{to} = 55$ mm; $\delta = 60^\circ$; $VB2 = 0,00$ mm; e estratégia concordante.

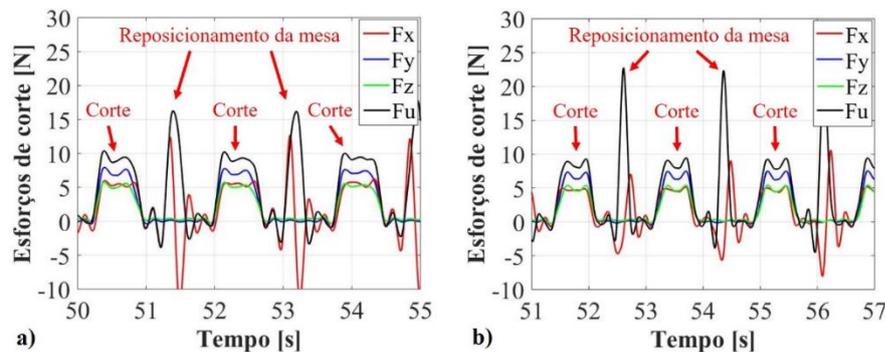


Figura 41. Esforços de corte: a) Experimento 60; b) Experimento 62 (Fonte: autoria própria).

A Tabela 15 apresenta os resultados obtidos através da análise de variância (ANOVA) para a força de usinagem, considerando um nível de significância igual a 0,050. A Figura 42 ilustra os efeitos lineares e quadráticos das variáveis de controle e os efeitos lineares das variáveis de ruído sobre a força de usinagem. Analisando os efeitos lineares, verifica-se que a velocidade de corte (v_c) e a estratégia de corte (E) não apresentaram influência estatisticamente significativa. Nota-se, através do valor-F, que o desgaste de flanco da ferramenta ($VB2$) apresentou maior influência sobre a força de usinagem que as variáveis de controle. Isto é

interessante, uma vez que, em alguns casos, o desgaste de flanco da ferramenta não é considerado nos planejamentos de experimentos, o que pode comprometer os resultados.

Tabela 15. ANOVA para a força de usinagem (Fonte: autoria própria).

Fonte	GL	SQ	MQ	Valor-F	Valor-P
Modelo	34	20033,6	589,2	461,61	0,000
Linear	8	5710,7	713,8	559,24	0,000
f_z	1	6,8	6,8	5,33	0,025
a_p	1	1637,1	1637,1	1282,55	0,000
a_e	1	87,9	88,0	68,90	0,000
v_c	1	1,3	1,3	1,03	0,315
l_{to}	1	25,3	25,3	19,83	0,000
δ	1	138,4	138,4	108,46	0,000
VB2	1	1875,7	1875,7	1469,47	0,000
E	1	2,1	2,1	1,66	0,203
Quadrático	4	38,8	9,7	7,60	0,000
$f_z \times f_z$	1	0,0	0,0	0,00	0,966
$a_p \times a_p$	1	0,3	0,3	0,20	0,656
$a_e \times a_e$	1	0,5	0,5	0,37	0,546
$v_c \times v_c$	1	38,2	38,2	29,96	0,000
Interações	22	173,7	7,9	6,19	0,000
$f_z \times a_p$	1	0,1	0,1	0,08	0,783
$f_z \times a_e$	1	4,6	4,6	3,60	0,064
$f_z \times v_c$	1	11,5	11,5	8,97	0,004
$f_z \times l_{to}$	1	0,1	0,1	0,05	0,830
$f_z \times \delta$	1	0,3	0,3	0,21	0,652
$f_z \times VB2$	1	0,3	0,3	0,21	0,647
$f_z \times E$	1	0,9	0,9	0,68	0,415
$a_p \times a_e$	1	1,8	1,8	1,40	0,243
$a_p \times v_c$	1	2,4	2,4	1,91	0,173
$a_p \times l_{to}$	1	0,0	0,0	0,00	0,972
$a_p \times \delta$	1	0,8	0,8	0,59	0,445
$a_p \times VB2$	1	24,0	24,0	18,79	0,000
$a_p \times E$	1	10,6	10,6	8,30	0,006
$a_e \times v_c$	1	2,7	2,7	2,11	0,153
$a_e \times l_{to}$	1	0,4	0,4	0,34	0,564
$a_e \times \delta$	1	5,8	5,8	4,52	0,039
$a_e \times VB2$	1	7,5	7,5	5,91	0,019
$a_e \times E$	1	0,2	0,2	0,15	0,697
$v_c \times l_{to}$	1	1,7	1,7	1,33	0,254
$v_c \times \delta$	1	0,0	0,0	0,03	0,868
$v_c \times VB2$	1	0,6	0,6	0,48	0,492
$v_c \times E$	1	0,0	0,0	0,03	0,862
Erro	47	60,0	1,3		
Falta de ajuste	38	50,6	1,3	1,28	0,367
Erro Puro	9	9,4	1,0		
Total	81	20093,6			
	S	R ²	R ² _{adj}	R ² _{prev}	
	1,1298	99,70%	99,49%	98,28%	

Valor-P estatisticamente significativo, considerando um nível de significância de 0,050.

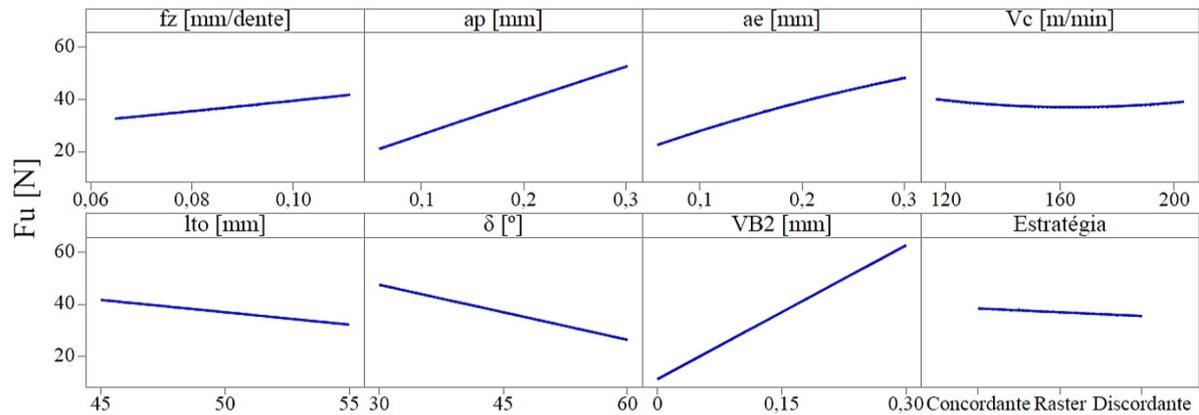


Figura 42. Efeitos principais sobre a força de usinagem (Fonte: autoria própria).

O avanço por dente (f_z), a profundidade axial de corte (a_p) e a profundidade radial de corte (a_e) apresentaram efeitos lineares positivos. Este resultado está de acordo com Lamikiz *et al.* (2004), que citam que no fresamento com ferramentas de topo esférico, a força de usinagem é determinada em função da espessura do cavaco não deformado, sendo esta diretamente proporcional ao avanço por dente e às profundidades axial e radial de corte. Segundo Hood *et al.* (2013), não é de surpreender que aumentar a taxa de remoção de material alterando o avanço por dente e as profundidades axial e radial de corte gere um aumento na força de usinagem.

O comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) apresentou efeito linear negativo sobre a força de usinagem, de modo que seu aumento implicou na redução da força de usinagem. Kull Neto (2016) avaliando o fresamento do aço ABNT D6 (62 HRC) com ferramentas de topo esférico, não verificou influência significativa do comprimento em balanço da ferramenta nas componentes da força de usinagem. Por outro lado, Wojciechowski *et al.* (2018a), avaliando o fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC) com ferramentas de topo esférico e em superfícies inclinadas entre 30° e 60° , verificou que as componentes da força de usinagem foram reduzidas quando se aumentou o comprimento em balanço da ferramenta de 32 para 63 mm. No entanto, ao aumentar o comprimento em balanço da ferramenta de 63 para 95 mm, os autores verificaram um aumento nas componentes da força de usinagem.

O ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) também apresentou efeito linear negativo sobre a força de usinagem, de modo que seu aumento implicou na redução da força de usinagem. Wojciechowski *et al.* (2017), avaliando os esforços de corte no fresamento em cópia do aço ABNT L6 (58 HRC) com ferramentas de topo esférico, verificaram que o ângulo de inclinação da superfície usinada influenciou significativamente os esforços de corte, sendo que os maiores esforços de corte foram obtidos no intervalo $0^\circ < \delta < 15^\circ$. Segundo os autores, no intervalo $15^\circ < \delta < 60^\circ$, a influência do ângulo de inclinação da superfície usinada sobre os esforços de corte foi baixa, o que pode constituir a faixa de aplicação efetiva das ferramentas de topo de esférico na usinagem de aços endurecidos.

A Figura 43a ilustra, em um pequeno intervalo de tempo, o comportamento dos esforços de corte do Experimento 2, o qual foi realizado com as seguintes condições de usinagem: $f_z = 0,096$ mm/dente; $a_p = 0,138$ mm; $a_e = 0,138$ mm; $v_c = 145$ m/min; $l_{to} = 45$ mm, $\delta = 30^\circ$, $VB2 = 0,00$ mm e estratégia concordante. A Figura 43b ilustra o comportamento dos esforços de corte do Experimento 34, o qual foi realizado com as mesmas condições de usinagem do Experimento 2, exceto o ângulo de inclinação da superfície usinada e a estratégia de corte, que foram: $\delta = 60^\circ$ e estratégia discordante.

Da mesma forma, a Figura 43c ilustra o comportamento dos esforços de corte do Experimento 15, o qual foi realizado com as seguintes condições de usinagem: $f_z = 0,080$ mm/dente; $a_p = 0,222$ mm; $a_e = 0,222$ mm; $v_c = 175$ m/min; $l_{to} = 45$ mm, $\delta = 30^\circ$, $VB2 = 0,00$ mm e estratégia concordante. A Figura 43d ilustra o comportamento dos esforços de corte do Experimento 47, o qual foi realizado com as mesmas condições de usinagem do Experimento 15, exceto o ângulo de inclinação da superfície usinada e a estratégia de corte, que foram: $\delta = 60^\circ$ e estratégia discordante.

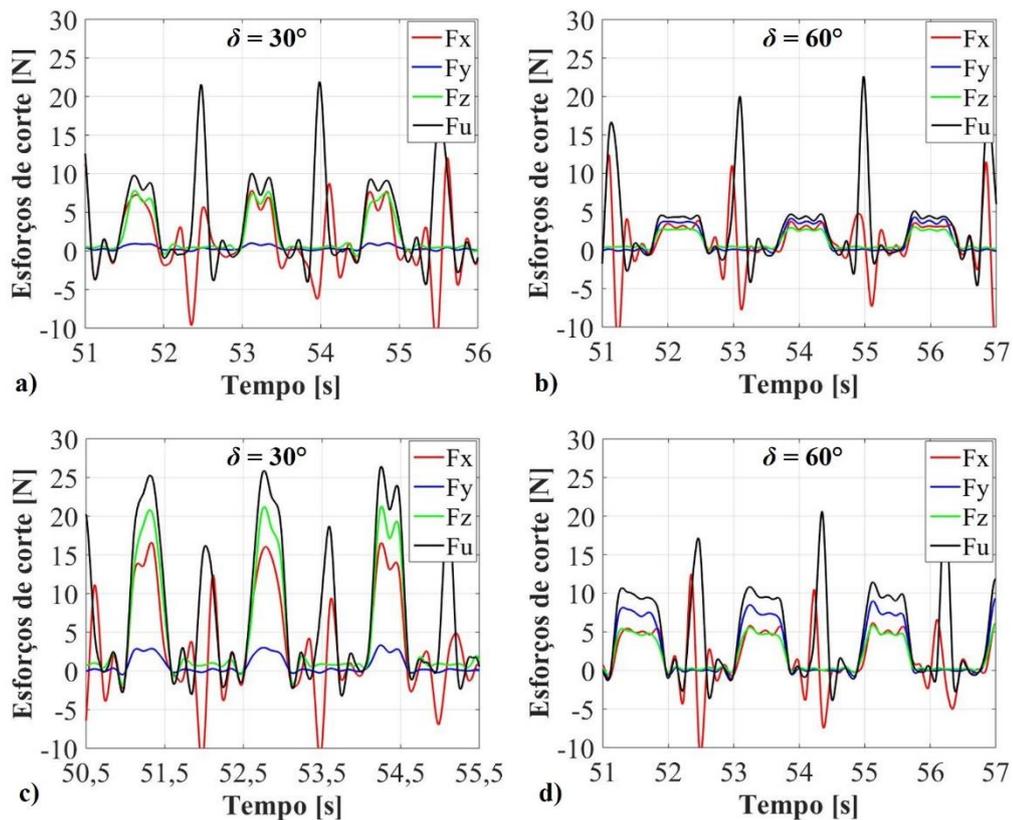


Figura 43. Esforços de corte: a) Experimento 2; b) Experimento 34; c) Experimento 15; d) Experimento 47 (Fonte: autoria própria).

Desta forma, analisando os esforços de corte apresentados na Figura 43, pode-se verificar que, nos experimentos de fresamento com $\delta = 30^\circ$ (Figuras 43a e 43c), a componente F_z da força de usinagem apresenta maior magnitude, sendo seguida pelas componentes F_x e F_y ,

respectivamente. Por outro lado, nos experimentos de fresamento com $\delta = 60^\circ$ (Figuras 43b e 43d), as componentes F_z e F_x têm suas magnitudes reduzidas, e a componente F_y passa a apresentar a maior magnitude. Além da variação da magnitude dos esforços de corte, a variação do ângulo de inclinação da superfície usinada modifica o formato dos sinais destes esforços, dando o indicativo de que a região de contato ferramenta/peça se alterou.

Analisando a componente F_z , no fresamento com $\delta = 30^\circ$, uma região próxima ao centro da ponta da ferramenta está engajada no corte, o que gera maiores esforços axiais. Com o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada, os esforços axiais diminuem, pois, a região de contato ferramenta/peça se altera (Figura 35. Geometria de contato ferramenta/peça), não estando a região próxima ao centro da ponta da ferramenta engajada no corte. Assim como verificaram Souza *et al.* (2014), a componente F_z da força de usinagem diminui quando regiões próximas ao centro da ponta da ferramenta não estão engajadas no corte.

Com relação à componente F_y , o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada faz com que a região de contato ferramenta/peça se desloque em direção ao diâmetro nominal da ferramenta, gerando maiores esforços na direção desta componente. De acordo com López de Lacalle *et al.* (2007), a componente F_y é a responsável pela deflexão da ferramenta e pelos erros dimensionais da superfície usinada.

Na usinagem de superfícies complexas, a variação do ângulo de inclinação da superfície é recorrente, alterando o diâmetro efetivo de corte e, conseqüentemente, a velocidade de corte, uma vez que a rotação é mantida constante. Nos experimentos deste trabalho, para cada ângulo de inclinação avaliado (30° , 45° e 60°), a rotação da ferramenta era alterada, de forma que a velocidade de corte fosse a mesma para ambos os ângulos de inclinação da superfície usinada.

A alteração da rotação da ferramenta induz a alteração da velocidade de avanço, $v_f = f_z \cdot z \cdot n$, onde f_z é o avanço por dente, z é o número de arestas de corte da ferramenta e n é a rotação da ferramenta. Desta forma, sendo a componente F_x medida na direção longitudinal ao avanço, espera-se que esta seja afetada pela velocidade de avanço. Assim, conforme ilustra a Figura 43, pode-se verificar que a componente F_x apresentou maiores magnitudes no fresamento com $\delta = 30^\circ$ (Figuras 43a e 43c) do que no fresamento com $\delta = 60^\circ$ (Figuras 43b e 43d). Há de se concordar que o diâmetro efetivo de corte com $\delta = 30^\circ$ é relativamente menor que com $\delta = 60^\circ$, assim, a rotação da ferramenta e a velocidade de avanço são maiores para o fresamento com $\delta = 30^\circ$. Portanto, em operações de fresamento com ferramentas de topo esférico e velocidade de corte constante (rotação variável), o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada implica na redução da rotação da ferramenta e da velocidade de avanço, reduzindo, conseqüentemente, a magnitude da componente F_x .

Käsemodel (2019) desenvolveu um sistema computacional capaz de identificar o diâmetro efetivo de uma ferramenta de topo esférico ao longo de uma trajetória qualquer. Este sistema calcula a rotação da ferramenta de forma a manter a velocidade de corte e avanço por aresta o mais constante possível. De acordo com o autor, com a otimização da velocidade de corte, o avanço também foi otimizado resultando em ganhos de 20% no tempo de fabricação de uma geometria complexa e 26% no tempo de fabricação de uma geometria facetada. Além disso, todas as componentes da força de usinagem foram reduzidas, sendo a força de usinagem reduzida, em média, em 21% na usinagem da geometria facetada. Segundo o autor, a redução de F_x e F_y induz a redução da deflexão da ferramenta e do erro de forma da superfície usinada.

Desta forma, acredita-se que a redução da força de usinagem (F_u) com o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ), possa ser explicada pela diminuição dos esforços axiais e pelas reduções da rotação da ferramenta e da velocidade de avanço, de modo que a velocidade de corte permaneça constante para qualquer ângulo de inclinação da superfície usinada. Käsemodel (2019) verificou o surgimento de alguns patamares de força de usinagem ao fresar uma geometria complexa com a velocidade de corte constante. Segundo o autor, isto reforça a hipótese de que a variação da força de usinagem é causada pela variação da velocidade de corte e não pelo ângulo de inclinação da superfície usinada.

Através da análise de variância relacionada à força de usinagem (Tabela 15) e dos efeitos principais das variáveis de controle e de ruído (Figura 42), verifica-se que o desgaste de flanco da ferramenta (VB_2) foi a variável que mais influenciou a força de usinagem, apresentando efeito linear positivo, de modo que seu aumento implicou no aumento da força de usinagem. Wojciechowski *et al.* (2016) avaliaram a influência do desgaste de flanco da ferramenta de topo esférico sobre os esforços de corte no fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC). Segundo os autores, os esforços de corte são afetados pelo desgaste da ferramenta, sendo que o aumento do desgaste de flanco implicou no aumento dos esforços de corte. Isto pode ser atribuído às relações entre o desgaste da ferramenta e o fenômeno atrito/abrasão na interface flanco da ferramenta-superfície usinada.

De acordo com Wojciechowski *et al.* (2016), o desgaste de flanco da ferramenta também pode afetar o valor efetivo do raio da aresta de corte e, portanto, a intensidade do mecanismo de aragem (*ploughing*), que é correlacionado diretamente com os esforços de corte. De acordo com Wojciechowski & Twardowski (2014), o aumento do desgaste de flanco da ferramenta gera o aumento do comprimento de contato ferramenta/peça, o que implica no aumento da força de aragem (*ploughing*). Segundo Wojciechowski *et al.* (2017), o aumento da força de aragem (*ploughing*) contribui para o aumento da força de usinagem, uma vez que a força de usinagem é resultante dos mecanismos de cisalhamento e aragem que ocorrem na região de corte.

A Figura 44a ilustra, em um pequeno intervalo de tempo, o comportamento dos esforços de corte do Experimento 2, o qual foi realizado com as seguintes condições de usinagem: $f_z = 0,096$ mm/dente; $a_p = 0,138$ mm; $a_e = 0,138$ mm; $v_c = 145$ m/min; $l_{to} = 45$ mm, $\delta = 30^\circ$, $VB2 = 0,00$ mm e estratégia concordante. A Figura 44b ilustra o comportamento dos esforços de corte do Experimento 1, o qual foi realizado com as mesmas condições de usinagem do Experimento 2, exceto o avanço por dente, o desgaste de flanco e a estratégia de corte que foram: $f_z = 0,080$ mm/dente, $VB2 = 0,30$ mm e estratégia discordante.

Da mesma forma, a Figura 44c ilustra o comportamento dos esforços de corte do Experimento 34, o qual foi realizado com as seguintes condições de usinagem: $f_z = 0,096$ mm/dente; $a_p = 0,138$ mm; $a_e = 0,138$ mm; $v_c = 145$ m/min; $l_{to} = 45$ mm, $\delta = 60^\circ$, $VB2 = 0,00$ mm e estratégia discordante. A Figura 44d ilustra o comportamento dos esforços de corte do Experimento 33, o qual foi realizado com as mesmas condições de usinagem do Experimento 34, exceto o avanço por dente, o desgaste de flanco e a estratégia de corte que foram: $f_z = 0,080$ mm/dente, $VB2 = 0,30$ mm e estratégia concordante.

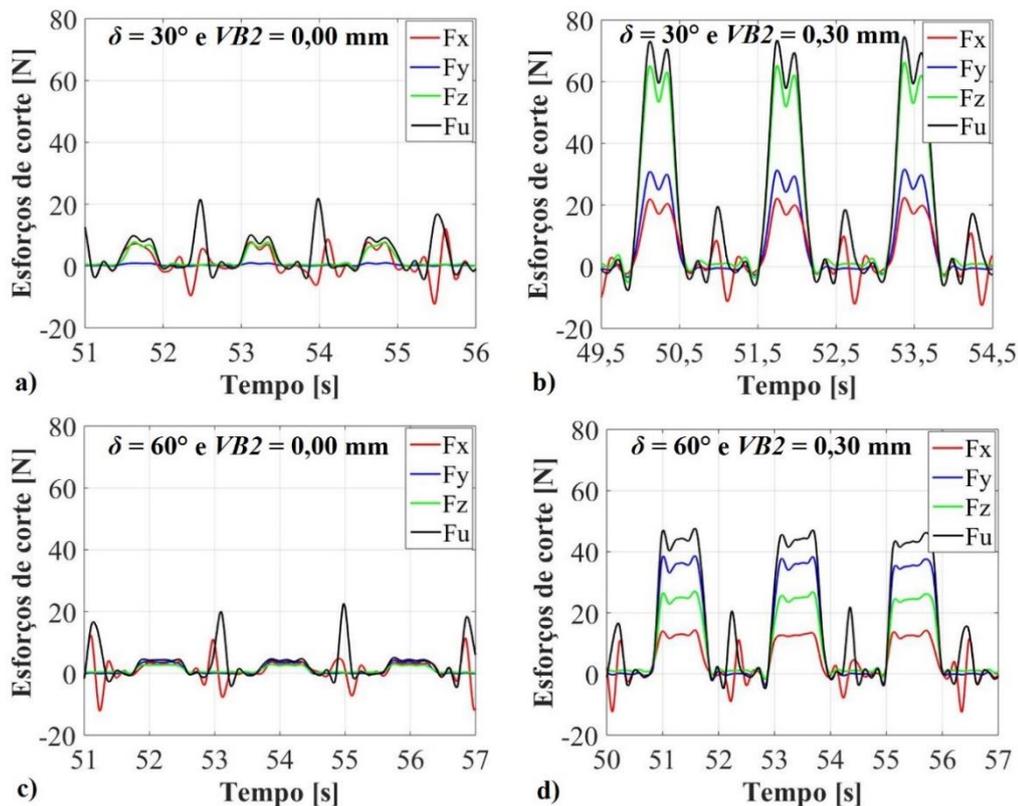


Figura 44. Esforços de corte: a) Experimento 2; b) Experimento 1; c) Experimento 34; d) Experimento 33 (Fonte: autoria própria).

Desta forma, de acordo com a Figura 44, acredita-se que o aumento dos esforços de corte esteja relacionado ao aumento do comprimento de contato ferramenta/peça, que ocorre devido ao fenômeno de atrito/abrasão na interface flanco da ferramenta-superfície usinada, implicando

no aumento da força de aragem (*ploughing*) e, conseqüentemente, na força de usinagem (WOJCIECHOWSKI & TWARDOWSKI, 2014; WOJCIECHOWSKI *et al.*, 2017).

Como verificado na análise de variância (Tabela 15), a velocidade de corte (v_c) não apresentou efeito linear sobre a força de usinagem (F_u), no entanto, apresentou um pequeno efeito quadrático, sendo este positivo, de modo que os menores valores de força de usinagem foram obtidos próximo ao nível central desta variável. Wojciechowski *et al.* (2017), avaliaram a influência da velocidade de corte sobre os esforços de corte no fresamento do aço ABNT L6 (58 HRC) utilizando ferramentas de topo esférico e estratégia de usinagem em cópia ascendente. Assim, os autores verificaram que a componente de força transversal à direção de avanço tende a diminuir à medida que a velocidade de corte aumenta. Por outro lado, a componente de força longitudinal à direção de avanço e a componente de força axial, tendem a aumentar com o aumento da velocidade de corte. Segundo os autores, este efeito ambíguo da velocidade de corte com as componentes dos esforços de corte pode ser correlacionado com a ocorrência de fenômenos opostos durante o fresamento com velocidades de corte mais altas. Dentre estes fenômenos, destaca-se o efeito de amolecimento do aço (redução da resistência ao cisalhamento), bem como a intensificação de interações dinâmicas no sistema de fresamento, correlacionadas com a perda de estabilidade, o nível de crescimento das vibrações e os valores da força centrífuga (KILIC & ALTINTAS, 2012; WOJCIECHOWSKI *et al.* 2014).

A Figura 45 ilustra os efeitos das interações entre as variáveis controle e entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído sobre a força de usinagem. Com relação às interações entre as variáveis de controle, pode-se verificar através da Tabela 15 e da Figura 45 que apenas a interação entre o avanço por dente (f_z) e a velocidade de corte (v_c) apresentou influência estatisticamente significativa sobre a força de usinagem, de modo que, nos menores níveis de avanço por dente, o aumento da velocidade de corte implicou na redução da força de usinagem, enquanto que, nos maiores níveis de avanço por dente, o aumento da velocidade de corte implicou no aumento da força de usinagem. Desta forma, verifica-se que, nas proximidades do nível central do avanço por dente, não há variação da força de usinagem, independentemente da velocidade de corte utilizada.

Analisando as interações entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído, verifica-se que o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) apresentou interação estatisticamente significativa com a profundidade radial de corte (a_e). Assim, pode-se verificar que o aumento da profundidade radial de corte implicou no aumento da força de usinagem, independentemente do ângulo de inclinação da superfície usinada. No entanto, o aumento da força de usinagem foi mais acentuado para a usinagem com ângulo de inclinação de 30°. Além disso, é possível verificar que o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada implicou na redução da

força de usinagem, independentemente profundidade radial de corte utilizada. Desta forma, considerando o espaço experimental, verifica-se que níveis mais baixos de profundidade radial de corte garantem a robustez da força de usinagem em relação à variação do ângulo de inclinação da superfície usinada.

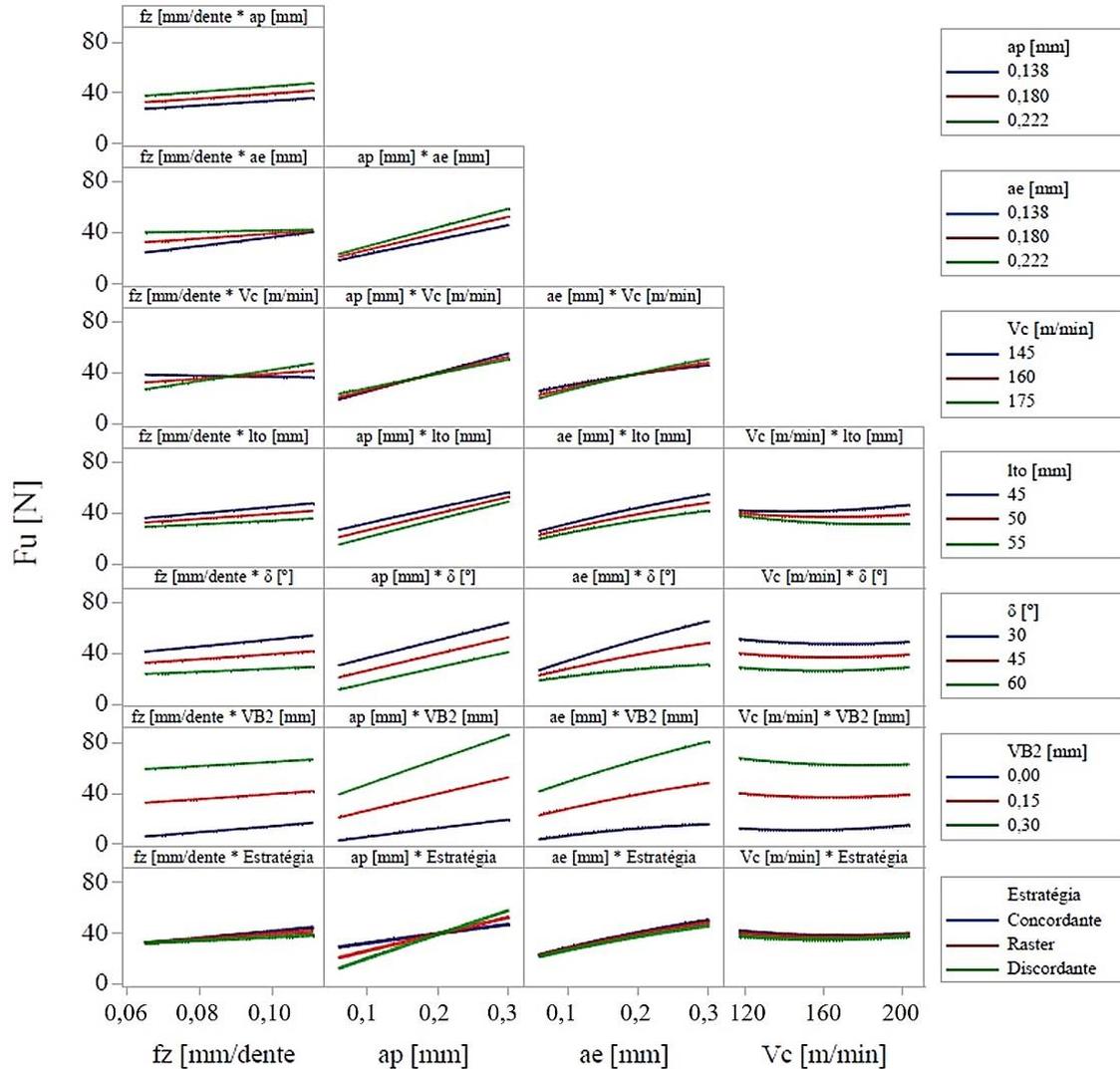


Figura 45. Efeitos das interações sobre a força de usinagem (Fonte: autoria própria).

Analisando o desgaste do flanco ($VB2$), verifica-se que este apresentou interações estatisticamente significativas com a profundidade axial de corte (a_p) e com a profundidade radial de corte (a_e). Em ambas as interações, o aumento do desgaste de flanco implicou no aumento da força de usinagem, no entanto, este aumento foi mais acentuado quando se utilizou os maiores níveis destas variáveis. Desta forma, considerando o espaço experimental, os menores níveis das profundidades axial e radial de corte garantem a robustez da força de usinagem em relação à variação do desgaste do flanco.

Analisando a estratégia de corte (E), verifica-se que esta apresentou interação estatisticamente significativa com a profundidade axial de corte (a_p), de modo que, nos menores níveis de profundidade axial de corte, a estratégia de corte discordante apresentou as menores forças de usinagem, sendo seguida pela estratégia *raster* e pela estratégia concordante, respectivamente. Por outro lado, nos maiores níveis de profundidade axial de corte, a estratégia de corte concordante apresentou as menores forças de usinagem, sendo seguida pela estratégia *raster* e pela estratégia de corte discordante, respectivamente.

Além disso, pode-se verificar que o aumento da profundidade axial de corte implicou no aumento da força de usinagem, independentemente da estratégia de corte utilizada. No entanto, o aumento da força de usinagem foi mais acentuado para a estratégia de corte discordante. Considerando o espaço experimental, verifica-se que nas proximidades do nível central da profundidade axial de corte, a força de usinagem não sofre variação, qualquer que seja a estratégia de corte utilizada. Desta forma, níveis próximos ao nível central da profundidade axial de corte garantem a robustez da força de usinagem em relação à variação da estratégia de corte.

O modelo de resposta para a força de usinagem (Fu) é apresentado na Equação 35. Este modelo contém termos lineares para as variáveis de controle e para as variáveis de ruído, termos quadráticos para as variáveis de controle, termos de interação entre as variáveis de controle e termos de interação entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído. O modelo de resposta apresentou erro experimental, estimado através da análise de variância (ANOVA), igual a $\hat{\sigma}_{Fu} = 1,276$ e coeficientes de determinação $R^2_{adj} = 99,49\%$ e $R^2_{prev} = 98,28\%$. O teste de falta de ajuste não apontou evidências para rejeitar a hipótese nula, isto é, de haver falta de ajuste dos dados, uma vez que o valor-P obtido foi de 0,367. Assim, o modelo de resposta apresenta excelente explicação da variabilidade dos dados, bem como capacidade de previsão.

$$\begin{aligned}
 Fu(x, z) = & 37,058 + 1,410f_z + 5,489a_p + 4,515a_e - 0,156v_c - 4,650l_{to} - 10,440\delta \\
 & + 25,683VB2 - 1,310E - 0,012f_z^2 - 0,025a_p^2 - 0,202a_e^2 + 0,304v_c^2 + 0,280f_z a_p - 1,168f_z a_e \\
 & + 1,980f_z v_c - 0,194f_z l_{to} - 0,396f_z \delta - 0,303f_z VB2 - 0,498f_z E + 0,645a_p a_e - 0,884a_p v_c \\
 & + 0,031a_p l_{to} - 0,672a_p \delta + 2,687a_p VB2 + 2,164a_p E + 0,872a_e v_c - 0,640a_e l_{to} - 2,270a_e \delta \\
 & + 2,348a_e VB2 - 0,420a_e E - 1,058v_c l_{to} + 0,147v_c \delta - 0,720v_c VB2 + 0,156v_c E \quad (35)
 \end{aligned}$$

O modelo de resposta para força de usinagem, apresentado na Equação 35, é escrito em função das variáveis de controle e de ruído. Deste modo, é importante obter modelos que sejam robustos à variação das variáveis de ruído, uma vez que estas variáveis não podem ter seus valores fixados em determinados níveis desejados, pois não dependem da escolha do engenheiro de processo. Assim, o projeto de parâmetro robusto foi realizado para viabilizar a minimização da influência das variáveis de ruído sobre a força de usinagem. Os modelos de

média e de variância para a força de usinagem, em função apenas das variáveis de controle, são respectivamente apresentados nas Equações 36 e 37. As superfícies de resposta para estes modelos estão ilustradas nas Figuras 46 e 47.

$$E[Fu] = 37,058 + 1,410f_z + 5,489a_p + 4,515a_e - 0,156v_c - 0,012f_z^2 - 0,025a_p^2 - 0,202a_e^2 + 0,304v_c^2 + 0,280f_z a_p - 1,168f_z a_e + 1,980f_z v_c + 0,645a_p a_e - 0,884a_p v_c + 0,872a_e v_c \quad (36)$$

$$\text{Var}[Fu] = (-4,650 - 0,194f_z + 0,031a_p - 0,640a_e - 1,058v_c)^2 + (-10,440 - 0,396f_z - 0,672a_p - 2,270a_e + 0,147v_c)^2 + (25,683 - 0,303f_z + 2,687a_p + 2,348a_e - 0,720v_c)^2 + (-1,310 - 0,498f_z + 2,164a_p - 0,420a_e + 0,156v_c)^2 + 1,1298^2 \quad (37)$$

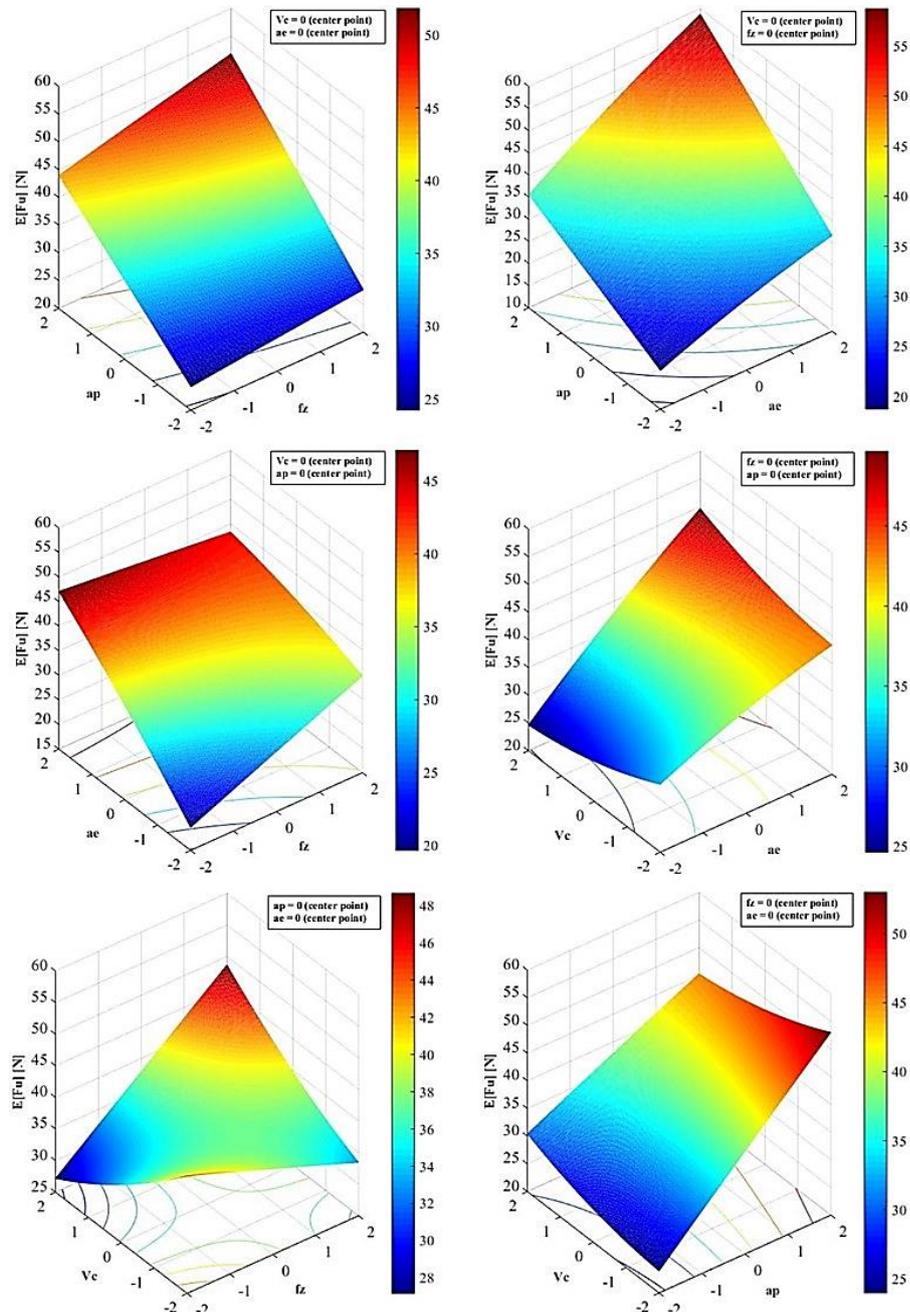


Figura 46. Superfícies de resposta para $E[Fu]$ (Fonte: autoria própria).

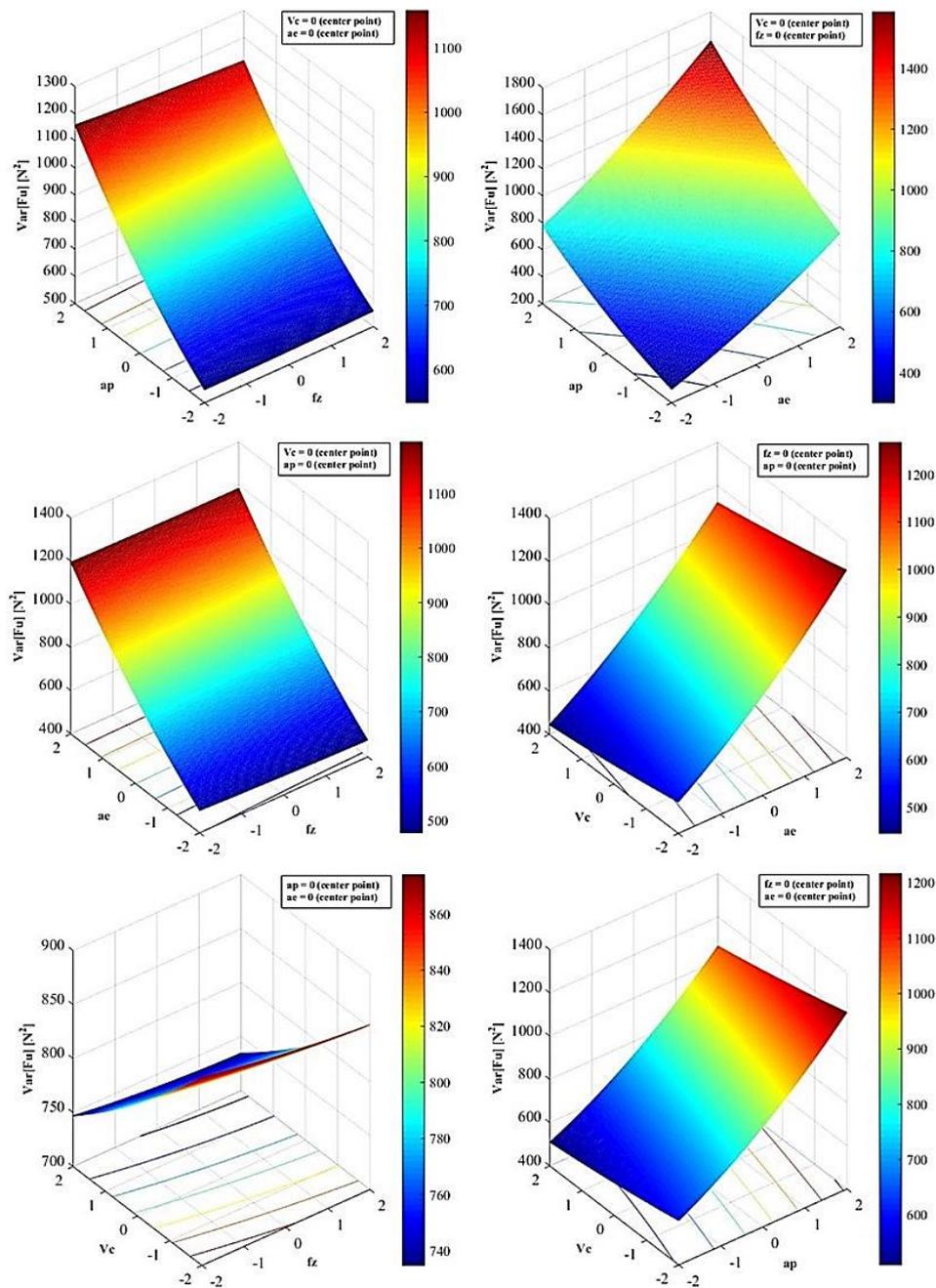


Figura 47. Superfícies de resposta para $Var[Fu]$ (Fonte: autoria própria).

Como mencionado, os modelos de média e de variância da força de usinagem, Equações 36 e 37, são escritos em função apenas das variáveis de controle, embora as variáveis de ruído tenham sido utilizadas durante a experimentação. Dado que a equação de variância leva em consideração a influência dos ruídos, o ajuste das variáveis de controle leva à minimização da variabilidade da força de usinagem, garantindo a robustez do processo.

Com o objetivo avaliar o *trade-off* entre a média e a variância da força de usinagem, considerando os modelos de média ($E[Fu]$) e de variância ($Var[Fu]$) expostos nas Equações 36 e 37 e respeitando a restrição da região experimental, a otimização bi-objetivo utilizando-se do método da interseção normal à fronteira (NBI - *Normal Boundary Intersection*) foi realizada.

Para se obter os pontos de âncora e a matriz *pay-off* (Φ), primeiramente foram realizadas as otimizações individuais de $E[Fu]$ e $Var[Fu]$, obtendo-se assim seus respectivos ótimos, $\zeta_{E[Fu]} = 22,20 N$ e $\zeta_{Var[Fu]} = 407,91 N^2$. A Tabela 16 apresenta a matriz *pay-off* (Φ) obtida, sendo cada coluna da matriz correspondente à um ponto de âncora.

Tabela 16. Matriz *pay-off* (Φ) para $E[Fu]$ e $Var[Fu]$ (Fonte: autoria própria).

$E[Fu]$	22,20	24,00
$Var[Fu]$	449,95	407,91

Posteriormente, utilizando-se da Equação 27, as funções objetivo foram normalizadas e a matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$) foi obtida. Assim, definindo um incremento de peso igual a 0,05 e utilizando-se da Equação 30, com $\bar{f}_1(x) = E[Fu]$ e $\bar{f}_2(x) = Var[Fu]$, 21 soluções Pareto-ótimas foram geradas. Os resultados da otimização entre $E[Fu]$ e $Var[Fu]$ obtidos pelo método NBI são resumidos na Tabela 17, com os níveis ótimos das variáveis de controle codificados e decodificados, e os valores de $E[Fu]$ e $Var[Fu]$. A Figura 48 ilustra a fronteira de Pareto associada a estes resultados.

Tabela 17. Resultados da otimização para $E[Fu]$ e $Var[Fu]$ (Fonte: autoria própria).

Peso	Codificado				Decodificado				Respostas	
	f_z	a_p	a_e	v_c	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	$E[Fu]$ [N]	$Var[Fu]$ [N ²]
0,00	0,022	-1,204	-1,573	0,271	0,088	0,129	0,114	164	24,00	407,91
0,05	-0,027	-1,212	-1,568	0,265	0,088	0,129	0,114	164	23,83	408,01
0,10	-0,076	-1,218	-1,563	0,260	0,087	0,129	0,114	164	23,66	408,30
0,15	-0,126	-1,223	-1,556	0,257	0,087	0,129	0,115	164	23,50	408,80
0,20	-0,176	-1,226	-1,549	0,257	0,087	0,129	0,115	164	23,35	409,50
0,25	-0,228	-1,227	-1,542	0,258	0,086	0,128	0,115	164	23,21	410,41
0,30	-0,279	-1,225	-1,534	0,262	0,086	0,129	0,116	164	23,08	411,54
0,35	-0,330	-1,221	-1,526	0,269	0,085	0,129	0,116	164	22,96	412,88
0,40	-0,382	-1,214	-1,518	0,278	0,085	0,129	0,116	164	22,84	414,44
0,45	-0,432	-1,205	-1,509	0,289	0,085	0,129	0,117	164	22,74	416,23
0,50	-0,483	-1,192	-1,502	0,302	0,084	0,130	0,117	165	22,64	418,23
0,55	-0,532	-1,177	-1,494	0,317	0,084	0,131	0,117	165	22,56	420,45
0,60	-0,580	-1,158	-1,487	0,334	0,083	0,131	0,118	165	22,48	422,89
0,65	-0,627	-1,137	-1,480	0,352	0,083	0,132	0,118	165	22,42	425,54
0,70	-0,673	-1,114	-1,473	0,372	0,083	0,133	0,118	166	22,36	428,41
0,75	-0,717	-1,089	-1,466	0,392	0,082	0,134	0,118	166	22,31	431,48
0,80	-0,759	-1,061	-1,459	0,412	0,082	0,135	0,119	166	22,27	434,77
0,85	-0,800	-1,032	-1,452	0,433	0,082	0,137	0,119	167	22,24	438,26
0,90	-0,839	-1,001	-1,445	0,455	0,081	0,138	0,119	167	22,22	441,95
0,95	-0,877	-0,969	-1,437	0,476	0,081	0,139	0,120	167	22,21	445,85
1,00	-0,913	-0,935	-1,430	0,497	0,081	0,141	0,120	167	22,20	449,95

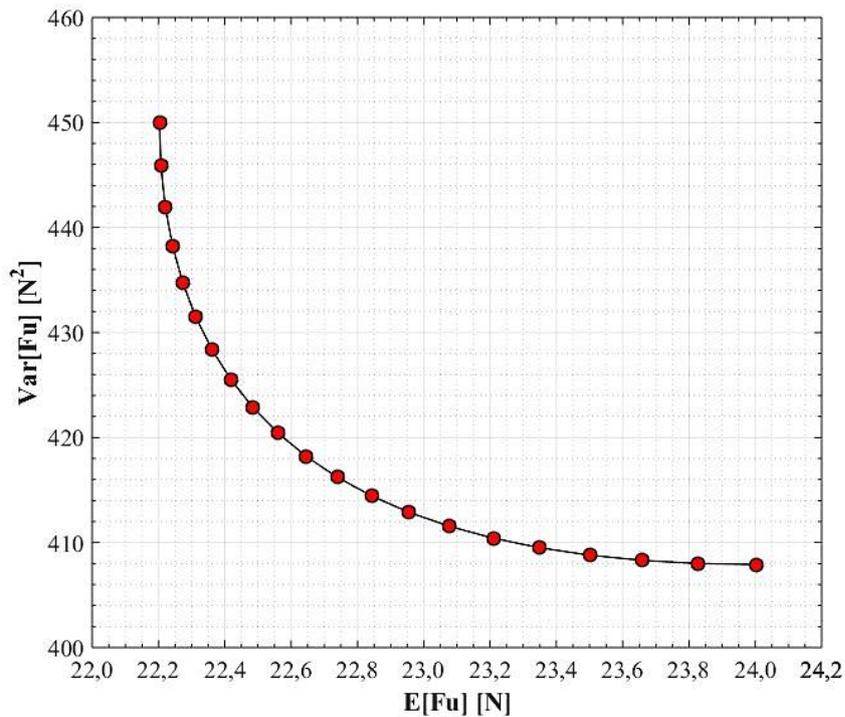


Figura 48. Fronteira de Pareto para $E[Fu]$ e $Var[Fu]$ (Fonte: autoria própria).

Em termos práticos, de acordo com a Tabela 17, pode-se verificar que os níveis robustos para o avanço por dente estão no intervalo de $f_z \sim [0,081; 0,088]$ mm/dente, para a profundidade axial de corte estão no intervalo de $a_p \sim [0,128; 0,141]$ mm, para a profundidade radial de corte estão no intervalo de $a_e \sim [0,114; 0,120]$ mm e para a velocidade de corte estão no intervalo de $v_c \sim [164; 167]$ m/min. Estes níveis garantem a robustez da força de usinagem em relação às variáveis de ruído.

Após a avaliação do *trade-off* entre média e variância da força de usinagem, foi realizada a otimização do erro quadrático médio ($MSE_{Fu} = [E[Fu] - \zeta_{E[Fu]}]^2 + Var[Fu]$). A Tabela 18 resume os resultados obtidos na otimização, apresentando o MSE mínimo, bem como a média e a variância. Desta forma, verifica-se que os resultados da otimização do MSE relacionado à força de usinagem são iguais aos resultados da otimização entre $E[Fu]$ e $Var[Fu]$ considerando o subproblema com peso = 0,10. Logo, na otimização da soma do viés e da variância, a variância apresentou melhores resultados, por estar mais próxima da utopia que o viés.

Tabela 18. Resultado da otimização do MSE da força de usinagem (Fonte: autoria própria).

Codificado				Decodificado			
f_z	a_p	a_e	v_c	f_z	a_p	a_e	v_c
				[mm/dente]	[mm]	[mm]	[m/min]
-0,076	-1,218	-1,563	0,260	0,087	0,129	0,114	164
Respostas							
$E[Fu]$				$Var[Fu]$		MSE_{Fu}	
[N]				[N²]		[N²]	
23,66				408,30		410,42	

5.1.3.Taxa de Remoção de Material

A taxa de remoção de material (MRR - *Material Removal Rate*) representa a produtividade do processo de usinagem em termos de volume de material removido em um período específico de tempo (DINIZ *et al.*, 2014). Assim, para avaliar a produtividade do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, a taxa de remoção de material foi calculada utilizando-se das Equações 7 e 8.

A Tabela 19 apresenta os resultados obtidos através da análise de variância (ANOVA) para a taxa de remoção de material, considerando um nível de significância igual a 0,050. A Figura 49 ilustra os efeitos lineares das variáveis de controle e das variáveis de ruído sobre a taxa de remoção de material. Assim, conforme verificaram Wojciechowski *et al.* (2017), a taxa de remoção de material no processo de fresamento de superfícies complexas com ferramentas de topo esférico, não depende apenas dos parâmetros de corte (f_z , a_p , a_e e v_c), mas também do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ). Nota-se, através do valor-F, que o ângulo de inclinação da superfície usinada apresentou maior influência sobre a taxa de remoção de material que as variáveis de controle. Isto é interessante, uma vez que, na maioria dos casos, o ângulo de inclinação da superfície usinada não é considerado nos planejamentos de experimentos, podendo comprometer os resultados.

De acordo com a Figura 49, pode-se verificar que ambas as variáveis de controle (f_z , a_p , a_e e v_c) apresentaram efeitos lineares positivos sobre a taxa de remoção de material, de modo que o aumento destas variáveis implicou no aumento da taxa de remoção de material. Por outro lado, o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) apresentou efeito linear negativo sobre a taxa de remoção de material, de modo que o aumento do ângulo de inclinação implicou na redução da taxa de remoção de material.

O aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada desloca a interface de contato ferramenta/peça em direção ao diâmetro nominal da ferramenta, resultando no aumento do diâmetro efetivo de corte. Da mesma forma, sendo o diâmetro efetivo de corte uma função seno do ângulo de inclinação da superfície usinada (Equação 8), o aumento do ângulo de inclinação implica no aumento do diâmetro efetivo de corte. Portanto, conforme verificaram Wojciechowski *et al.* (2017), o aumento do ângulo de inclinação da superfície reduz a taxa de remoção de material.

Tabela 19. ANOVA para a taxa de remoção de material (Fonte: autoria própria).

Fonte	GL	SQ	MQ	Valor-F	Valor-P
Modelo	34	88380,4	2599,4	111,31	0,000
Linear	8	83151,0	10393,9	445,06	0,000
f_z	1	3718,6	3718,6	159,23	0,000
a_p	1	24365,4	24365,4	1043,32	0,000
a_e	1	24365,4	24365,4	1043,32	0,000
v_c	1	3916,4	3916,4	167,70	0,000
l_{to}	1	0,0	0,0	0,00	1,000
δ	1	26785,2	26785,2	1146,94	0,000
VB2	1	0,1	0,1	0,00	0,953
E	1	0,0	0,0	0,00	1,000
Quadrático	4	8,5	2,1	0,09	0,985
$f_z \times f_z$	1	3,2	3,2	0,14	0,715
$a_p \times a_p$	1	3,2	3,2	0,14	0,715
$a_e \times a_e$	1	3,2	3,2	0,14	0,715
$v_c \times v_c$	1	3,2	3,2	0,14	0,715
Interações	22	5220,9	237,3	10,16	0,000
$f_z \times a_p$	1	167,9	167,9	7,19	0,010
$f_z \times a_e$	1	167,9	167,9	7,19	0,010
$f_z \times v_c$	1	27,1	27,1	1,16	0,287
$f_z \times l_{to}$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$f_z \times \delta$	1	221,4	221,4	9,48	0,003
$f_z \times VB2$	1	9,7	9,7	0,42	0,522
$f_z \times E$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$a_p \times a_e$	1	1105,9	1105,9	47,35	0,000
$a_p \times v_c$	1	178,5	178,5	7,64	0,008
$a_p \times l_{to}$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$a_p \times \delta$	1	1458,3	1458,3	62,44	0,000
$a_p \times VB2$	1	1,5	1,5	0,06	0,803
$a_p \times E$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$a_e \times v_c$	1	178,5	178,5	7,64	0,008
$a_e \times l_{to}$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$a_e \times \delta$	1	1458,3	1458,3	62,44	0,000
$a_e \times VB2$	1	1,5	1,5	0,06	0,803
$a_e \times E$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$v_c \times l_{to}$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
$v_c \times \delta$	1	235,4	235,4	10,08	0,003
$v_c \times VB2$	1	9,1	9,1	0,39	0,535
$v_c \times E$	1	0,0	0,0	0,00	1,000
Erro	47	1097,6	23,4		
Falta de ajuste	38	1097,6	28,9	*	*
Erro Puro	9	0,0	0,0		
Total	81	89478,0			
	S	R ²	R ² _{adj}	R ² _{prev}	
	4,8326	98,77%	97,89%	95,80%	

Valor-P estatisticamente significativo, considerando um nível de significância de 0,050.

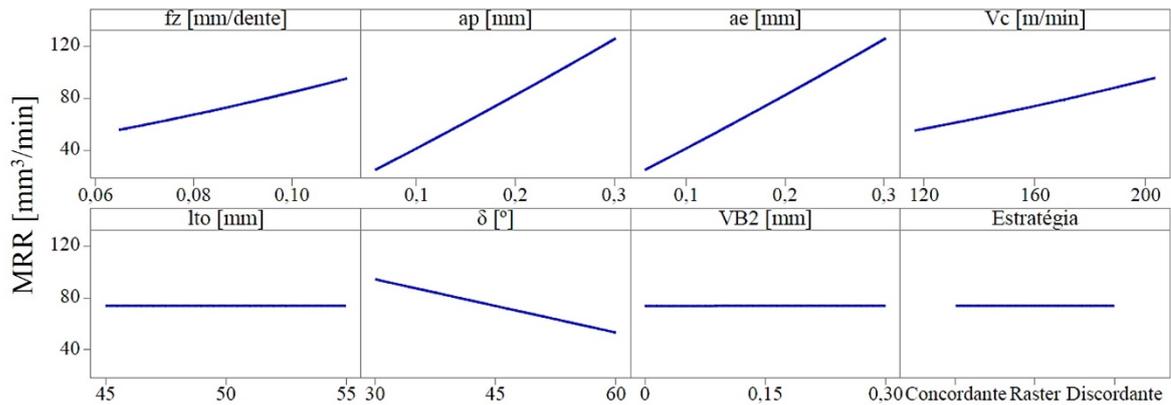


Figura 49. Efeitos principais sobre a taxa de remoção de material (Fonte: autoria própria).

A Figura 50 ilustra os efeitos das interações entre as variáveis controle e entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído sobre a taxa de remoção de material. Com relação às interações entre as variáveis de controle, pode-se verificar através da Tabela 19 e da Figura 50 que apenas a interação entre o avanço por dente (f_z) e a velocidade de corte (v_c) não apresentou influência estatisticamente significativa sobre a taxa de remoção de material. No entanto, independentemente da interação entre as variáveis de controle, verifica-se que o aumento de qualquer uma das variáveis de controle implicou no aumento da taxa de remoção de material.

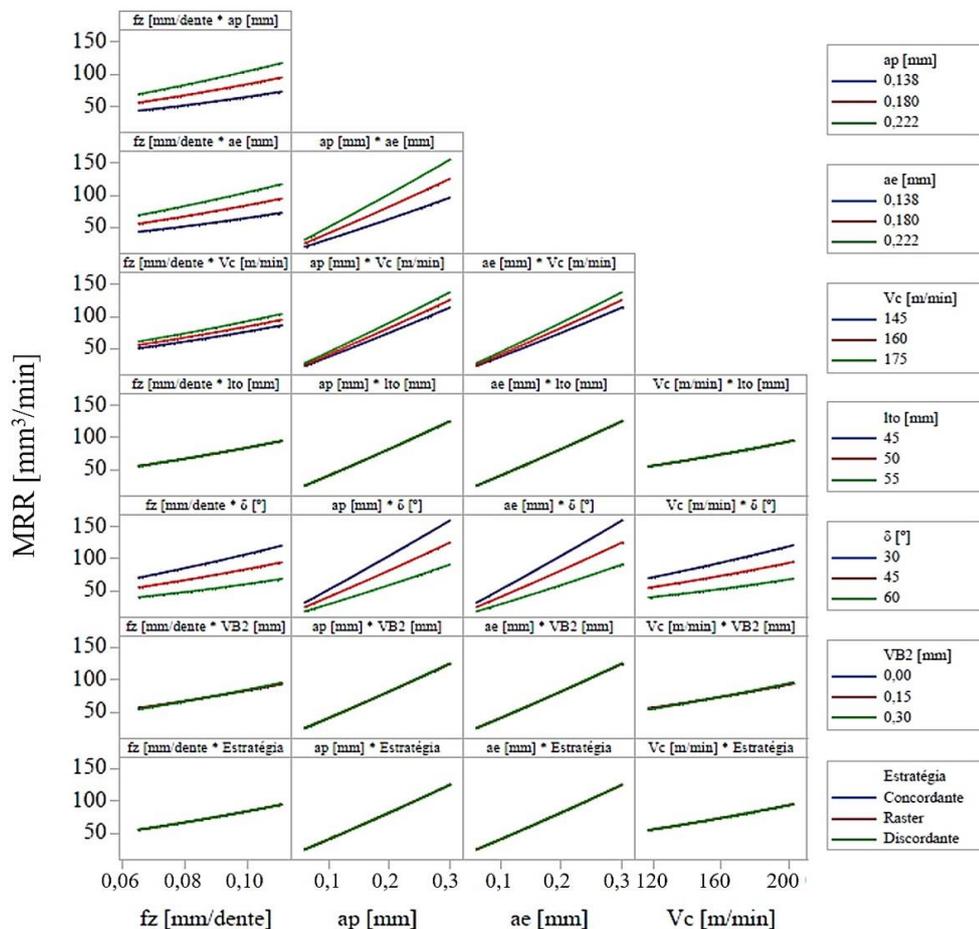


Figura 50. Efeitos das interações sobre a taxa de remoção de material (Fonte: autoria própria).

De acordo com a Equação 7, a taxa de remoção de material é diretamente proporcional às variáveis de controle. Considerando um determinado intervalo de tempo, o aumento do avanço por dente (f_z) e da velocidade de corte (v_c) implicam em um maior deslocamento da ferramenta de corte e no aumento da espessura do cavaco não deformado. Além disso, o aumento das profundidades axial (a_p) e radial (a_e) de corte implicam no aumento da área da seção transversal de corte, justificando uma maior taxa de remoção de material com as variáveis de controle em seus maiores níveis.

Cabe ressaltar que, durante o fresamento com ferramentas de topo esférico, a velocidade de corte depende da rotação e do diâmetro efetivo de corte da ferramenta, que por sua vez é função do diâmetro nominal, da profundidade axial de corte e do ângulo de inclinação da superfície usinada. Consequentemente, estes fatores influenciam diretamente a taxa de remoção de material e o tempo de usinagem (WOJCIECHOWSKI *et al.* 2017). De acordo com Rybicki (2014), uma economia de tempo de usinagem de cerca de 55% pode ser obtida quando se utiliza velocidade de corte constante (rotação variável) no fresamento de uma geometria complexa com ferramentas de topo esférico.

Analisando as interações entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído, verifica-se que o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) apresentou interação estatisticamente significativa com todas as variáveis de controle. Verifica-se que o aumento dos níveis das variáveis de controle implicou no aumento da taxa de remoção de material, independentemente do ângulo de inclinação da superfície usinada. No entanto, o aumento da taxa de remoção de material foi mais acentuado para a usinagem com ângulo de inclinação de 30°.

Além disso, é possível verificar que o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada implicou na redução da taxa de remoção de material, independentemente dos níveis das variáveis de controle. Uma vez que o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada implica no aumento do diâmetro efetivo de corte, a rotação da ferramenta de corte deve ser reduzida para que se mantenha a velocidade de corte constante e igual em todos os ângulos de inclinação. Assim, menores ângulos de inclinação da superfície usinada, implicam em maiores rotações da ferramenta de corte e, consequentemente, em maiores taxas de remoção de material. Desta forma, considerando o espaço experimental, verifica-se que níveis mais baixos das variáveis de controle garantem a robustez da taxa de remoção de material em relação à variação do ângulo de inclinação da superfície usinada.

O modelo de resposta para a taxa de remoção de material é apresentado na Equação 38. Este modelo contém termos lineares para as variáveis de controle e para as variáveis de ruído, termos quadráticos para as variáveis de controle, termos de interação entre as variáveis de controle e termos de interação entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído. O modelo de

resposta apresentou erro experimental, estimado através da análise de variância (ANOVA), igual a $\hat{\sigma}_{MRR} = 23,354$ e coeficientes de determinação $R^2_{adj} = 97,89\%$ e $R^2_{prev} = 95,80\%$, confirmando a excelente explicação da variabilidade dos dados e capacidade de previsão do modelo.

$$\begin{aligned}
 MRR(x, z) = & 73,950 + 6,818f_z + 17,452a_p + 17,452a_e + 6,997v_c + 0,000l_{to} - 20,458\delta \\
 & + 0,035VB2 + 0,000E + 0,172f_z^2 + 0,172a_p^2 + 0,172a_e^2 + 0,172v_c^2 + 1,620f_z a_p + 1,620f_z a_e \\
 & + 0,651f_z v_c + 0,000f_z l_{to} - 1,860f_z \delta + 0,390f_z VB2 + 0,000f_z E + 4,157a_p a_e + 1,670a_p v_c \\
 & + 0,000a_p l_{to} - 4,773a_p \delta + 0,152a_p VB2 + 0,000a_p E + 1,670a_e v_c + 0,000a_e l_{to} - 4,773a_e \delta \\
 & + 0,152a_e VB2 + 0,000a_e E + 0,000v_c l_{to} - 1,918v_c \delta + 0,378v_c VB2 + 0,000v_c E \quad (38)
 \end{aligned}$$

O modelo de resposta para a taxa de remoção de material, apresentado na Equação 38, é escrito em função das variáveis de controle e de ruído. Deste modo, é importante obter modelos que sejam robustos à variação das variáveis de ruído, uma vez que estas variáveis não podem ter seus valores fixados em determinados níveis desejados, pois não dependem da escolha do engenheiro de processo. Assim, o projeto de parâmetro robusto foi realizado para viabilizar a minimização da influência das variáveis de ruído sobre a taxa de remoção de material. Os modelos de média e de variância para a taxa de remoção de material, em função apenas das variáveis de controle, são respectivamente apresentados nas Equações 38 e 39. As superfícies de resposta para estes modelos estão ilustradas nas Figuras 51 e 52.

$$\begin{aligned}
 E[MRR] = & 73,950 + 6,818f_z + 17,452a_p + 17,452a_e + 6,997v_c + 0,172f_z^2 + 0,172a_p^2 \\
 & + 0,172a_e^2 + 0,172v_c^2 + 1,620f_z a_p + 1,620f_z a_e + 0,651f_z v_c + 4,157a_p a_e + 1,670a_p v_c \\
 & + 1,670a_e v_c \quad (39)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Var[MRR] = & (-20,458 - 1,860f_z - 4,773a_p - 4,773a_e - 1,918v_c)^2 + (0,035 + 0,390f_z \\
 & + 0,152a_p + 0,152a_e + 0,378v_c)^2 + 4,833^2 \quad (40)
 \end{aligned}$$

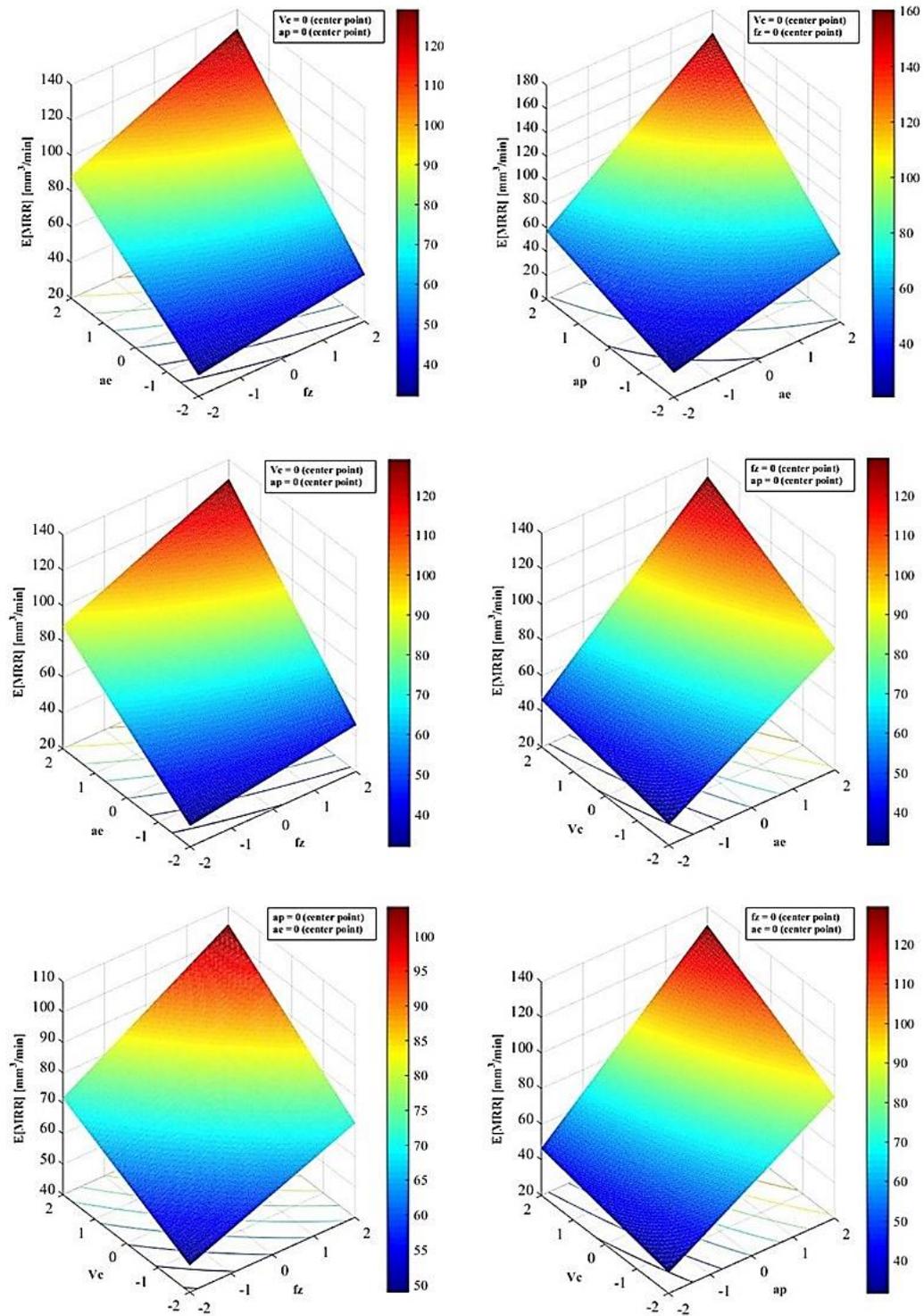


Figura 51. Superfícies de resposta para $E[MRR]$ (Fonte: autoria própria).

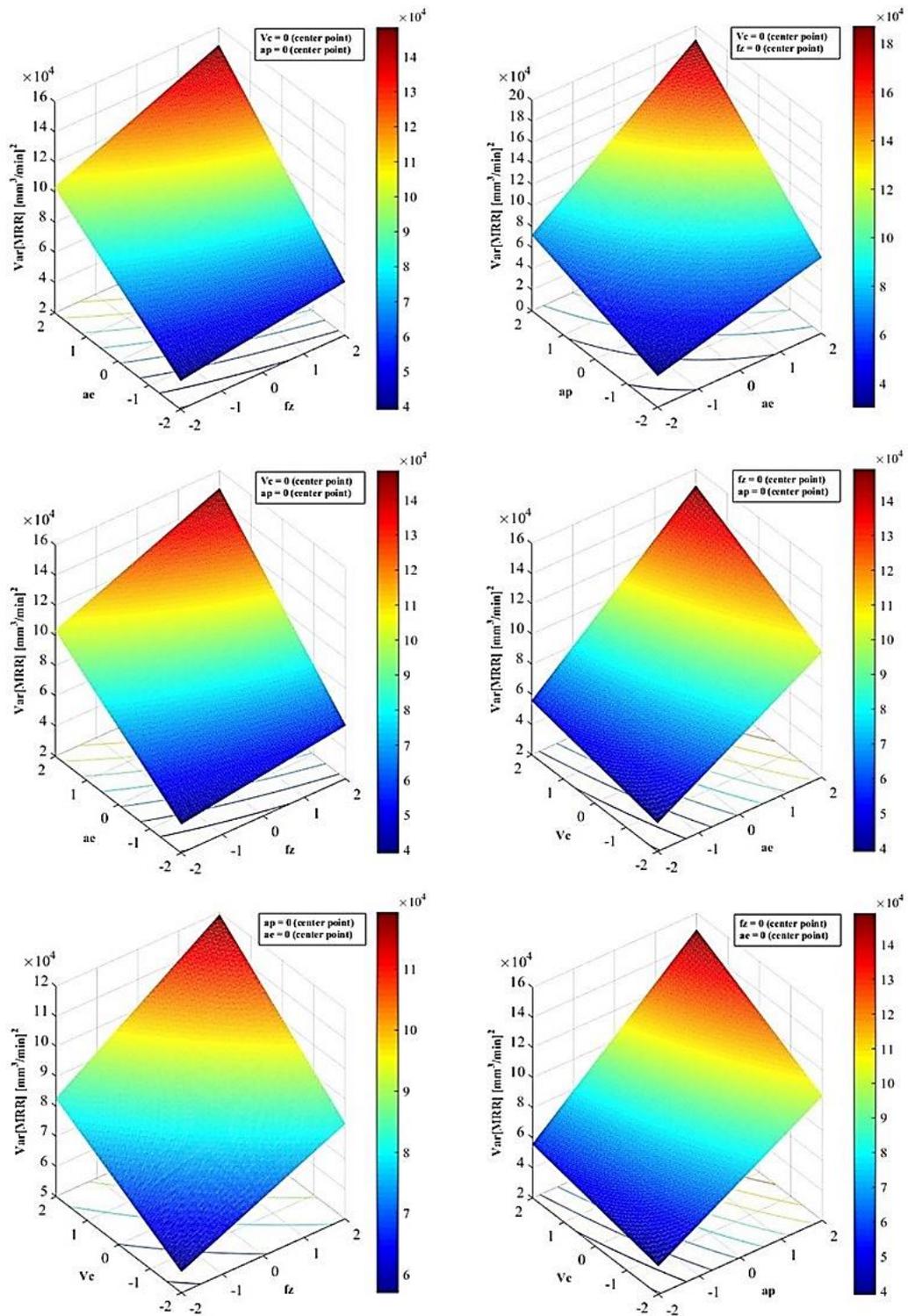


Figura 52. Superfícies de resposta para $Var[MRR]$ (Fonte: autoria própria).

Como mencionado, os modelos de média e de variância da taxa de remoção de material, Equações 39 e 40, são escritos em função apenas das variáveis de controle, embora as variáveis de ruído tenham sido utilizadas durante a experimentação. Dado que a equação de variância leva em consideração a influência dos ruídos, o ajuste das variáveis de controle leva à minimização da variabilidade da taxa de remoção de material, garantindo a robustez do processo.

Com o objetivo avaliar o *trade-off* entre a média e a variância da taxa de remoção de material, considerando os modelos de média ($E[MRR]$) e de variância ($Var[MRR]$) expostos nas Equações 39 e 40 e respeitando a restrição da região experimental, a otimização bi-objetivo utilizando-se do método NBI foi realizada. Para se obter os pontos de âncora e a matriz *pay-off* (Φ), primeiramente foram realizadas as otimizações individuais de $E[MRR]$ e $Var[MRR]$, obtendo-se assim seus respectivos ótimos, $\zeta_{E[MRR]} = 139,74 \text{ mm}^3/\text{min}$ e $\zeta_{Var[MRR]} = 59,20 \text{ (mm}^3/\text{min)}^2$. A Tabela 20 apresenta a matriz *pay-off* (Φ) obtida, sendo cada coluna da matriz correspondente à um ponto de âncora.

Tabela 20. Matriz *pay-off* (Φ) para $E[MRR]$ e $Var[MRR]$ (Fonte: autoria própria).

$E[MRR]$	139,74	33,38
$Var[MRR]$	1245,78	59,20

Posteriormente, utilizando-se da Equação 27, as funções objetivo foram normalizadas e a matriz *pay-off* normalizada ($\bar{\Phi}$) foi obtida. Assim, definindo um incremento de peso igual a 0,05 e utilizando-se da Equação 30, com $\bar{f}_1(x) = E[MRR]$ e $\bar{f}_2(x) = Var[MRR]$, 21 soluções Pareto-ótimas foram geradas. Os resultados da otimização entre $E[MRR]$ e $Var[MRR]$ obtidos pelo método NBI são resumidos na Tabela 21, com os níveis ótimos das variáveis de controle codificados e decodificados, e os valores de $E[MRR]$ e $Var[MRR]$. A Figura 53 ilustra a fronteira de Pareto associada a estes resultados.

Tabela 21. Resultados da otimização para $E[MRR]$ e $Var[MRR]$ (Fonte: autoria própria).

Peso	Codificado				Decodificado				Respostas	
	f_z	a_p	a_e	v_c	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	$E[MRR]$ [mm ³ /min]	$Var[MRR]$ [(mm ³ /min) ²]
0,00	-0,502	-1,319	-1,319	-0,519	0,084	0,125	0,125	152	33,38	59,20
0,05	-1,164	-0,782	-0,782	-1,193	0,079	0,147	0,147	142	40,58	97,57
0,10	-1,340	-0,441	-0,441	-1,347	0,077	0,161	0,161	140	46,56	149,44
0,15	-1,153	-0,275	-0,275	-1,158	0,079	0,168	0,168	143	52,16	205,70
0,20	-0,797	-0,195	-0,195	-0,853	0,082	0,172	0,172	147	57,64	263,23
0,25	-0,505	-0,125	-0,125	-0,555	0,084	0,175	0,175	152	63,05	321,50
0,30	-0,218	-0,061	-0,061	-0,302	0,086	0,177	0,177	155	68,41	380,30
0,35	0,044	-0,002	-0,002	-0,063	0,088	0,180	0,180	159	73,74	439,53
0,40	0,288	0,053	0,053	0,161	0,090	0,182	0,182	162	79,04	499,10
0,45	0,519	0,105	0,105	0,372	0,092	0,184	0,184	166	84,31	558,94
0,50	0,738	0,154	0,154	0,573	0,094	0,186	0,186	169	89,56	619,02
0,55	0,947	0,201	0,201	0,764	0,096	0,188	0,188	171	94,79	679,30
0,60	1,147	0,246	0,245	0,947	0,097	0,190	0,190	174	100,01	739,76
0,65	1,340	0,288	0,288	1,123	0,099	0,192	0,192	177	105,21	800,37
0,70	1,469	0,346	0,346	1,265	0,100	0,195	0,195	179	110,40	861,14
0,75	1,393	0,468	0,468	1,273	0,099	0,200	0,200	179	115,55	922,34
0,80	1,318	0,594	0,594	1,247	0,099	0,205	0,205	179	120,64	984,18
0,85	1,233	0,726	0,726	1,194	0,098	0,210	0,210	178	125,67	1046,76
0,90	1,126	0,866	0,866	1,110	0,097	0,216	0,216	177	130,61	1110,28
0,95	0,974	1,025	1,025	0,975	0,096	0,223	0,223	175	135,42	1175,24
1,00	0,589	1,282	1,283	0,604	0,093	0,234	0,234	169	139,74	1245,78

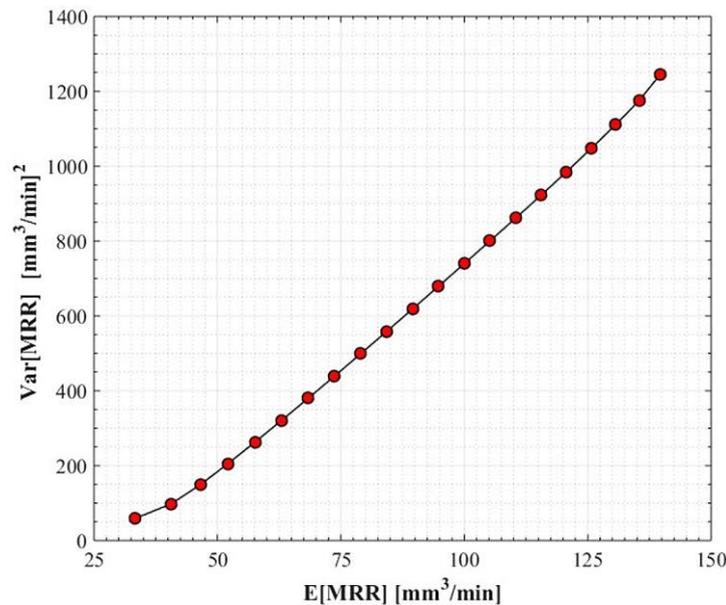


Figura 53. Fronteira de Pareto para $E[MRR]$ e $Var[MRR]$ (Fonte: autoria própria).

Em termos práticos, de acordo com a Tabela 21, pode-se verificar que os níveis robustos para o avanço por dente estão no intervalo de $f_z \sim [0,077; 0,100]$ mm/dente, para a profundidade axial de corte estão no intervalo de $a_p \sim [0,125; 0,234]$ mm, para a profundidade radial de corte estão no intervalo de $a_e \sim [0,125; 0,234]$ mm e para a velocidade de corte estão no intervalo de $v_c \sim [140; 179]$ m/min. Estes níveis garantem a robustez da taxa de remoção de material em relação às variáveis de ruído.

Após a avaliação do *trade-off* entre média e variância da taxa de remoção de material, foi realizada a otimização do erro quadrático médio ($MSE_{MRR} = [E[MRR] - \zeta_{E[MRR]}]^2 + Var[MRR]$). A Tabela 22 resume os resultados obtidos na otimização, apresentando o MSE mínimo, bem como a média e a variância. Assim, verifica-se que os resultados da otimização do MSE relacionado à taxa de remoção de material são iguais aos resultados da otimização entre $E[MRR]$ e $Var[MRR]$ considerando o subproblema com peso = 0,90. Logo, na otimização da soma do viés e da variância, o viés apresentou melhores resultados, por estar mais próximo da utopia que a variância.

Tabela 22. Resultado da otimização do MSE da taxa de remoção de material

(Fonte: autoria própria).

Codificado				Decodificado			
f_z	a_p	a_e	v_c	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]
1,126	0,866	0,866	1,110	0,097	0,216	0,216	177
Respostas							
$E[MRR]$ [mm ³ /min]				$Var[MRR]$ [(mm ³ /min) ²]		MSE_{MRR} [(mm ³ /min) ²]	
130,61				1110,28		1193,55	

5.2. CORRELAÇÃO E ANÁLISE FATORIAL

A análise de correlação entre as características de interesse foi realizada, uma vez que a existência de correlações entre estas pode causar distorções na otimização (BOX *et al.*, 1973; KHURI & CONLON, 1981; BRATCHELL, 1989; WU, 2004; YUAN *et al.*, 2008). A Tabela 23 apresenta os resultados das análises de correlação de Pearson, considerando um nível de significância de 0,050. Desta forma, pode-se verificar a existência de correlações estatisticamente significativas entre a rugosidade e a força de usinagem, assim como entre a força de usinagem e a taxa de remoção de material.

Tabela 23. Análise de correlação entre as características de interesse (Fonte: autoria própria).

	<i>Ra</i>	<i>Fu</i>	
<i>Fu</i>	-0,311	-	Correlação de Pearson
	0,005	-	Valor-P
<i>MRR</i>	0,130	0,380	Correlação de Pearson
	0,246	0,000	Valor-P

■ Correlações estatisticamente significativas, considerando um nível de significância de 0,050.

A rugosidade e a força de usinagem apresentaram correlação negativa, de forma que o aumento da força de usinagem reduz a rugosidade *Ra*. Acredita-se que isto tenha relação com o desgaste de flanco de ferramenta (*VB2*), uma vez que este apresentou efeito positivo em relação à força de usinagem e efeito negativo em relação à rugosidade *Ra*.

Como comentado anteriormente, acredita-se que o desgaste de flanco (*VB2*) altere a geometria da aresta de corte ao longo da vida da ferramenta, de forma que a ferramenta de corte passe a alisar/deformar mais a superfície usinada do que efetivamente realizar o corte/cisalhamento, resultando no aumento da força de aragem (*ploughing*) (WOJCIECHOWSKI & TWARDOWSKI, 2014) e na redução da rugosidade.

A taxa de remoção de material e a força de usinagem apresentaram correlação positiva, de forma que o aumento da taxa de remoção de material implica no aumento da força de usinagem. Conforme salientou Hood *et al.* (2013), não é de surpreender que aumentar a taxa de remoção de material alterando os parâmetros de usinagem gere um aumento na força de usinagem.

De acordo com Johnson & Wichern (2007) e Rencher & Christensen (2012), uma maneira de eliminar as correlações entre as características de interesse, tornando-as vetores ortogonais e independentes entre si, e conseqüentemente evitar possíveis distorções na otimização, é utilizando a metodologia da Análise Fatorial (FA - *Factor Analysis*). Assim, através do método de extração de componentes principais e do critério de rotação *Varimax*, a FA foi aplicada nos dados das características de interesse.

A Tabela 24 apresenta os autovalores e a porcentagem de variância acumulada obtidos pelo método de extração de componentes principais. O critério de Kaiser sugere que se utilizem os fatores com autovalores iguais ou superiores à uma unidade (KAISER, 1958). Assim, verifica-se que os dois primeiros fatores são suficientes para representar as características de interesse. No entanto, a porcentagem acumulada de variância que os dois primeiros fatores explicam em relação à variância total é menor que 80% (mínimo desejado), sendo igual a 66,9%. Desta forma, optou-se por utilizar os três fatores (F_1 , F_2 e F_3).

Tabela 24. Autovalores e porcentagem acumulativa de variância (Fonte: autoria própria).

	F_1	F_2	F_3
Autovalores	1,432	1,127	0,441
% de variância	33,5%	33,4%	33,1%
% acumulativa de cumulativa	33,5%	66,9%	100,0%

A Tabela 25 apresenta as cargas fatoriais rotacionadas, as comunalidades e as variâncias específicas para cada fator, obtidas através do critério de rotação *Varimax*. Desta forma, pode-se verificar que as altas cargas fatoriais $l_{11} = 0,983$, $l_{22} = 0,976$ e $l_{33} = -0,963$ associam as características de interesse *Ra*, *MRR* e *Fu* aos fatores 1, 2 e 3, respectivamente. Além disso, verifica-se que as comunalidades foram iguais à unidade, indicando que todas as variâncias das características de interesse são explicadas pelos fatores.

Tabela 25. Cargas fatoriais rotacionadas, comunalidades e variâncias específicas (Fonte: autoria própria).

Característica de interesse	F_1	F_2	F_3	Comunalidade	Variância específica
<i>Ra</i>	0,983 (l_{11})	0,082(l_{12})	0,163(l_{13})	1,0	0,0
<i>MRR</i>	0,084(l_{21})	0,976 (l_{22})	-0,199(l_{23})	1,0	0,0
<i>Fu</i>	-0,174(l_{31})	0,208(l_{32})	-0,963 (l_{33})	1,0	0,0
Variância	1,004	1,003	0,993	3,0	0,0
% de variância	33,5%	33,4%	33,1%	100,0%	0,0%

A Tabela 26 apresenta o planejamento experimental e os escores fatoriais rotacionados obtidos através do método dos mínimos quadrados ordinários (OLS), uma vez que o método de componentes principais foi utilizado para estimação das cargas fatoriais.

Tabela 26. Planejamento experimental e escores fatoriais (Fonte: autoria própria).

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído				Escores fatoriais		
	f_z [mm/z]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	l_{to} [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E^* -	F_1	F_2	F_3
1	0,080	0,138	0,138	145	45	30	0,30	+1	-0,50	-1,04	-1,11
2	0,096	0,138	0,138	145	45	30	0,00	-1	-0,09	-0,35	1,01
3	0,080	0,222	0,138	145	45	30	0,00	-1	-0,55	0,27	0,96
4	0,096	0,222	0,138	145	45	30	0,30	+1	-0,45	0,16	-1,81
5	0,080	0,138	0,222	145	45	30	0,00	+1	0,45	0,16	0,83
6	0,096	0,138	0,222	145	45	30	0,30	-1	1,58	-0,15	-2,47
7	0,080	0,222	0,222	145	45	30	0,30	-1	1,29	0,73	-2,93
8	0,096	0,222	0,222	145	45	30	0,00	+1	1,16	2,31	1,11
9	0,080	0,138	0,138	175	45	30	0,00	+1	-0,89	-0,22	1,26
10	0,096	0,138	0,138	175	45	30	0,30	-1	0,29	-0,64	-1,99
11	0,080	0,222	0,138	175	45	30	0,30	-1	0,48	0,09	-1,85
12	0,096	0,222	0,138	175	45	30	0,00	+1	-0,19	1,23	0,70
13	0,080	0,138	0,222	175	45	30	0,30	+1	-0,91	0,25	-1,65
14	0,096	0,138	0,222	175	45	30	0,00	-1	0,55	1,22	1,00
15	0,080	0,222	0,222	175	45	30	0,00	-1	0,25	2,40	1,02
16	0,096	0,222	0,222	175	45	30	0,30	+1	-0,98	2,78	-2,04
17	0,080	0,138	0,138	145	55	30	0,30	-1	0,26	-1,14	-1,31
18	0,096	0,138	0,138	145	55	30	0,00	+1	-0,59	-0,28	1,15
19	0,080	0,222	0,138	145	55	30	0,00	+1	-0,79	0,28	0,91
20	0,096	0,222	0,138	145	55	30	0,30	-1	0,25	0,19	-1,36
21	0,080	0,138	0,222	145	55	30	0,00	-1	0,65	0,14	0,85
22	0,096	0,138	0,222	145	55	30	0,30	+1	-0,45	0,37	-0,76
23	0,080	0,222	0,222	145	55	30	0,30	+1	-0,68	1,15	-1,72
24	0,096	0,222	0,222	145	55	30	0,00	-1	0,29	2,37	1,04
25	0,080	0,138	0,138	175	55	30	0,00	-1	-0,32	-0,29	1,16
26	0,096	0,138	0,138	175	55	30	0,30	+1	-0,50	-0,27	-0,52
27	0,080	0,222	0,138	175	55	30	0,30	+1	-1,05	0,47	-0,63
28	0,096	0,222	0,138	175	55	30	0,00	-1	0,15	1,25	0,97
29	0,080	0,138	0,222	175	55	30	0,30	-1	1,77	0,04	-1,55
30	0,096	0,138	0,222	175	55	30	0,00	+1	-0,15	1,34	1,30
31	0,080	0,222	0,222	175	55	30	0,00	+1	-0,13	2,48	1,26
32	0,096	0,222	0,222	175	55	30	0,30	-1	1,98	2,60	-1,71
33	0,080	0,138	0,138	145	45	60	0,30	-1	0,59	-1,65	-0,66
34	0,096	0,138	0,138	145	45	60	0,00	+1	-0,29	-1,06	1,07
35	0,080	0,222	0,138	145	45	60	0,00	+1	-0,47	-0,71	0,99
36	0,096	0,222	0,138	145	45	60	0,30	-1	-1,26	-0,70	-0,60
37	0,080	0,138	0,222	145	45	60	0,00	-1	0,14	-0,78	0,93
38	0,096	0,138	0,222	145	45	60	0,30	+1	-1,43	-0,55	0,08
39	0,080	0,222	0,222	145	45	60	0,30	+1	-1,26	-0,18	-0,74
40	0,096	0,222	0,222	145	45	60	0,00	-1	-0,24	0,55	1,16
41	0,080	0,138	0,138	175	45	60	0,00	-1	0,52	-1,15	0,94
42	0,096	0,138	0,138	175	45	60	0,30	+1	-1,45	-0,96	0,03
43	0,080	0,222	0,138	175	45	60	0,30	+1	-1,25	-0,70	-0,60
44	0,096	0,222	0,138	175	45	60	0,00	-1	-0,29	-0,12	1,03
45	0,080	0,138	0,222	175	45	60	0,30	-1	-1,22	-0,65	-0,36
46	0,096	0,138	0,222	175	45	60	0,00	+1	0,37	-0,19	0,96
47	0,080	0,222	0,222	175	45	60	0,00	+1	-0,64	0,62	1,29
48	0,096	0,222	0,222	175	45	60	0,30	-1	-0,75	0,80	-0,44
49	0,080	0,138	0,138	145	55	60	0,30	+1	-1,21	-1,36	0,03
50	0,096	0,138	0,138	145	55	60	0,00	-1	2,09	-1,35	0,62
51	0,080	0,222	0,138	145	55	60	0,00	-1	2,10	-1,04	0,50
52	0,096	0,222	0,138	145	55	60	0,30	+1	0,85	-0,97	-1,00
53	0,080	0,138	0,222	145	55	60	0,00	+1	1,46	-0,93	0,75
54	0,096	0,138	0,222	145	55	60	0,30	-1	-0,94	-0,54	0,34
55	0,080	0,222	0,222	145	55	60	0,30	-1	-0,46	-0,22	-0,56
56	0,096	0,222	0,222	145	55	60	0,00	+1	1,40	0,34	0,81
57	0,080	0,138	0,138	175	55	60	0,00	+1	0,39	-1,13	0,98

Continuação da Tabela 26.

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído				Escores fatoriais		
	f_z [mm/z]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	l_o [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E^* -	F_1	F_2	F_3
58	0,096	0,138	0,138	175	55	60	0,30	-1	-0,04	-1,17	-0,38
59	0,080	0,222	0,138	175	55	60	0,30	-1	-0,38	-0,64	0,02
60	0,096	0,222	0,138	175	55	60	0,00	+1	3,47	-0,59	0,30
61	0,080	0,138	0,222	175	55	60	0,30	+1	-1,07	-0,52	0,32
62	0,096	0,138	0,222	175	55	60	0,00	-1	1,84	-0,38	0,68
63	0,080	0,222	0,222	175	55	60	0,00	-1	3,10	0,16	0,58
64	0,096	0,222	0,222	175	55	60	0,30	+1	-1,15	0,92	-0,02
65	0,065	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,11	-0,72	0,04
66	0,111	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,08	0,34	-0,14
67	0,088	0,061	0,180	160	50	45	0,15	0	0,66	-1,61	0,13
68	0,088	0,299	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,36	1,18	-0,27
69	0,088	0,180	0,061	160	50	45	0,15	0	-0,18	-1,52	0,25
70	0,088	0,180	0,299	160	50	45	0,15	0	-0,65	1,24	-0,10
71	0,088	0,180	0,180	118	50	45	0,15	0	0,26	-0,83	-0,34
72	0,088	0,180	0,180	202	50	45	0,15	0	0,22	0,34	-0,05
73	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,37	-0,08	0,40
74	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,24	-0,13	0,21
75	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,60	-0,12	0,10
76	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	0,20	-0,22	-0,07
77	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,78	-0,10	0,12
78	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,41	-0,16	-0,04
79	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,74	-0,12	0,04
80	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,41	-0,16	-0,03
81	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,45	-0,19	-0,19
82	0,088	0,180	0,180	160	50	45	0,15	0	-0,65	-0,17	-0,19

* Estratégia de corte (E): Concordante (-1), Raster (0) e Discordante (+1).

A Tabela 27 apresenta a análise de correlação de Pearson entre as características de interesse avaliadas e os escores fatoriais rotacionados. Assim, pode-se verificar que a rugosidade R_a , a taxa de remoção de material e a força de usinagem apresentam altas correlações com F_1 , F_2 e F_3 , respectivamente. Verifica-se também que os escores fatoriais rotacionados não são correlacionados entre si, visto que o critério de rotação *Varimax* faz com que os eixos fatoriais sejam ortogonais. Esta característica de não dependência entre os fatores rotacionados é muito importante para que o método de otimização NBI não favoreça um fator mais do que os outros.

Tabela 27. Análise de correlação entre características de interesse avaliadas e os escores fatoriais rotacionados (Fonte: autoria própria).

	R_a	MRR	F_u	F_1	F_2	
F_1	0,983	0,084	-0,174	-	-	Correlação de Pearson
	0,000	0,455	0,119	-	-	P-valor
F_2	0,082	0,976	0,208	0,000	-	Correlação de Pearson
	0,465	0,000	0,061	1,000	-	P-valor
F_3	0,163	-0,199	-0,963	0,000	0,000	Correlação de Pearson
	0,143	0,073	0,000	1,000	1,000	P-valor

Correlações estatisticamente significativas, considerando um nível de significância de 0,050.

5.2.1. Modelagem dos Fatores Rotacionados

A partir do planejamento experimental e dos escores fatoriais rotacionados (Tabela 26), uma nova análise através da metodologia de superfície de resposta (RSM) foi efetuada utilizando-se como respostas os fatores F_1 , F_2 e F_3 . Assim, as funções objetivo para os fatores foram determinadas levando-se em consideração o modelo de superfície de resposta de segunda ordem, o qual representa a relação matemática aproximada destes fatores em função das variáveis de controle (f_z , a_p , a_e e Vc) e de ruído (l_{to} , δ , $VB2$ e E). Os coeficientes dos modelos foram estimados através do método dos mínimos quadrados ponderados (WLS), utilizando como peso o inverso do quadrado dos resíduos gerados pelo método dos mínimos quadrados ordinários (OLS).

Os modelos de resposta para os fatores F_1 , F_2 e F_3 são apresentados nas Equações 41, 42 e 43, respectivamente. Estes modelos apresentaram erros experimentais, estimados através da análise de variância (ANOVA), respectivamente iguais a $\hat{\sigma}_{F_1} = 1,009$, $\hat{\sigma}_{F_2} = 1,323$ e $\hat{\sigma}_{F_3} = 1,272$. Com relação à estatística de qualidade de ajuste dos dados, os modelos apresentam excelente explicação da variabilidade dos dados com $R^2_{adj} = 97,80\%$ para F_1 , $R^2_{adj} = 99,96\%$ para F_2 e $R^2_{adj} = 99,98\%$ para F_3 , bem como capacidade de previsão, com $R^2_{prev} = 83,42\%$ para F_1 , $R^2_{prev} = 99,77\%$ para F_2 e $R^2_{prev} = 99,43\%$ para F_3 .

$$\begin{aligned}
 F_1(x, z) = & -0,2433 + 0,0571f_z - 0,0353a_p + 0,0341a_e - 0,0029Vc + 0,2684l_{to} - 0,0109\delta \\
 & - 0,3405VB2 - 0,2845E + 0,0335f_z^2 + 0,0816a_p^2 + 0,0109a_e^2 + 0,0536Vc^2 + 0,1981f_z a_p \\
 & - 0,0871f_z a_e + 0,0707f_z Vc + 0,1036f_z l_{to} - 0,0322f_z \delta - 0,0532f_z VB2 + 0,1593f_z E \\
 & - 0,0408a_p a_e + 0,0498a_p Vc + 0,1133a_p l_{to} + 0,0636a_p \delta - 0,0030a_p VB2 + 0,0991a_p E \\
 & + 0,0718a_e Vc - 0,0455a_e l_{to} - 0,1891a_e \delta - 0,1093a_e VB2 - 0,0901a_e E + 0,1139Vc l_{to} \\
 & + 0,0461Vc \delta - 0,0960Vc VB2 - 0,0715Vc E
 \end{aligned} \tag{41}$$

$$\begin{aligned}
 F_2(x, z) = & -0,0068 + 0,2057f_z + 0,5264a_p + 0,5151a_e + 0,2210Vc - 0,0076l_{to} - 0,5788\delta \\
 & - 0,1611VB2 + 0,0680E + 0,0100f_z^2 + 0,0057a_p^2 + 0,0047a_e^2 - 0,0017Vc^2 + 0,0410f_z a_p \\
 & + 0,0794f_z a_e + 0,0060f_z Vc - 0,0049f_z l_{to} - 0,0488f_z \delta + 0,0267f_z VB2 - 0,0254f_z E \\
 & + 0,1453a_p a_e + 0,0631a_p Vc - 0,0261a_p l_{to} - 0,1483a_p \delta - 0,0048a_p VB2 - 0,0197a_p E \\
 & + 0,0322a_e Vc + 0,0013a_e l_{to} - 0,1069a_e \delta + 0,0048a_e VB2 + 0,0134a_e E - 0,0127Vc l_{to} \\
 & - 0,0645Vc \delta + 0,0299Vc VB2 + 0,0064Vc E
 \end{aligned} \tag{42}$$

$$\begin{aligned}
F_3(x, z) = & 0,0403 - 0,0287f_z - 0,0760a_p - 0,0671a_e + 0,0524Vc + 0,1288l_{to} + 0,2889\delta \\
& - 0,9462VB2 + 0,1257E - 0,0098f_z^2 - 0,0117a_p^2 + 0,0055a_e^2 - 0,0287Vc^2 - 0,0027f_z a_p \\
& + 0,0724f_z a_e - 0,0683f_z Vc + 0,0064f_z l_{to} + 0,0144f_z \delta + 0,0256f_z VB2 - 0,0018f_z E \\
& + 0,0006a_p a_e + 0,0655a_p Vc - 0,0310a_p l_{to} - 0,0123a_p \delta - 0,1005a_p VB2 - 0,0989a_p E \\
& - 0,0626a_e Vc + 0,0203a_e l_{to} + 0,1102a_e \delta - 0,0526a_e VB2 + 0,0443a_e E + 0,0166Vc l_{to} \\
& - 0,0246Vc \delta + 0,0479Vc VB2 + 0,0095Vc E
\end{aligned} \tag{43}$$

Os modelos de resposta dos fatores, apresentados nas Equações 41, 42 e 43 são escritos em função das variáveis de controle e das variáveis de ruído. Uma vez que as variáveis de ruído não podem ter seus valores fixados em determinados níveis desejados, pois não dependem da escolha do engenheiro de processo, o projeto de parâmetro robusto (RPD) foi utilizado, objetivando viabilizar a redução da influência das variáveis de ruído sobre os fatores. Assim, os modelos de média e de variância dos fatores, em função apenas das variáveis de controle, são respectivamente apresentados nas Equações 44 e 45 para F_1 , nas Equações 46 e 47 para F_2 e nas Equações 48 e 49 para F_3 .

$$\begin{aligned}
E[F_1] = & -0,2433 + 0,0571f_z - 0,0353a_p + 0,0341a_e - 0,0029Vc + 0,0335f_z^2 \\
& + 0,0816a_p^2 + 0,0109a_e^2 + 0,0536Vc^2 + 0,1981f_z a_p - 0,0871f_z a_e + 0,0707f_z Vc \\
& - 0,0408a_p a_e + 0,0498a_p Vc + 0,0718a_e Vc
\end{aligned} \tag{44}$$

$$\begin{aligned}
Var[F_1] = & (0,2684 + 0,1036f_z + 0,1133a_p - 0,0455a_e + 0,1139Vc)^2 + (-0,0109 \\
& - 0,0322f_z + 0,0636a_p - 0,1891a_e + 0,0461Vc)^2 + (-0,3405 - 0,0532f_z \\
& - 0,0030a_p - 0,1093a_e - 0,0960Vc)^2 + (-0,2845 + 0,1593f_z + 0,0991a_p \\
& - 0,0901a_e - 0,0715Vc)^2 + 1,0046^2
\end{aligned} \tag{45}$$

$$\begin{aligned}
E[F_2] = & -0,0068 + 0,2057f_z + 0,5264a_p + 0,5151a_e + 0,2210Vc + 0,0100f_z^2 \\
& + 0,0057a_p^2 + 0,0047a_e^2 - 0,0017Vc^2 + 0,0410f_z a_p + 0,0794f_z a_e + 0,0060f_z Vc \\
& + 0,1453a_p a_e + 0,0631a_p Vc + 0,0322a_e Vc
\end{aligned} \tag{46}$$

$$\begin{aligned}
Var[F_2] = & (-0,0076 - 0,0049f_z - 0,0261a_p + 0,0013a_e - 0,0127Vc)^2 + (-0,5788 \\
& - 0,0488f_z - 0,1483a_p - 0,1069a_e - 0,0645Vc)^2 + (-0,1611 + 0,0267f_z \\
& - 0,0048a_p + 0,0048a_e + 0,0299Vc)^2 + (0,0680 - 0,0254f_z - 0,0197a_p \\
& + 0,0134a_e + 0,0064Vc)^2 + 1,1503^2
\end{aligned} \tag{47}$$

$$\begin{aligned}
E[F_3] = & 0,0403 - 0,0287f_z - 0,0760a_p - 0,0671a_e + 0,0524Vc - 0,0098f_z^2 \\
& - 0,0117a_p^2 + 0,0055a_e^2 - 0,0287Vc^2 - 0,0027f_z a_p + 0,0724f_z a_e - 0,0683f_z Vc \\
& + 0,0006a_p a_e + 0,0655a_p Vc - 0,0626a_e Vc
\end{aligned} \tag{48}$$

$$\begin{aligned}
Var[F_3] = & (0,1288 + 0,0064f_z - 0,0310a_p + 0,0203a_e + 0,0166Vc)^2 + (0,2889 \\
& + 0,0144f_z - 0,0123a_p + 0,1102a_e - 0,0246Vc)^2 + (-0,9462 + 0,0256f_z \\
& - 0,1005a_p - 0,0526a_e + 0,0479Vc)^2 + (0,1257 - 0,0018f_z - 0,0989a_p \\
& + 0,0443a_e + 0,0095Vc)^2 + 1,1278^2
\end{aligned} \tag{49}$$

5.3. OTIMIZAÇÃO ROBUSTA MULTI-OBJETIVO

A otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico foi realizada empregando-se o método NBI (*Normal Boundary Intersection*). Para se obter os pontos de âncora e a matriz *pay-off* (Φ), os ótimos individuais das respostas originais (Ra , MRR e Fu), $\zeta_{E[Ra]} = 0,723 \mu m$, $\zeta_{E[MRR]} = 139,74 \text{ mm}^3/\text{min}$ e $\zeta_{E[Fu]} = 22,20 \text{ N}$, foram transformados em ótimos fatoriais através de equações de regressão entre os fatores e as respostas originais. Assim, os ótimos fatoriais obtidos foram, $\zeta_{F_1} = -0,591$, $\zeta_{F_2} = 1,912$ e $\zeta_{F_3} = 0,523$.

Considerando os modelos de média e de variância expostos nas Equações 44 a 49, e de posse dos valores dos ótimos fatoriais, pôde-se obter as funções do erro quadrático médio de cada fator ($MSE_i = [E[F_i] - \zeta_{F_i}]^2 + Var[F_i]$), objetivando, portanto, minimizar de forma conjunta o viés e a variância dos fatores. A Tabela 28 apresenta a matriz *pay-off* (Φ) associada às funções $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$, sendo cada coluna da matriz correspondente à um ponto de âncora.

Tabela 28. Matriz *pay-off* para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$ (Fonte: autoria própria).

$MSE[F_1]$	1,1893	1,9318	1,4122
$MSE[F_2]$	6,5268	2,6161	10,3173
$MSE[F_3]$	3,5779	3,2879	2,2586

De acordo com Pereira (2017), na otimização multi-objetivo de três ou mais funções a exploração do *trade-off* entre as funções pode não ser perfeita. Assim, para evitar efeitos de escala e facilitar a análise do conflito entre as funções, a matriz *pay-off* normalizada foi obtida empregando-se a Equação 27. A Tabela 29 apresenta a matriz *pay-off* normalizada.

Tabela 29. Matriz *pay-off* normalizada para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$
(Fonte: autoria própria).

$MSE[F_1]$	0,000	1,000	0,300
$MSE[F_2]$	0,508	0,000	1,000
$MSE[F_3]$	1,000	0,780	0,000

Definindo um incremento de peso igual a 0,10 e utilizando-se da Equação 31, com $\bar{f}_1(x) = MSE[F_3]$, $\bar{f}_2(x) = MSE[F_2]$ e $\bar{f}_3(x) = MSE[F_1]$, 66 soluções Pareto-ótimas foram geradas. A Figura 54 ilustra a fronteira de Pareto associada a estes resultados.

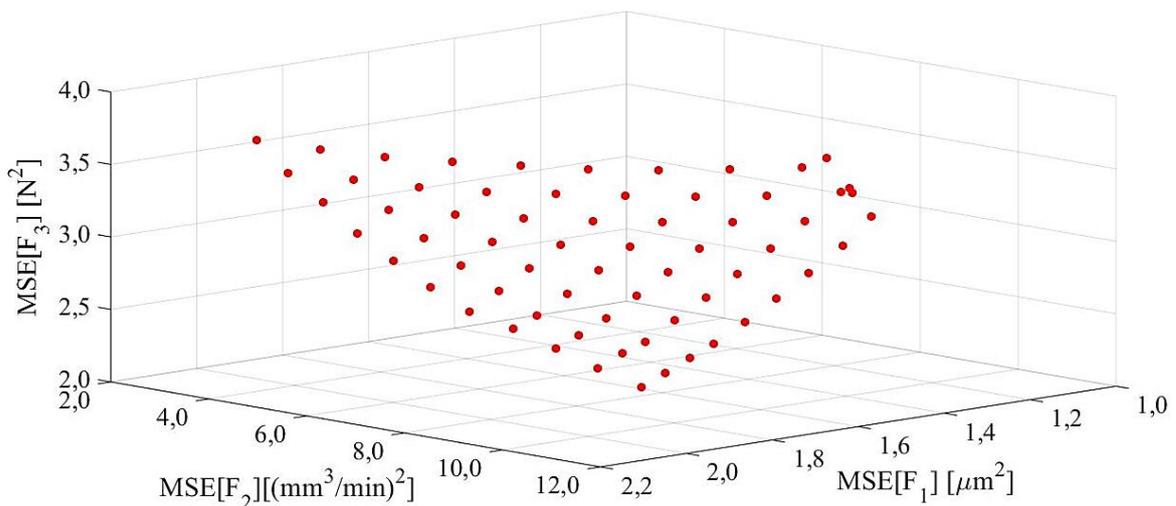


Figura 54. Fronteira de Pareto para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$ (Fonte: autoria própria).

De acordo com Pereira (2017), após a otimização é importante filtrar as soluções Pareto-ótimas, uma vez que estas soluções podem estar dominadas por outros pontos da fronteira. Segundo o autor, este procedimento é essencial na aplicação de qualquer método de otimização multi-objetivo, pois, apesar da fronteira de Pareto apresentar aspecto interessante em termos de espaçamento das soluções, pode haver alguma região da fronteira que se apresenta dominada por um ou mais pontos. Desta forma, utilizando-se do filtro *Calculation of Pareto points*, desenvolvido por Polityko (2006), as soluções Pareto-ótimas foram filtradas. A Figura 55 ilustra a fronteira de Pareto filtrada para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$, e a Figura 56 ilustra a fronteira de Pareto filtrada para $MSE[Ra]$, $MSE[MRR]$ e $MSE[Fu]$. As soluções Pareto-ótimas filtradas são resumidas na Tabela 30.

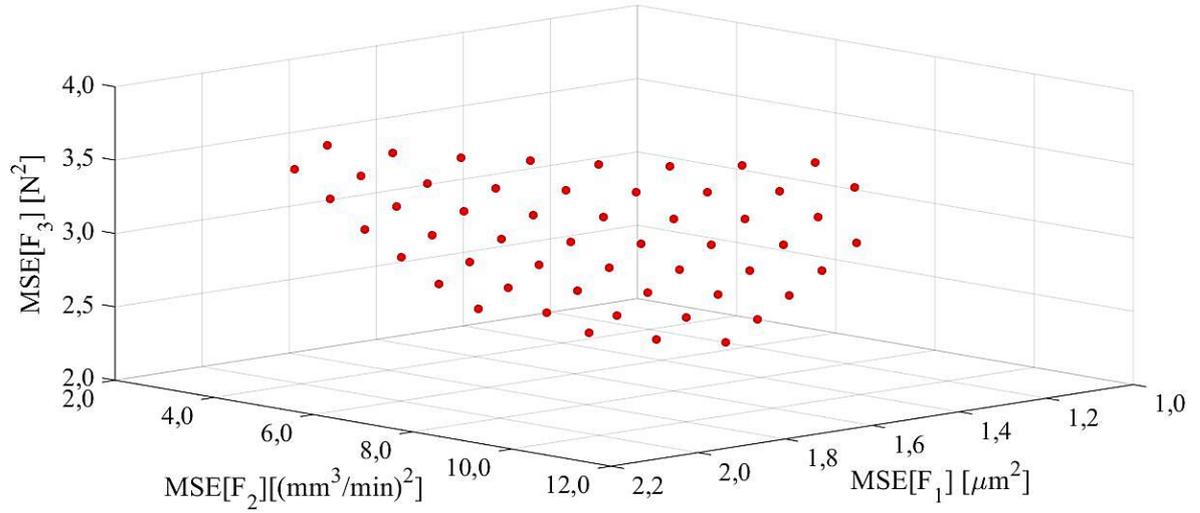


Figura 55. Fronteira de Pareto filtrada para $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$ (Fonte: autoria própria).

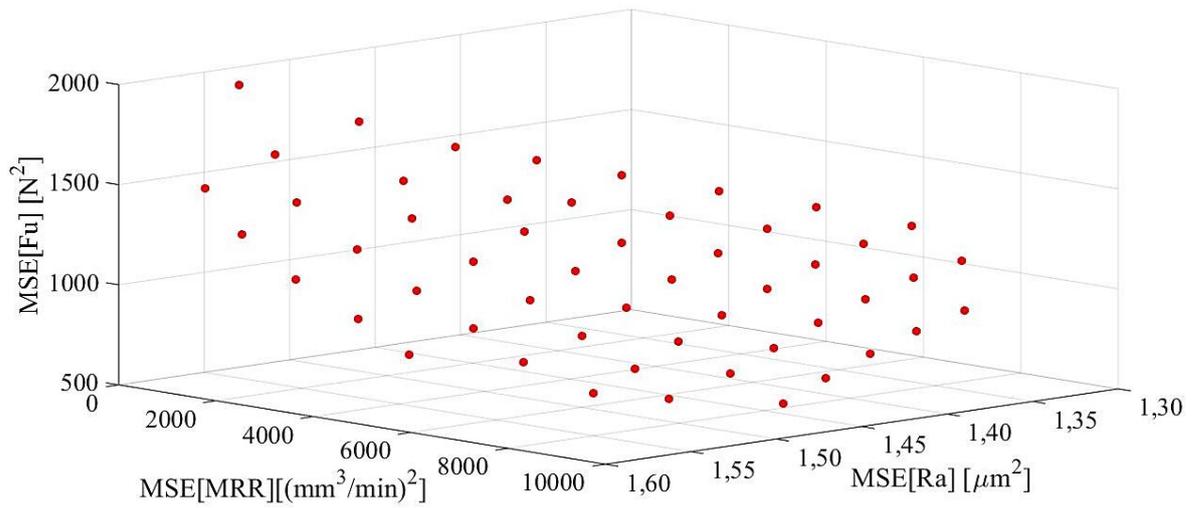


Figura 56. Fronteira de Pareto filtrada para $MSE[Ra]$, $MSE[MRR]$ e $MSE[Fu]$ (Fonte: autoria própria).

Tabela 30. Resultados da otimização de $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$ pelo método NBI (Fonte: autoria própria).

n_{sub}	w_1	w_2	w_3	f_z	a_p	a_c	v_c	MSE	MSE	MSE	E	Var	E	Var	E	Var	MSE	MSE	MSE
				mm/dente	mm	mm	m/min	$[F_1]$	$[F_2]$	$[F_3]$	$[Ra]$	$[Ra]$	$[MRR]$	$[MRR]$	$[F_u]$	$[F_u]$	$[Ra]$	$[MRR]$	$[Fu]$
				μm^2	$(mm^3/min)^2$	N^2	μm	μm^2	mm^3/min	$(mm^3/min)^2$	N	N^2	μm^2	$(mm^3/min)^2$	N^2				
2	0,0	0,9	0,1	0,095	0,222	0,243	157	1,78	2,63	3,45	1,05	1,46	131,0	1141,0	49,3	1263,8	1,56	1216,9	1999,6
3	0,0	0,8	0,2	0,098	0,214	0,231	150	1,65	2,75	3,34	1,02	1,41	118,6	981,4	46,0	1181,4	1,50	1427,0	1747,0
4	0,0	0,7	0,3	0,096	0,211	0,215	149	1,55	3,22	3,28	1,01	1,38	106,4	823,8	44,5	1090,7	1,46	1934,2	1586,5
5	0,0	0,6	0,4	0,090	0,203	0,212	153	1,45	3,80	3,25	0,96	1,37	97,4	711,9	43,7	1039,8	1,43	2499,6	1502,5
6	0,0	0,5	0,5	0,080	0,238	0,179	162	1,36	4,36	3,22	0,85	1,38	89,9	654,4	42,1	1018,0	1,40	3134,5	1415,6
7	0,0	0,4	0,6	0,080	0,230	0,172	157	1,29	5,16	3,22	0,84	1,35	80,9	543,7	41,3	965,2	1,36	4000,9	1330,5
8	0,0	0,3	0,7	0,079	0,226	0,163	152	1,23	6,13	3,26	0,82	1,33	71,9	441,9	40,5	920,7	1,34	5047,2	1256,7
9	0,0	0,2	0,8	0,078	0,224	0,151	146	1,20	7,32	3,33	0,82	1,31	62,3	342,8	39,9	876,8	1,32	6335,3	1191,3
12	0,1	0,9	0,0	0,095	0,216	0,233	162	1,86	2,66	3,32	1,09	1,47	126,5	1069,4	48,2	1171,2	1,61	1245,0	1847,7
13	0,1	0,8	0,1	0,096	0,211	0,219	159	1,74	2,89	3,23	1,07	1,43	115,1	922,2	46,0	1086,8	1,55	1529,4	1650,9
14	0,1	0,7	0,2	0,100	0,196	0,221	150	1,61	3,09	3,13	1,01	1,41	107,2	835,1	42,0	1057,2	1,49	1889,1	1450,6
15	0,1	0,6	0,3	0,100	0,182	0,225	147	1,50	3,50	3,07	0,94	1,39	98,9	742,8	39,4	1027,9	1,44	2410,6	1323,2
16	0,1	0,5	0,4	0,080	0,237	0,176	167	1,42	4,26	3,07	0,86	1,40	90,6	661,7	40,2	986,7	1,42	3076,4	1311,3
17	0,1	0,4	0,5	0,080	0,227	0,170	162	1,34	5,00	3,06	0,85	1,37	82,2	554,5	39,5	932,6	1,39	3865,7	1233,2
18	0,1	0,3	0,6	0,080	0,221	0,163	157	1,28	5,86	3,08	0,84	1,34	73,9	457,0	38,8	888,1	1,36	4788,8	1164,8
19	0,1	0,2	0,7	0,079	0,218	0,153	152	1,23	6,88	3,12	0,82	1,32	65,3	365,1	38,2	850,4	1,33	5908,1	1105,2
20	0,1	0,1	0,8	0,078	0,215	0,141	145	1,21	8,21	3,22	0,84	1,30	55,7	268,5	37,9	804,8	1,31	7319,4	1051,1
22	0,2	0,8	0,0	0,095	0,206	0,211	166	1,82	3,04	3,12	1,09	1,46	111,6	872,6	45,2	1010,9	1,60	1661,2	1541,6
23	0,2	0,7	0,1	0,082	0,239	0,190	178	1,69	3,24	3,02	0,99	1,48	107,7	858,8	41,9	1034,4	1,55	1882,5	1422,9
24	0,2	0,6	0,2	0,080	0,238	0,180	176	1,59	3,66	2,97	0,92	1,46	99,1	761,4	39,7	993,3	1,50	2408,4	1299,1
25	0,2	0,5	0,3	0,079	0,236	0,171	173	1,49	4,23	2,93	0,86	1,43	90,4	660,2	38,1	950,6	1,45	3095,9	1202,0
26	0,2	0,4	0,4	0,080	0,225	0,166	168	1,41	4,92	2,92	0,85	1,40	82,5	557,5	37,5	896,5	1,41	3835,7	1131,5
27	0,2	0,3	0,5	0,081	0,217	0,161	163	1,34	5,70	2,92	0,84	1,37	74,9	464,4	37,0	851,1	1,38	4670,1	1069,0
28	0,2	0,2	0,6	0,080	0,212	0,154	157	1,28	6,59	2,94	0,83	1,34	67,2	377,7	36,4	813,6	1,35	5640,9	1013,8
29	0,2	0,1	0,7	0,079	0,211	0,144	152	1,23	7,68	2,99	0,82	1,32	58,8	294,4	35,8	782,3	1,33	6839,0	966,7
31	0,3	0,7	0,0	0,083	0,232	0,185	181	1,78	3,34	2,91	1,02	1,50	105,4	824,4	40,5	976,1	1,58	2001,7	1310,3
32	0,3	0,6	0,1	0,081	0,231	0,177	180	1,67	3,74	2,85	0,95	1,48	97,6	736,0	38,2	937,5	1,53	2510,0	1192,9
33	0,3	0,5	0,2	0,080	0,230	0,168	178	1,57	4,27	2,81	0,88	1,46	89,5	646,3	36,1	902,4	1,48	3169,8	1095,4

Continuação da Tabela 30.

<i>n_{sub}</i>	<i>w₁</i>	<i>w₂</i>	<i>w₃</i>	<i>f_z</i>	<i>a_p</i>	<i>a_c</i>	<i>v_c</i>	<i>MSE</i>	<i>MSE</i>	<i>MSE</i>	<i>E</i>	<i>Var</i>	<i>E</i>	<i>Var</i>	<i>E</i>	<i>Var</i>	<i>MSE</i>	<i>MSE</i>	<i>MSE</i>
				mm/dente	mm	mm	m/min	[<i>F₁</i>]	[<i>F₂</i>]	[<i>F₃</i>]	[<i>Ra</i>]	[<i>Ra</i>]	[<i>MRR</i>]	[<i>MRR</i>]	[<i>F_w</i>]	[<i>F_w</i>]	[<i>Ra</i>]	[<i>MRR</i>]	[<i>F_w</i>]
								μm ²	(mm ³ /min) ²	N ²	μm	μm ²	mm ³ /min	(mm ³ /min) ²	N	N ²	μm ²	(mm ³ /min) ²	N ²
34	0,3	0,4	0,3	0,080	0,223	0,162	173	1,49	4,92	2,78	0,85	1,43	81,8	551,9	35,3	855,8	1,44	3900,8	1027,7
35	0,3	0,3	0,4	0,081	0,214	0,157	169	1,41	5,64	2,78	0,84	1,40	74,8	463,9	34,9	810,7	1,41	4679,6	971,4
36	0,3	0,2	0,5	0,081	0,206	0,152	163	1,34	6,45	2,78	0,84	1,37	67,9	382,5	34,4	772,2	1,38	5546,4	920,8
37	0,3	0,1	0,6	0,081	0,202	0,145	158	1,28	7,37	2,81	0,83	1,34	60,6	305,1	33,9	740,8	1,35	6559,2	876,6
38	0,3	0,0	0,7	0,079	0,204	0,133	152	1,24	8,52	2,87	0,82	1,32	52,4	229,2	33,4	716,0	1,33	7853,4	840,6
39	0,4	0,6	0,0	0,083	0,228	0,167	183	1,76	3,91	2,75	1,00	1,50	94,9	704,9	37,2	875,3	1,57	2709,1	1100,5
40	0,4	0,5	0,1	0,081	0,221	0,165	182	1,66	4,39	2,69	0,92	1,48	87,9	620,0	34,8	841,6	1,52	3308,3	999,8
41	0,4	0,4	0,2	0,080	0,219	0,157	179	1,57	4,99	2,67	0,86	1,46	80,4	537,4	33,0	809,1	1,47	4054,6	925,5
42	0,4	0,3	0,3	0,081	0,210	0,152	175	1,48	5,68	2,65	0,84	1,43	73,8	455,2	32,6	765,9	1,44	4801,4	874,9
43	0,4	0,2	0,4	0,081	0,202	0,148	170	1,41	6,42	2,65	0,84	1,39	67,4	379,3	32,3	728,0	1,41	5606,4	829,0
44	0,4	0,1	0,5	0,081	0,196	0,143	164	1,34	7,24	2,66	0,83	1,36	61,0	307,9	31,8	695,3	1,38	6496,0	787,7
45	0,4	0,0	0,6	0,081	0,193	0,135	158	1,28	8,20	2,69	0,83	1,34	54,2	238,8	31,3	669,4	1,35	7547,9	752,5
46	0,5	0,5	0,0	0,083	0,210	0,160	186	1,75	4,61	2,60	0,97	1,50	85,3	584,7	34,2	774,7	1,56	3544,6	917,9
47	0,5	0,4	0,1	0,082	0,208	0,154	184	1,66	5,15	2,56	0,90	1,48	78,7	512,8	31,9	746,5	1,51	4239,3	841,1
48	0,5	0,3	0,2	0,081	0,205	0,147	181	1,57	5,80	2,54	0,85	1,46	72,0	439,2	30,4	716,1	1,47	5023,8	783,4
49	0,5	0,2	0,3	0,081	0,197	0,143	176	1,49	6,50	2,53	0,84	1,43	66,0	368,8	30,0	680,0	1,44	5795,7	741,5
50	0,5	0,1	0,4	0,082	0,190	0,139	171	1,41	7,26	2,53	0,83	1,39	60,2	303,0	29,7	647,7	1,41	6618,8	703,3
51	0,5	0,0	0,5	0,082	0,184	0,133	166	1,35	8,08	2,54	0,83	1,36	54,4	240,3	29,2	619,7	1,37	7522,8	669,2
52	0,6	0,4	0,0	0,085	0,195	0,149	187	1,76	5,48	2,49	0,97	1,50	75,9	478,6	32,4	674,4	1,56	4546,6	779,3
53	0,6	0,3	0,1	0,083	0,193	0,144	185	1,67	6,03	2,45	0,90	1,48	70,1	416,7	30,1	651,4	1,51	5261,4	713,8
54	0,6	0,2	0,2	0,082	0,191	0,137	182	1,58	6,68	2,43	0,84	1,46	63,9	352,6	28,0	628,7	1,47	6094,5	662,0
55	0,6	0,1	0,3	0,082	0,184	0,133	178	1,50	7,39	2,42	0,83	1,43	58,5	291,8	27,6	597,7	1,44	6886,0	626,4
56	0,6	0,0	0,4	0,083	0,177	0,129	173	1,43	8,15	2,41	0,82	1,40	53,2	234,6	27,1	569,8	1,41	7721,3	594,0
58	0,7	0,2	0,1	0,084	0,152	0,155	186	1,72	7,37	2,41	0,92	1,47	59,8	301,1	29,2	565,1	1,51	6680,6	613,4
59	0,7	0,1	0,2	0,086	0,170	0,129	183	1,60	7,69	2,34	0,89	1,45	56,7	279,7	28,2	532,8	1,48	7170,1	568,3
60	0,7	0,0	0,3	0,083	0,170	0,123	180	1,52	8,34	2,32	0,82	1,43	51,2	224,4	25,4	518,8	1,44	8062,9	528,7

Assim, de acordo com a Tabela 30, pode-se verificar que foram obtidas 54 soluções Pareto-ótimas. Estas soluções possibilitam ao engenheiro de processo explorar diferentes cenários robustos às variáveis de ruído consideradas neste trabalho, obtendo resultados satisfatórios em relação à rugosidade da superfície usinada, à produtividade e à força de usinagem. Assim, o engenheiro de processo deve selecionar os níveis ótimos das variáveis de controle, $x^* = [f_z^*, a_p^*, a_e^*, v_c^*]$, de um determinado subproblema (n_{sub}) para se obter os níveis otimizados das características de interesse.

O engenheiro de processo deve selecionar a solução mais adequada às necessidades de projeto. Por exemplo, em uma situação de planejamento onde deseja-se uma produtividade mais elevada, obtendo-se rugosidades (Ra) iguais a 0,99 μm em média, pode-se selecionar a solução Pareto-ótima $n_{sub} = 23$, com as variáveis de controle nos níveis ótimos $x^* = [0,082 \text{ mm/dente}; 0,239 \text{ mm}; 0,190 \text{ mm}; 178 \text{ m/min}]$, obtendo-se, respectivamente, média e variância para a rugosidade Ra iguais a 0,99 μm e 1,48 μm^2 , média e variância para a taxa de remoção de material iguais a 107,7 mm^3/min e 858,8 $(\text{mm}^3/\text{min})^2$, e média e variância para a força de usinagem iguais a 41,9 N e 1034,4 N^2 .

Salienta-se que todas as soluções obtidas são robustas em relação às variáveis de ruído consideradas neste trabalho e Pareto-ótimas para o processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico. Todavia, quando se aborda a otimização multi-objetivo, após a obtenção e filtragem das soluções Pareto-ótimas, pode ser necessário classificá-las em função da proximidade de cada solução com o alvo desejado (ponto de Utopia). Desta forma, um critério matemático pode ser útil ao engenheiro de processo na definição da melhor solução Pareto-ótima. A distância Euclidiana, d_{j+} , de cada solução Pareto-ótima, \bar{f}_j^* , ao ponto de Utopia, \bar{f}^U , para $j = 1, 2, \dots, n_{sub}$, no espaço normalizado, é calculada conforme a Equação 50. A melhor solução é aquela cuja distância Euclidiana é a menor, ou seja, $\mathbf{Min}_{(j \in n_{sub})} d_{j+}$ (SAYYAADI & MEHRABIPOUR, 2012).

$$d_{j+} = \sqrt{\sum_{i=1}^m (f_{ij} - f_i^*)^2} \quad (50)$$

Para possibilitar a avaliação experimental de uma das soluções Pareto-ótimas e confirmar a capacidade dos modelos de resposta obtidos neste trabalho, a solução Pareto-ótima $n_{sub} = 35$, que apresentou a menor distância euclidiana, $d_{j+} = 0,628$, foi selecionada para os experimentos de confirmação.

Considerando o conceito de otimalidade de Pareto, todas as soluções obtidas podem ser consideradas soluções ótimas, logo, apresentam cenários interessantes. Assim, o engenheiro de processo deve selecionar a solução mais propícia para cada situação de planejamento. De acordo com Pereira (2017), realizar um procedimento de otimização considerando vários subproblemas resolvidos iterativamente para depois selecionar apenas uma solução, parece um procedimento simplista e limitado, uma vez que critérios matemáticos para escolha da solução nem sempre refletirão a necessidade do engenheiro de processo em situações distintas.

5.4.EXPERIMENTOS DE CONFIRMAÇÃO

Os experimentos de confirmação foram realizados objetivando avaliar a robustez das soluções Pareto-ótimas em relação às variáveis de ruído consideradas. Nos experimentos de confirmação, as variáveis de controle permanecem fixas, enquanto que as variáveis de ruído se alteram conforme seus respectivos níveis. O intuito é que não exista variação das médias das respostas independente dos níveis das variáveis de ruído.

A seleção da solução Pareto-ótima avaliada nos experimentos de confirmação se deu considerando a menor distância Euclidiana entre a solução Pareto-ótima e o ponto de Utopia no espaço normalizado, na otimização de $MSE[F_1]$, $MSE[F_2]$ e $MSE[F_3]$. Considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, que apresentou a menor distância euclidiana, $d_{j+} = 0,628$, os experimentos de confirmação foram realizados segundo um arranjo ortogonal L9 de Taguchi, com os níveis ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,081 \text{ mm/dente}$, $a_p = 0,214 \text{ mm}$, $a_e = 0,157 \text{ mm}$ e $v_c = 169 \text{ m/min}$. A Tabela 31 apresenta o planejamento experimental e os resultados dos experimentos de confirmação.

Tabela 31. Planejamento experimental e resultados dos experimentos de confirmação
(Fonte: autoria própria).

Exp.	Variáveis de controle				Variáveis de ruído				Respostas		
	f_z [mm/z]	a_p [mm]	a_e [mm]	v_c [m/min]	l_{to} [mm]	δ [°]	VB2 [mm]	E^* --	Ra [μm]	MRR [mm ³ /min]	Fu [N]
1	0,081	0,214	0,157	169	45	30	0,00	-1	1,025	97,1	9,1
2	0,081	0,214	0,157	169	45	45	0,15	0	0,474	68,7	50,8
3	0,081	0,214	0,157	169	45	60	0,30	+1	0,251	56,1	49,2
4	0,081	0,214	0,157	169	50	30	0,15	+1	0,763	97,1	65,9
5	0,081	0,214	0,157	169	50	45	0,30	-1	0,956	68,7	57,6
6	0,081	0,214	0,157	169	50	60	0,00	0	1,534	56,1	6,4
7	0,081	0,214	0,157	169	55	30	0,30	0	0,823	97,1	75,8
8	0,081	0,214	0,157	169	55	45	0,00	+1	1,573	68,7	7,1
9	0,081	0,214	0,157	169	55	60	0,15	-1	1,761	56,1	22,2
Média:									1,018	74,0	38,2

* Estratégia de corte (E): Concordante (-1), Raster (0) e Discordante (+1).

Para testar a significância dos efeitos das variáveis de ruído sobre as características de interesse, análises de variância (ANOVA), considerando um nível de significância igual a 0,050, foram realizadas. A Tabela 32 resume os valores-P obtidos através da ANOVA para a rugosidade Ra em relação às variáveis de ruído l_{to} , VB2 e E , uma vez que, nas análises individuais, o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) não apresentou influência estatisticamente significativa sobre Ra , e para a força de usinagem (Fu) em relação às variáveis de ruído l_{to} , δ e VB2, uma vez que, nas análises individuais, a estratégia de corte (E) não apresentou influência estatisticamente significativa sobre a força de usinagem (Fu). Assim, como os valores-P obtidos foram maiores que o nível de significância adotado, pode-se verificar que as variáveis de ruído não apresentaram influência estatisticamente significativa, de modo que foi possível obter robustez para ambas as características de interesse Ra e Fu em relação às variáveis de ruído avaliadas.

Tabela 32. ANOVA (valores-P) das variáveis de ruído nos experimentos de confirmação
(Fonte: autoria própria).

Características de interesse	Variáveis de ruído			
	l_{to}	δ	VB2	E
Ra	0,130	-	0,166	0,373
Fu	0,749	0,284	0,072	-

Com relação à taxa de remoção de material (*MRR*), visto que esta é calculada através da Equação 7 e não apresenta erros experimentais, não se pode concluir sobre sua robustez em relação às variáveis de ruído. Uma sugestão/solução para este inconveniente em trabalhos futuros, é obter a *MRR* experimentalmente através da medição da massa e do volume dos corpos de prova antes e após os experimentos. Assim, sabendo-se previamente da massa específica dos corpos de prova e do tempo de usinagem, é possível obter a *MRR* experimentalmente.

Para validar a metodologia utilizada, testes de hipótese foram realizados de modo a comparar as médias obtidas nos experimentos de confirmação às médias obtidas para a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, através dos modelos de previsão para *Ra*, *MRR* e *Fu*. As Figuras 57, 58 e 59 ilustram os testes de hipótese realizados. Assim, pode-se verificar que, para ambas as características de interesse *Ra*, *MRR* e *Fu*, não há indícios estatísticos para afirmar que as médias obtidas nos experimentos de confirmação sejam diferentes das médias obtidas com os modelos de previsão.

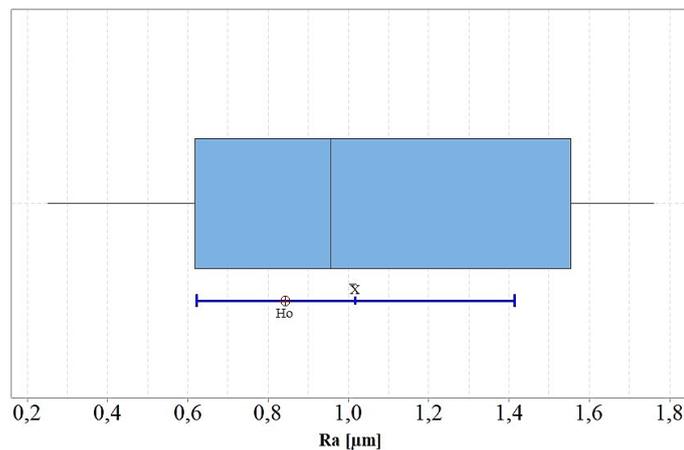


Figura 57. Teste de hipótese para *Ra* considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$
(Fonte autoria própria).

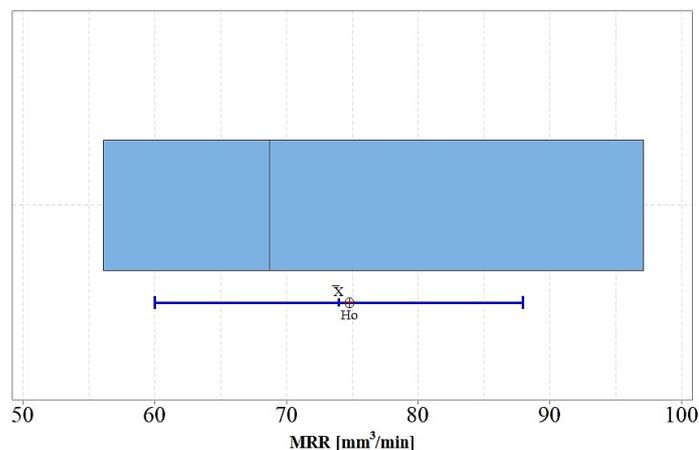


Figura 58. Teste de hipótese para *MRR* considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$
(Fonte autoria própria).

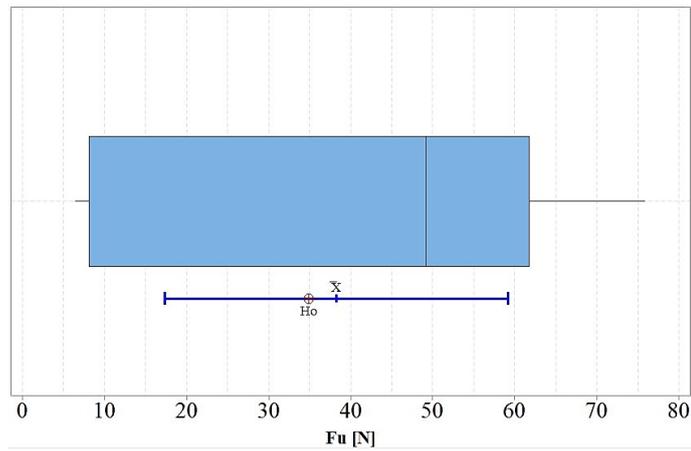


Figura 59. Teste de hipótese para Fu considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$
(Fonte autoria própria).

A Tabela 33 apresenta os intervalos de confiança de ambas as características de interesse Ra , MRR e Fu , e os valores-P dos testes de hipótese para comparação das médias dos experimentos de confirmação com as médias provenientes dos modelos de previsão. Desta forma, pode-se verificar que as médias obtidas para a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, através dos modelos de previsão, encontram-se dentro dos seus respectivos intervalos de confiança, que são definidos pelas médias dos experimentos de confirmação.

Tabela 33. Intervalos de confiança e testes de hipóteses para Ra , MRR e Fu
(Fonte: autoria própria).

Características de interesse	95% IC	Valor-P
Ra [μm]	(0,622; 1,413)	0,335
MRR [mm^3/min]	(59,99; 87,95)	0,894
Fu [N]	(17,33; 59,14)	0,723

Desta forma, verifica-se através dos experimentos de confirmação que a robustez da rugosidade Ra e da força de usinagem (Fu) em relação às variáveis de ruído foi alcançada. Além disso, pôde-se verificar a confirmação das médias experimentais de Ra , MRR e Fu com as médias provenientes dos modelos de previsão, o que permite a obtenção de superfícies com rugosidades Ra relativamente baixas e com valores estáveis, além de maior produtividade com redução da força de usinagem.

5.5.VIDA DA FERRAMENTA

Com a finalidade de avaliar o tempo de vida da ferramenta de topo esférico no fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido, ensaios de vida da ferramenta foram realizados. As variáveis de controle utilizadas foram definidas considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, que apresentou a menor distância euclidiana em relação ao ponto de Utopia no espaço normalizado, $d_{j+} = 0,628$, com os níveis ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,081$ mm/dente; $a_p = 0,214$ mm; $a_e = 0,157$ mm; $v_c = 169$ m/min. Os ensaios de vida foram realizados utilizando-se do fresamento em contorno, descendente e com estratégia de corte *raster*. O comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}) foi mantido constante e igual a 45 mm. Como critério de fim de vida da ferramenta foi definido o desgaste de flanco ($VB2$) igual a 0,30 mm. E, os ensaios de vida foram realizados para dois ângulos de inclinação da superfície usinada (δ) iguais, respectivamente, a 30° e 60° .

A Figura 60 ilustra as curvas de vida da ferramenta de topo esférico no fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido. Assim, pode-se verificar a relação entre o desgaste de flanco da ferramenta ($VB2$) e o tempo usinado, para dois ângulos de inclinação da superfície usinada (δ). Os resultados apresentados para o desgaste de flanco ($VB2$) correspondem à média dos valores de desgaste de flanco medidos nas duas arestas de corte.

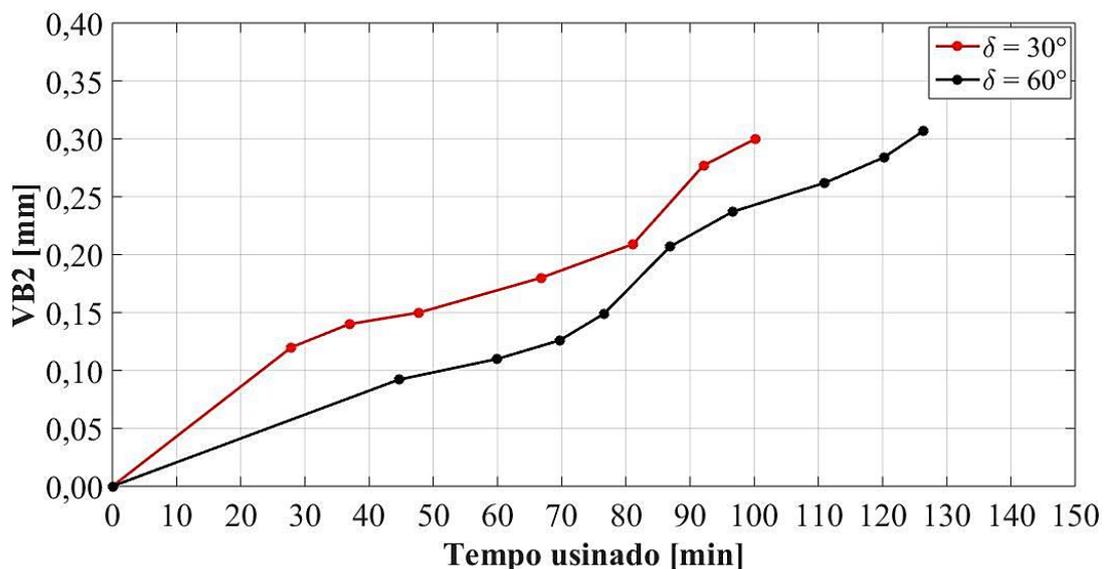


Figura 60. Curvas de vida da ferramenta de topo esférico (Fonte: autoria própria).

De acordo com a Figura 60, pode-se verificar que as curvas de vida da ferramenta para os dois ângulos de inclinação da superfície usinada (δ) apresentaram comportamentos semelhantes. No entanto, para $\delta = 30^\circ$ o desgaste de flanco ($VB2$) foi sempre superior.

No ensaio de vida com $\delta = 30^\circ$ a ferramenta de corte usinou 100,2 min até atingir um desgaste de flanco (VB_2) igual a 0,300 mm. Por outro lado, no ensaio de vida com $\delta = 60^\circ$ a ferramenta de corte usinou 126,4 min até atingir um desgaste de flanco (VB_2) igual a 0,307 mm. Verifica-se também que, próximo de 85 min usinados, o desgaste de flanco (VB_2) era próximo de 0,210 mm para ambos os ângulos de inclinação da superfície usinada (δ).

Como verificado, o ensaio de vida da ferramenta com $\delta = 60^\circ$ proporcionou um maior tempo de usinagem que o ensaio de vida da ferramenta com $\delta = 30^\circ$. Uma vez que a velocidade de corte foi mantida constante para ambos os ângulos de inclinação da superfície usinada (δ), a rotação da ferramenta para $\delta = 30^\circ$ não era a mesma que para $\delta = 60^\circ$. Assim, para se ter velocidade de corte igual a 169 m/min para $\delta = 30^\circ$, a rotação da ferramenta era igual a 17.899 rpm, enquanto que para $\delta = 60^\circ$, a rotação da ferramenta era igual a 10.344 rpm. Desta forma, a velocidade de avanço, para $\delta = 30^\circ$ também era maior que para $\delta = 60^\circ$. Assim, acredita-se que a diferença entre o tempo usinado para $\delta = 30^\circ$ e $\delta = 60^\circ$ seja explicada pela diferença de rotação da ferramenta e velocidade de avanço. A Figura 61 ilustra o desgaste de flanco das ferramentas de topo esférico nos ensaios de vida.

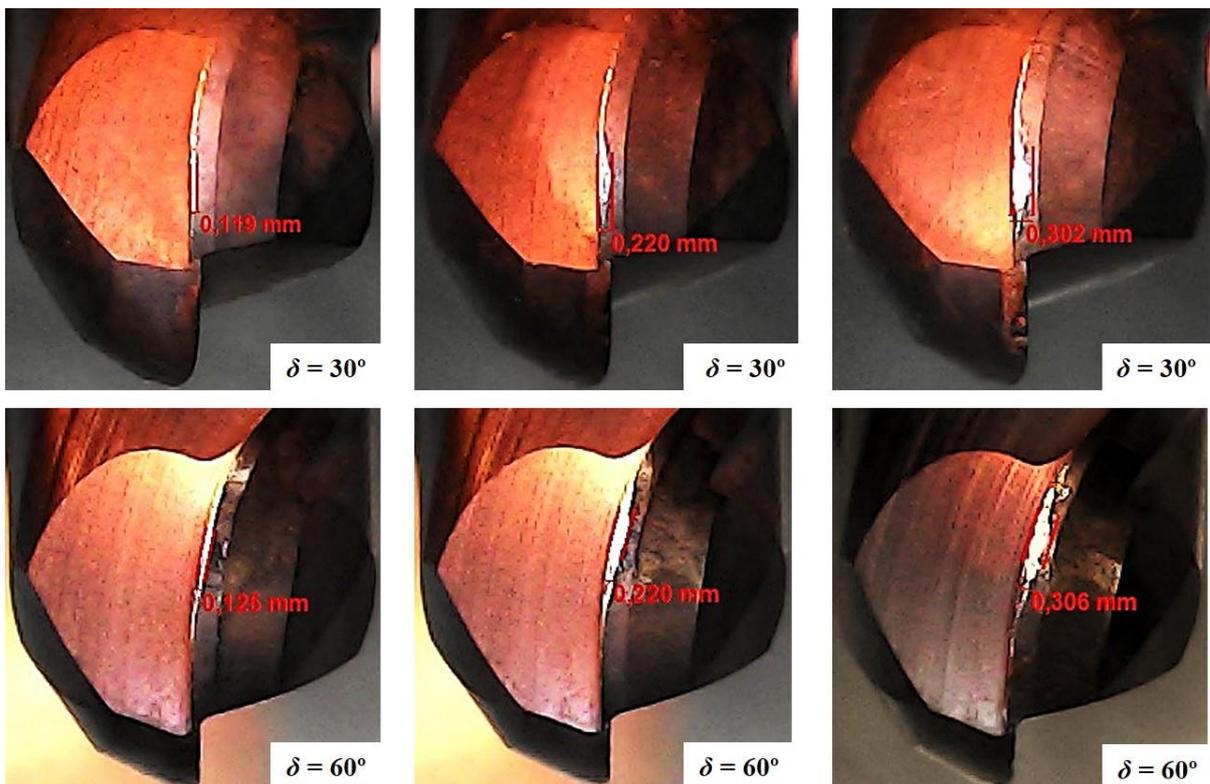


Figura 61. Desgaste de flanco das ferramentas de topo esférico nos ensaios de vida
(Fonte: autoria própria).

6. CONCLUSÕES

A tecnologia atual para a usinagem de acabamento de moldes e matrizes em máquinas-ferramentas de três eixos é o fresamento com altas velocidades utilizando ferramentas de topo esférico. O presente trabalho abordou a análise, a modelagem e a otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico. Características de interesse como a rugosidade da superfície usinada, a força de usinagem e a taxa de remoção de material foram avaliadas em relação às variáveis de controle do processo, considerando a minimização da variabilidade transmitida pelas variáveis de ruído. Ensaio de vida da ferramenta também foram realizados objetivando avaliar o tempo de vida da ferramenta de topo esférico no fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido.

Os resultados de rugosidade R_a obtidos neste trabalho apresentaram valores entre 0,208 e 3,013 μm , abrangendo classes de rugosidade de N4 a N8. Estes resultados de rugosidade podem ser considerados bons, uma vez que as classes de rugosidade típicas obtidas em operações de fresamento de acabamento variam de N6 a N9. Com relação à força de usinagem, verificou-se que esta apresentou valores entre 3,1 e 112,0 N, sendo estes valores considerados baixos para o fresamento de aços endurecidos. Com relação à taxa de remoção de material, verificou-se que esta apresentou valores entre 23,2 e 175,7 mm^3/min .

Atendendo aos objetivos especificados neste trabalho, modelos de resposta para as características de interesse avaliadas foram obtidos. Em relação à rugosidade R_a , o modelo de resposta apresentou excelente explicação da variabilidade dos dados, $R^2_{adj} = 100,00\%$, e capacidade de previsão razoável, $R^2_{prev} = 42,11\%$. Em relação à força de usinagem (F_u) e à taxa de remoção de material (MRR), os modelos de resposta apresentaram excelentes explicações da variabilidade dos dados, $R^2_{adj} = 99,49\%$ para F_u e $R^2_{adj} = 97,89\%$ para MRR , bem como capacidade de previsão, $R^2_{prev} = 98,28\%$ para F_u e $R^2_{prev} = 95,80\%$ para MRR .

A partir dos modelos de resposta das características de interesse, os efeitos lineares e quadráticos das variáveis de controle, os efeitos lineares das variáveis de ruído, as interações entre as variáveis de controle e as interações entre as variáveis de controle e de ruído foram analisados e discutidos. Assim, verificou-se que o desgaste de flanco (VB_2) foi a variável que mais influenciou a rugosidade R_a , apresentando efeito linear negativo, de modo que seu aumento implicou na redução da rugosidade. Acredita-se que isto pode ocorrer pela alteração da geometria da aresta de corte ao longo da vida da ferramenta, que passa a alisar/deformar mais a superfície usinada do que efetivamente realizar o corte/cisalhamento. Além disso,

verificou-se que o comprimento em balanço da ferramenta (l_{to}), o desgaste de flanco da ferramenta ($VB2$) e a estratégia de corte (E) apresentaram maior influência sobre a rugosidade Ra que o avanço por dente (f_z). Isto é interessante, uma vez que, na maioria dos casos, tais variáveis de ruído não são consideradas nos planejamentos de experimentos, o que pode mascarar os resultados.

O desgaste de flanco da ferramenta ($VB2$) também foi a variável que mais influenciou a força de usinagem (F_u), apresentando efeito linear positivo, de modo que seu aumento implicou no aumento da força de usinagem. Acredita-se que o aumento da força de usinagem esteja relacionado ao aumento do comprimento de contato ferramenta/peça, que ocorre devido ao fenômeno de atrito/abrasão na interface flanco da ferramenta/superfície usinada, implicando no aumento da força de aragem (*ploughing*) e, conseqüentemente, na força de usinagem.

O fato do desgaste de flanco da ferramenta ($VB2$) ter apresentado maior influência sobre a força de usinagem (F_u) que as variáveis de controle, também é interessante, uma vez que, em alguns casos, o desgaste de flanco da ferramenta não é considerado nos planejamentos de experimentos, o que pode comprometer os resultados.

Em relação à taxa de remoção de material (MRR), verificou-se que esta não depende apenas dos parâmetros de corte do processo (f_z , a_p , a_e e v_c), mas também do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ). O ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) apresentou maior influência sobre a taxa de remoção de material que as variáveis de controle. Isto também é interessante, uma vez que, na maioria dos casos, o ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) não é considerado nos planejamentos de experimentos, podendo comprometer os resultados.

O ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) apresentou efeito linear negativo sobre a taxa de remoção de material, de modo que o aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) implicou na redução da taxa de remoção de material. O aumento do ângulo de inclinação da superfície usinada (δ) desloca a interface de contato ferramenta/peça em direção ao diâmetro nominal da ferramenta, resultando no aumento do diâmetro efetivo de corte e na conseqüente redução da taxa de remoção de material.

A partir das interações entre as variáveis de controle e de ruído, foi possível avaliar a robustez das características de interesse em relação às variáveis de ruído. Através da propagação de erro em relação às variáveis de ruído, modelos de média e de variância para cada característica de interesse foram obtidos. Assim, analisando individualmente cada característica de interesse, a otimização da média e da variância foi realizada, assim como a otimização do erro quadrático médio, objetivando minimizar o viés e a variância de cada característica de interesse. Para a rugosidade Ra , foi obtida $E[Ra] = 0,882 \mu m$ e $Var[Ra] = 1,284 \mu m^2$, com os níveis robustos ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,080 \text{ mm/dente}$, $a_p =$

0,224 mm, $a_e = 0,160$ mm e $v_c = 140$ m/min. Para a força de usinagem (F_u), foi obtida $E[F_u] = 23,66$ N e $Var[F_u] = 408,30$ N², com os níveis robustos ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,087$ mm/dente, $a_p = 0,129$ mm, $a_e = 0,114$ mm e $v_c = 164$ m/min. E para a taxa de remoção de material (MRR), foi obtida $E[MRR] = 130,61$ mm³/min e $Var[MRR] = 1110,28$ (mm³/min)², com os níveis robustos ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,097$ mm/dente, $a_p = 0,216$ mm, $a_e = 0,216$ mm e $v_c = 177$ m/min.

A existência de correlações entre as características de interesse pode causar distorções na otimização multi-objetivo. Assim, objetivando evitar possíveis distorções na otimização multi-objetivo, análises de correlação de Pearson foram realizadas e confirmaram a existência de correlações estatisticamente significativas entre as características de interesse. A rugosidade Ra e a força de usinagem apresentaram correlação negativa, de forma que o aumento da força de usinagem reduziu a rugosidade Ra. Acredita-se que isto tenha relação com o desgaste de flanco de ferramenta (VB_2), uma vez que este apresentou efeito positivo em relação à força de usinagem e efeito negativo em relação à rugosidade Ra. A taxa de remoção de material e a força de usinagem também apresentaram correlação, sendo esta positiva, de forma que o aumento da taxa de remoção de material implicou no aumento da força de usinagem. Não é de surpreender que aumentar a taxa de remoção de material aumentando os parâmetros de usinagem gere um aumento na força de usinagem.

Uma maneira de eliminar as correlações entre as características de interesse, tornando-as vetores ortogonais e independentes entre si, e conseqüentemente evitar possíveis distorções na otimização multi-objetivo, é utilizando a metodologia da Análise Fatorial. Assim, através do método de extração de componentes principais e do critério de rotação *Varimax*, a Análise Fatorial foi aplicada. A porcentagem de variação total explicada por três fatores foi de 100,0%.

Os carregamentos fatoriais rotacionados revelaram as relações entre os fatores e as características de interesse. Assim, observou-se que o primeiro fator (F_1) se associou à rugosidade Ra, o segundo fator (F_2) se associou à taxa de remoção de material (MRR) e o terceiro fator (F_3) se associou à força de usinagem (F_u).

A partir dos escores fatoriais rotacionados e utilizando-se da metodologia de superfície de resposta, modelos de resposta para os fatores F_1 , F_2 e F_3 foram gerados. Estes modelos apresentaram excelente explicação da variabilidade dos dados, com $R^2_{adj} = 97,80\%$ para F_1 , $R^2_{adj} = 99,96\%$ para F_2 e $R^2_{adj} = 99,98\%$ para F_3 , bem como capacidade de previsão, com $R^2_{prev} = 83,42\%$ para F_1 , $R^2_{prev} = 99,77\%$ para F_2 e $R^2_{prev} = 99,43\%$ para F_3 .

A partir modelos de resposta para os fatores F_1 , F_2 e F_3 e utilizando-se do princípio da propagação de erro em relação às variáveis de ruído, modelos de média e de variância para cada

fator foram obtidos, e assim, pôde-se obter as funções do erro quadrático médio de cada fator, visando minimizar de forma conjunta o viés e a variância dos fatores.

Utilizando-se do método da interseção normal à fronteira (NBI), a otimização robusta multi-objetivo foi realizada. Assim, 54 soluções Pareto-ótimas foram obtidas. Estas soluções possibilitam ao engenheiro de processo explorar diferentes cenários robustos às variáveis de ruído consideradas neste trabalho, obtendo resultados satisfatórios em relação à rugosidade da superfície usinada, à produtividade e à força de usinagem. Desta forma, o engenheiro de processo deve selecionar os níveis ótimos das variáveis de controle de um determinado subproblema (n_{sub}) para se obter os níveis otimizados das características de interesse.

Os experimentos de confirmação foram realizados objetivando avaliar a robustez das soluções Pareto-ótimas em relação às variáveis de ruído consideradas. Os experimentos de confirmação foram realizados considerando a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, com os níveis ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,081 \text{ mm/dente}$, $a_p = 0,214 \text{ mm}$, $a_e = 0,157 \text{ mm}$ e $v_c = 169 \text{ m/min}$. Assim, pôde-se verificar que foi possível obter robustez para a rugosidade R_a e para a força de usinagem (F_u) em relação às variáveis de ruído avaliadas.

Com relação à taxa de remoção de material (MRR), visto que esta é determinística e não apresentou erros experimentais, não se pode concluir sobre sua robustez em relação às variáveis de ruído. Uma sugestão/solução para este inconveniente em trabalhos futuros, é obter a MRR experimentalmente através da medição da massa e do volume dos corpos de prova antes e após os experimentos. Assim, sabendo-se previamente da massa específica dos corpos de prova e do tempo de usinagem, é possível obter a MRR experimentalmente.

Para validar a metodologia utilizada, testes de hipótese foram realizados de modo a comparar as médias obtidas nos experimentos de confirmação às médias obtidas para a solução Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, através dos modelos de previsão para R_a , MRR e F_u . Assim, pôde-se verificar que, para ambas as características de interesse R_a , MRR e F_u , não há indícios estatísticos para afirmar que as médias obtidas nos experimentos de confirmação sejam diferentes das médias obtidas com os modelos de previsão.

Portanto, verificou-se que a robustez da rugosidade R_a e da força de usinagem (F_u) em relação às variáveis de ruído foi alcançada. Além disso, a confirmação das médias experimentais de R_a , MRR e F_u com as médias provenientes dos modelos de previsão, permite a obtenção de superfícies com rugosidades R_a relativamente baixas e com valores estáveis, além de maior produtividade com redução da força de usinagem.

Com a finalidade de avaliar o tempo de vida da ferramenta de topo esférico no fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido, ensaios de vida da ferramenta foram realizados para dois ângulos de inclinação da superfície usinada ($\delta = 30^\circ$ e $\delta = 60^\circ$). Considerando a solução

Pareto-ótima, $n_{sub} = 35$, com os níveis ótimos das variáveis de controle iguais a: $f_z = 0,081 \text{ mm/dente}$, $a_p = 0,214 \text{ mm}$, $a_e = 0,157 \text{ mm}$ e $v_c = 169 \text{ m/min}$, verificou-se que as curvas de vida da ferramenta para os dois ângulos de inclinação da superfície usinada (δ) apresentaram comportamentos semelhantes. No entanto, para $\delta = 30^\circ$ o desgaste de flanco ($VB2$) foi sempre superior. No ensaio de vida com $\delta = 30^\circ$ a ferramenta de corte usinou 100,2 min até atingir um desgaste de flanco ($VB2$) igual a 0,300 mm. Por outro lado, no ensaio de vida com $\delta = 60^\circ$ a ferramenta de corte usinou 126,4 min até atingir um desgaste de flanco ($VB2$) igual a 0,307 mm. Uma vez que a velocidade de corte foi mantida constante para ambos os ângulos de inclinação da superfície usinada (δ), a rotação da ferramenta para $\delta = 30^\circ$ não era a mesma que para $\delta = 60^\circ$. Assim, acredita-se que a diferença entre o tempo usinado para $\delta = 30^\circ$ e $\delta = 60^\circ$ seja explicada pela diferença de rotação da ferramenta e velocidade de avanço entre os dois ângulos de inclinação da superfície usinada (δ).

6.1.CONTRIBUIÇÕES DO TRABALHO

A principal contribuição deste trabalho consiste na otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico, possibilitando a obtenção de superfícies com rugosidades R_a relativamente baixas e com valores estáveis, além de maior produtividade com redução da força de usinagem.

Além disso, vários aspectos positivos e inovadores podem ser destacados:

- O estudo do fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido através de um arranjo composto central combinado, considerando oito variáveis, sendo quatro variáveis de controle (f_z , a_p , a_e e v_c) e quatro variáveis de ruído (l_{to} , δ , $VB2$ e E);
- A avaliação das interações entre as variáveis de controle e as variáveis de ruído, visto que estas muitas vezes não são consideradas em estudos de fresamento de acabamento de aços endurecidos, negligenciando assim, as variações incontroláveis do processo, que influenciam o acabamento da superfície usinada, a força de usinagem e a taxa de remoção de material;
- O estudo e modelagem da rugosidade R_a , da força de usinagem e da taxa de remoção de material com uma abordagem estatística e robusta;
- No campo do projeto de engenharia mecânica, este estudo apresenta às indústrias de fabricação de moldes e matrizes a relação e o efeito entre os parâmetros de usinagem e as variáveis de ruído sobre a rugosidade R_a , a força de usinagem e a taxa de remoção de material;

- A avaliação da vida da ferramenta de topo esférico no fresamento de acabamento do aço ABNT H13 endurecido;

- A consideração de aspectos importantes à otimização robusta multi-objetivo, como a análise da correlação entre as características de interesse e a filtragem das soluções Pareto-ótimas dominadas, permitindo uma melhor exploração do espaço multi-objetivo;

- A eficiência da otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento do aço ABNT H13 endurecido utilizando ferramentas de topo esférico contribui para a melhoria da qualidade e da produtividade na fabricação de moldes e matrizes, definindo *setups* ótimos capazes de reduzir a influência das variáveis de ruído, aumentando os valores dos índices de capacidade de processo.

6.2.SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As sugestões propostas para trabalhos futuros advêm de limitações e aspectos que não foram abordados neste trabalho. Em relação às possibilidades relativas ao processo de fresamento de acabamento de aços endurecidos, algumas sugestões são:

- Avaliar a integridade da superfície usinada, considerando a rugosidade, a tolerância dimensional, a microdureza e as tensões residuais;

- Avaliar as componentes da força de usinagem, a vibração e a deflexão da ferramenta;

- Avaliar os mecanismos de desgaste atuantes nas ferramentas de topo esférico;

- Avaliar o fresamento de acabamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico em superfícies côncavas e convexas;

- Obter a taxa de remoção de material experimentalmente;

- Avaliar os custos envolvidos no processo de fresamento de moldes e matrizes;

- Abordar o fresamento de acabamento de aços endurecidos utilizando ferramentas de topo esférico com outros revestimentos;

- Comparar o desempenho de ferramentas inteiriças de metal duro com ferramentas de insertos intercambiáveis;

- Abordar o fresamento de acabamento com ferramentas de topo esférico em outros materiais endurecidos;

- Realizar otimizações robustas multi-objetivos utilizando outros métodos de otimização.

REFERÊNCIAS

- ABIPLAST. **Perfil 2018**. Associação Brasileira da Indústria do Plástico. [S.l.], p. 89. 2019.
- ABNT NBR 4287:2002. Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**, Rio de Janeiro, Brasil, 2002. 18.
- ABNT NBR 8404:1984. Indicação do estado de superfícies em desenhos técnicos. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**, Rio de Janeiro, Brasil, 1984. 10.
- AGUIAR, M. M. **Análise da influência das condições de corte sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades**. Tese de Doutorado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 123. 2012.
- AGUIAR, M. M.; DINIZ, E. A.; PEDERIVA, R. Correlating surface roughness, tool wear and tool vibration in the milling process of hardened steel using long slender tools. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 68, 2013. 1-10.
- ALTAN, T.; LILLY, B. W.; KRUTH, J. P.; KÖNIG, W.; TÖNSHOFF, H. K.; VAN LUTTERVELT, C. A.; KHAIRY, A. B. Advanced techniques for die and mold manufacturing. **Annals of the CIRP**, 42, n. 2, 1993. 707-716.
- ALTAN, T.; LILLY, B.; YEN, Y. C. Manufacturing of dies and molds. **Annals of the CIRP**, 50, n. 2, 2001. 404-422.
- ALTINTAS, Y. **Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design**. 2ª ed. New York: Cambridge University Press, 2012. 380 p.
- AMERICA, R. R. O. Okuma America Corporation. In: MICKELSON, D. **Guide to hard milling and high speed machining**. New York: Industrial Press Inc., 2007. p. 21-39.
- AMORIM, H. J. **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem no torneamento com ferramenta de metal duro**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, p. 114. 2002.
- ANFAVEA. Anfavea revela balanço de 2018 e projeções para esse ano. **ANFAVEA - Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores**, 2019a. Disponível em: <http://www.anfavea.com.br/docs/07.01.19_Press_Resultados_2018_V2.pdf>. Acesso em: 17 de Setembro de 2019.
- ANFAVEA. Anfavea divulga os resultados da indústria automobilística no semestre. **ANFAVEA - Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores**, 2019b. Disponível em: <http://www.anfavea.com.br/docs/04.07.19_Press_Resultados_Julho2019.pdf>. Acesso em: 17 de Setembro de 2019.
- AOYAMA, T.; INASAKI, I. Performances of HSK tool interfaces under high rotational speed. **Annals of the CIRP**, 50, n. 1, 2001. 281-284.

- ARDAKANI, M. K.; NOOROSSANA, R. A new optimization criterion for robust parameter design - the case of target is best. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 38, n. 9-10, 2008. 851-859.
- ARNONE, M. **High Performance Machining**. Cincinnati: Hanser Gardner, 1998. 297 p.
- ARONÉS, M. F. B. **Desenvolvimento de uma metodologia robusta e eficiente para fluxo de carga da continuação ótimo multiobjetivo**. Tese de Doutorado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 149. 2009.
- ARRUDA, E. M. **Avaliação do desempenho de ferramentas de metal duro no torneamento com altas velocidades de corte do aço API 5L X70**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de São João del-Rei. São João del-Rei, p. 152. 2015.
- ARRUDA, E. M.; BRANDÃO, L. C.; LAURO, C. H.; SOUZA, M. S. Variação da rugosidade no fresamento do aço AISI P20 com ferramentas ball nose utilizando superfície de resposta. **Anais do VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, São Luís, 2012b. 1-9.
- ARRUDA, E. M.; BRANDÃO, L. C.; RIBEIRO FILHO, S. L. M.; OLIVEIRA, J. A. Integrated optimization using mixture design to confirm the finishing of AISI P20 using different cutting strategies and ball nose end mills. **Measurement**, 47, 2014. 54-63.
- ARRUDA, E. M.; LAURO, C. H.; BRANDÃO, L. C. Análise da textura superficial no fresamento do aço AISI P20 com ferramentas Ball Nose. **Anais do X Congresso de Produção Científica**, São João del-Rei, 1, 2012a. 19.
- ARRUDA, E. M.; 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**, 60, 2019. 194-214.
- ARRUDA, E. M.; RIBEIRO FILHO, S. L. M.; ASSUNÇÃO, J. T.; BRANDÃO, L. C. Online prediction of tool wear in the milling of the AISI P20 steel through electric power of the main motor. **Arabian Journal for Science and Engineering**, 40, n. 11, 2015. 3321-3328.
- ASILTÜRK, I.; NESELI, S. Multi response optimisation of CNC turning parameters via Taguchi method-based response surface analysis. **Measurement**, 45, n. 4, 2012. 785-794.
- ASLAN, E. Experimental investigation of cutting tool performance in high speed cutting of hardened X210 Cr12 cold-work tool steel (62 HRC). **Materials & Design**, 26, n. 1, 2005. 21-27.
- ASPINWALL, D. K.; DEWES, R. C.; NG, -G.; SAGE, C.; SOO, S. L. The influence of cutter orientation and workpiece angle on machinability when high-speed milling Inconel 718 under finishing conditions. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 47, n. 12-13, 2007. 1839-1846.
- ASTAKHOV, V. P. **Tribology and Interface Engineering Series: Tribology of Metal Cutting**. London: Elsevier Ltd, v. 52, 2006. 425 p.
- ASTAKHOV, V. P. Machining of hard materials - Definitions and industrial applications. In: DAVIM, J. P. **Machining of Hard Materials**. London: Springer-Verlag London, 2011. p. 1-32.
- ASTM E18-15. Standard Test Methods for Rockwell Hardness of Metallic Materials. **ASTM International**, United States, 2015. 38.

AXINTE, D. A.; DEWES, R. C. Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models. **Journal of Materials Processing Technology**, 127, n. 3, 2002. 325-335.

AXINTE, D.; DEWES, R. High-speed milling of AISI H13 hot-work tool steel using polycrystalline cubic boron nitride ball-nose mills: From experimental investigations and empirical modelling to functional testing of the machined surfaces. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 224, n. 1, 2009. 15-24.

BACK, E. **Modelo para estimativa de custos nas etapas iniciais do projeto de peças injetadas em plástico**. Dissertação de Mestrado. Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, p. 148. 2011.

BADRAWY, S. Dynamic modeling and analysis of motorized milling spindles for optimizing the spindle cutting performance. **Engineering Manager Moore Nanotechnology Systems, LLC**, [entre 2001 e 2019]. 18. Disponível em: <<http://www.nanotechsys.com/wp-content/uploads/file/PDFs/DynamicModelingandAnalysis.PDF>>. Acesso em: 05 de Outubro de 2019.

BAGCI, E.; YÜNCÜOĞLU, E. U. The effects of milling strategies on forces, material removal rate, tool deflection, and surface errors for rough machining of complex surfaces. **Journal of Mechanical Engineering**, 63, n. 11, 2017. 643-656.

BAIER, S. Part I: Spindles and their relationship to high-speed toolholders. **MoldMaking Technology**, 2003. Disponível em: <<https://www.moldmakingtechnology.com/articles/part-i-spindles-and-their-relationship-to-high-speed-toolholders>>. Acesso em: 19 de Março de 2018.

BARROS NETO, B.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. **Planejamento e Otimização de Experimentos**. Campinas: Editora da Unicamp, 1995. 299 p.

BATISTA, M. F.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T. Modelling and characterisation of roughness of moulds produced by high-speed machining with ball-nose end mill. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 231, n. 6, 2016. 933-944.

BENARDOS, P. G.; VOSNIAKOS, -C. Predicting surface roughness in machining: a review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 43, n. 8, 2003. 833-844.

BOEHS, L. **Análise de superfície usinada**. Apostila do curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis. 1999.

BOX, G. Signal-to-noise ratios, performance criteria, and transformations. **Technometrics**, 30, n. 1, 1988. 1-17.

BOX, G. E. P.; DRAPPER, N. R. **Empirical Model-Building and Response Surfaces**. Hoboken: John Wiley & Sons, 1987. 650 p.

BOX, G. E. P.; HUNTER, J. S.; HUNTER, W. G. **Statistics for experimenters: design, innovation and discovery**. 2ª ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2005. 664 p.

BOX, G. E. P.; HUNTER, W. G.; MACGREGOR, J. F.; ERJAVEC, J. Some problems associated with the analysis of multiresponse data. **Technometrics**, 15, n. 1, 1973. 33-51.

BOX, G. E. P.; JONES, S. Designing products that are robust to the environment. **Total Quality Management**, 3, n. 3, 1992. 265-282.

BOYLAN, G. L.; CHO, B. R. Comparative studies on the high-variability embedded robust parameter design from the perspective of estimators. **Computers & Industrial Engineering**, 64, n. 1, 2013. 442-452.

BRANDÃO, L. C. **Estudo experimental da condução de calor no fresamento de materiais endurecidos utilizando altas velocidades de corte**. Tese de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo. São Carlos, p. 182. 2006.

BRANDÃO, L. C.; NEVES, F. O.; NOCELLI, G. C. Evaluation of hole quality in hardened steel with high-speed drilling using different cooling systems. **Advances in Mechanical Engineering**, 3, 2011. 1-7.

BRATCHELL, N. Multivariate response surface modelling by Principal Components Analysis. **Journal of Chemometrics**, 3, 1989. 579-588.

BRITO, T. G. **Método da interseção normal à fronteira para otimização bi-objetivo do fresamento de topo do aço ABNT 1045**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 121. 2015.

BRITO, T. G.; PAIVA, A. P.; FERREIRA, J. R.; GOMES, J. H. F.; BALESTRASSI, P. P. A normal boundary intersection approach to multiresponse robust optimization of the surface roughness in end milling process with combined arrays. **Precision Engineering**, 38, n. 3, 2014. 628-638.

BRITO, T. G.; PAIVA, A. P.; PAULA, T. I.; DALOSTO, D. N.; FERREIRA, J. R.; BALESTRASSI, P. P. Optimization of AISI 1045 end milling using robust parameter design. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 84, n. 5-8, 2016. 1185-1199.

BUSACCA, G. P.; MARSEGUERRA, M.; ZIO, E. Multi-objective optimization by genetic algorithms: application to safety systems. **Reliability Engineering & System Safety**, 72, n. 1, 2001. 59-74.

CALIL, L. F. P.; BOEHS, L. A atenção dada pelas empresas à textura das superfícies usinadas. **Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 466, p. 142-153, 2004.

CAMPOS, P. H. S. **Metodologia DEA-OTS: Uma contribuição para a seleção ótima de ferramentas no torneamento do aço ABNT H13 endurecido**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 205. 2015.

CAO, H.; LEI, Y.; HE, Z. Chatter identification in end milling process using wavelet packets and Hilbert–Huang transform. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 69, 2013. 11-19.

CAPLA, R. L. **Estudo da influência do sobremetal excedente de debaste na operação de acabamento aplicando usinagem com altas velocidades**. Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, p. 102. 2006.

CASTANHERA, I. C. **Uma contribuição ao estudo de vibração no fresamento em alta velocidade de corte do aço D6**. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 93. 2015.

CATTELL, R. B. **The scientific use of Factor Analysis in behavioral and life sciences**. New York: Plenum Press, 1978. 618 p.

CAVICHIOILLI, F. A. A importância da fixação em HSM. In: SANTOS, A. V.; BEZERRA, A. A.; MACHADO, A. R.; HELLENO, A. L.; NETTO, A. B.; LANDI, D. C.; OLIVEIRA, F. G.; MARCONDES, F. C.; CAVICHIOILLI, F. A.; TANIO, F. H.; SCHULZ, H.; GOMES, J. O.; GAMARRA, J. R.; SCHÜTZER, K.; SILVA, M. B.; ORNAGHI, M. A.; ICE, M. S.; COELHO, R. T.; VALLEJOS, R. V.; BAUCO, S. A. **Usinagem em altíssimas velocidades: Como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica**. São Paulo: Editora Érica, 2003. p. 136-146.

CHEN, X.; ZHAO, J.; ZHANG, W. Process optimization and typical application based on geometrical analysis and response surface method for high-speed five-axis ball-end milling operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 89, n. 5-8, 2017. 1509-1527.

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

CHO, B. R.; PARK, C. Robust design modeling and optimization with unbalanced data. **Computers & Industrial Engineering**, 48, n. 2, 2005. 173-180.

ÇOLAK, O.; KURBANOGLU, C.; KAYACAN, M. C. Milling surface roughness prediction using evolutionary programming methods. **Materials & Design**, Oxford, 28, n. 2, 2005. 657-666.

COLDWELL, H.; WOODS, R.; PAUL, M.; KOSHY, P.; DEWES, R.; ASPINWALL, D. Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. **Journal of Materials Processing Technology**, 135, n. 2-3, 2003. 301-311.

COMAK, A.; BUDAK, E. Modeling dynamics and stability of variable pitch and helix milling tools for development of a design method to maximize chatter stability. **Precision Engineering**, 47, 2017. 459-468.

COSTA E SILVA, A. L. V.; MEI, P. R. **Aços e ligas especiais**. 4^a ed. São Paulo: Editora Blucher, 2014. 664 p.

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**, 8, n. 3, 1998. 631-657.

DAVIM, J. P. **Surface Integrity in Machining**. London: Springer-Verlag London, 2010. 215 p.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. A review of ultra high speed milling of hardened steels. **Journal of Materials Processing Technology**, 69, n. 1-3, 1997. 1-17.

DEWES, R. C.; NG, E.; CHUA, K. S.; NEWTON, P. G.; ASPINWALL, D. K. Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. **Journal of Materials Processing Technology**, 92-93, 1999. 293-301.

DING, R.; LIN, D. K. J.; WEI, D. Dual-response surface optimization: A weighted MSE approach. **Quality Engineering**, 16, n. 3, 2004. 377-385.

- DING, S.; MANNAN, M. A.; POO, A. N.; YANG, D. C. H.; HAN, Z. The implementation of adaptive isoplanar tool path generation for the machining of free-form surfaces. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 26, n. 7-8, 2005. 852-860.
- DINIZ, A. E.; FERREIRA, J. R.; SILVEIRA, J. F. Toroidal milling of hardened SAE H13 steel. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, 26, n. 1, 2004. 17-21.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 9ª ed. São Paulo: Artliber Editora Ltda., 2014. 272 p.
- DOLINSEK, S.; EKONOVIC, S.; KOPAC, J. A contribution to the understanding of chip formation mechanism in the high speed cutting of hardened steel. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, 157-158, 2004. 485-490.
- DROZDA, T. J.; WICK, C. **Tool and manufacturing engineers handbook**. 4 ed. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers, v. 1, 1983. 1494 p.
- ELBESTAWI, M. A.; CHEN, L.; BECZE, C. E.; EL-WARDANY, T. I. High-speed milling of dies and molds in their hardened state. **Annals of the CIRP**, 46, n. 1, 1997. 57-62.
- ERDIM, H.; LAZOGLU, I.; OZTURK, B. Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 46, n. 7-8, 2006. 747-757.
- FALLBÖHMER, P.; RODRÍGUEZ, C. A.; ÖZEL, T.; ALTAN, T. High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. **Journal of Materials Processing Technology**, 98, n. 1, 2000. 104-115.
- 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**, 2017. 1-8.
- FAVORIT. Aço AISI H13. **Favorit Aços Especiais**, 2018. Disponível em: <<http://www.favorit.com.br/produtos/acos-ferramenta/aco-aisi-h13>>. Acesso em: 09 de Janeiro de 2018.
- FIEDLER, U.; WÜRZ, T. Fixação e balanceamento de ferramentas. **Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 421, p. 24-37, 2001.
- FIORENTINO, A. Cost drivers-based method for machining and assembly cost estimations in mould manufacturing. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 70, n. 5-8, 2014. 1437-1444.
- GABARDO, J. F. **Estudo da tenacidade do aço ferramenta H13**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Paraná. Curitiba, p. 70. 2008.
- GAMARRA, J. R. Características das ferramentas em HSM: Fresamento, furação e faceamento. In: SANTOS, A. V.; BEZERRA, A. A.; MACHADO, A. R.; HELLENO, A. L.; NETTO, A. B.; LANDI, D. C.; OLIVEIRA, F. G.; MARCONDES, F. C.; CAVICHIOLLI, F. A.; TANIO, F. H.; SCHULZ, H.; GOMES, J. O.; GAMARRA, J. R.; SCHÜTZER, K.; SILVA, M. B.; ORNAGHI, M. A.; ICE, M. S.; COELHO, R. T.; VALLEJOS, R. V.; BAUCO, S. A. **Usinagem em altíssimas velocidades: Como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica**. São Paulo: Editora Érica, 2003. p. 94-110.

GANESAN, T.; VASANT, P.; ELAMVAZUTHI, I. Normal-boundary intersection based parametric multi-objective optimization of green sand mould system. **Journal of Manufacturing Systems**, 32, n. 1, 2013. 197-205.

GGD METALS. AISI H13. **GGD Metals**, 2015. Disponível em: <<http://www.ggdmetals.com.br/produto/aisi-h13/>>. Acesso em: 14 de Novembro de 2017.

GOLOGLU, C.; SAKARYA, N. The effects of cutter path strategies on surface roughness of pocket milling of 1.2738 steel based on Taguchi method. **Journal of Materials Processing Technology**, 206, n. 1-3, 2008. 7-15.

GOMES, J. H. F.; PAIVA, A. P.; COSTA, S. C.; BALESTRASSI, P. P.; PAIVA, E. J. Weighted Multivariate Mean Square Error for processes optimization: A case study on flux-cored arc welding for stainless steel claddings. **European Journal of Operational Research**, 226, n. 3, 2013. 522-535.

GOMES, J. O. **Fabricação de superfícies de forma livre por fresamento no aço temperado ABNT 420, na liga de alumínio AMP8000 e na liga de cobre Cu-Be**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 144. 2001.

GOVINDALURI, S. M.; CHO, B. R. Robust design modeling with correlated quality characteristics using a multicriteria decision framework. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 32, n. 5-6, 2007. 423-433.

GRIFFITHS, K. L. **Model selection and analysis tools in response surface modeling of the process mean and variance**. Tese de Doutorado. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg, p. 105. 1995.

GRZESIK, W. Machining of Hard Materials. In: DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. London: Springer-Verlag London, 2008. p. 97-126.

HACHIUMA, H. Yasda. In: MICKELSON, D. **Guide to hard milling and high speed machining**. New York: Industrial Press Inc., 2007. p. 41-77.

HAIGHT, D. Roku-Roku. In: MICKELSON, D. **Guide to hard milling and high speed machining**. New York: Industrial Press Inc., 2007. p. 79-90.

HEISEL, U.; FEINAUER, A. Dynamic influence on workpiece quality in high speed milling. **Annals of the CIRP**, 48, n. 1, 1999. 321-324.

HEISEL, U.; GRINGEL, M. Machine tool design requirements for high-speed machining. **Annals of the CIRP**, 45, n. 1, 1996. 389-392.

HELLENO, A. L.; SCHÜTZER, K. Fatores que influenciam a usinagem de moldes e matrizes com altas velocidades. **Revista de Ciência & Tecnologia**, Piracicaba, v. 12, n. 23, p. 7-14, 2004.

HOOD, R.; JOHNSON, C. M.; SOO, S. L.; ASPINWALL, D. K.; SAGE, C. High-speed ball nose end milling of burn-resistant titanium (BuRTi) alloy. **International Journal of Computer Integrated Manufacturing**, 27, n. 2, 2013. 139-147.

HUNTER, R. G.; SUTHERLAND, J. W.; DEVOR, R. E. methodology for robust design using models for mean, variance and loss. **Quality Improvement Techniques for Manufacturing, Products, and Services**, 42, 1989. 25-42.

- IMANI, B. M.; SADEGHI, M. H.; ELBESTAWI, M. A. An improved process simulation system for ball-end milling of sculptured surfaces. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, Amsterdam, 38, n. 9, 1998. 1089-1107.
- INSPERGER, T.; MANN, B. P.; STÉPÁN, G.; BAYLY, P. V. Stability of up-milling and down-milling, part 1: alternative analytical methods. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 43, n. 1, 2003. 25-34.
- ISO 8688-2. Tool life testing in milling - Part 2: End milling. **International Organization for Standardization**, United States, 1989. 41.
- ITARAÍ. Tratamentos térmicos de aços ferramenta. **Itaraí**, 2012. Disponível em: <<http://www.itarai.com.br/files/H.pdf>>. Acesso em: 14 de Novembro de 2017.
- IYER, R.; KOSHY, P.; NG, E. Helical milling: an enabling technology for hard machining precision holes in AISI D2 tool steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 47, n. 2, 2007. 205-210.
- JEONG, I. J.; KIM, K. J.; CHANG, S. Y. Optimal weighting of bias and variance in dual response surface optimization. **Journal of Quality Technology**, 37, n. 3, 2005. 236-247.
- JIA, Z.; IERAPETRITOU, M. G. Generate Pareto optimal solutions of scheduling problems using normal boundary intersection technique. **Computers and Chemical Engineering**, 31, n. 4, 2007. 268-280.
- JOHNSON, R. A.; WICHERN, D. W. **Applied Multivariate Statistical Analysis**. 6 ed. Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2007. 800 p.
- KACKAR, R. N. Off-line quality control, parameter design, and the Taguchi method. **Journal of quality technology**, 17, n. 4, 1985. 176-188.
- KAISER, H. F. The varimax criterion for analytic rotation in factor analysis. **Psychometrika**, 23, n. 3, 1958. 187-200.
- KASASHIMA, N.; MORI, K.; HERRERA RUIZ, G.; TANIGUCHI, N. Online failure detection in face milling using discrete Wavelet Transform. **CIRP Annals**, 44, n. 1, 1995. 483-487.
- KÄSEMODEL, R. B. **Sistema computacional para otimização do fresamento de formas complexas parametrizado pelas velocidades de corte e avanço**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina. Joinville, p. 130. 2019.
- KAZEMZADEH, R. B.; BASHIRI, M.; ATKINSON, A. C.; NOOROSSANA, R. A general framework for multiresponse optimization problems based on goal programming. **European Journal of Operational Research**, 189, n. 2, 2008. 421-429.
- KHURI, K. I.; CONLON, M. Simultaneous optimization of multiple responses represented by polynomial regression functions. **Technometrics**, 3, n. 4, 1981. 363-375.
- KILIC, Z. M.; ALTINTAS, Y. Stability of peripheral milling operations with long end mills. **Procedia CIRP**, 4, 2012. 103-108.
- KLOCKE, F.; KÖNIG, W. **Fertigungsverfahren 1 - Drehen, Fräsen, Bohren**. 8ª ed. Berlin: Springer-Verlag Berlin, 2008. 547 p.

- KOEPPER, C. Tool System Considerations for High Speed Machining. **Modern Machine Shop**, Cincinnati, p. 84-89, Agosto 1997.
- KÖKSOY, O. Multiresponse robust design: Mean square error (MSE) criterion. **Applied Mathematics and Computation**, 175, n. 2, 2006. 1716-1729.
- KÖKSOY, O. Nonlinear programming solution to robust multi-response quality problem. **Applied Mathematics and Computation**, 196, n. 2, 2008. 603-612.
- KÖKSOY, O.; YALCINOZ, T. Mean square error criteria to multiresponse process optimization by a new genetic algorithm. **Applied Mathematics and Computation**, 175, n. 2, 2006. 1657-1674.
- KÖKSOY, O.; YALCINOZ, T. Robust design using pareto-type optimization: A genetic algorithm with arithmetic crossover. **Computers & Industrial Engineering**, 2008. 208-218.
- KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HRC). **Journal of Materials Processing Technology**, 127, n. 2, 2002. 266-273.
- KOVACH, J.; CHO, B. R. Constrained robust design experiments and optimization with the consideration of uncontrollable factors. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 38, n. 1-2, 2008. 7-18.
- KOVACH, J.; CHO, B. R. D-optimal design approach to constrained multiresponse robust design with prioritized mean and variance considerations. **Computers & Industrial Engineering**, 57, n. 1, 2009. 237-245.
- KRAJNIK, P.; KOPAČ, J. Modern machining of die and mold tools. **Journal of Materials Processing Technology**, 157-158, 2004. 543-552.
- KULL NETO, H. **Uma contribuição ao estudo do fresamento de liga de titânio: vida de ferramenta, forças de corte e rugosidade da peça**. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 126. 2013.
- KULL NETO, H. **Estudo das estratégias de usinagem visando a minimização da vibração no fresamento de superfícies convexas**. Tese de Doutorado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 156. 2016.
- LAAMOURI, A.; GHANEM, F.; BRAHAM, C.; SIDHOM, H. Influences of up-milling and down-milling on surface integrity and fatigue strength of X160CrMoV12 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 2019. 1-20.
- LAMIKIZ, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; SÁNCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Cutting force estimation in sculptured surface milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 44, n. 14, 2004. 1511-1526.
- LANDI, D. Informações sobre ferramentas Ball Nose. [Mensagem pessoal]. **Mensagem recebida por domenico.landi@sandvik.com**, 2018. Acesso em: 12 Janeiro 2018.
- LAURO, C. H.; BRANDÃO, L. C.; BALDO, D.; REIS, R. A.; DAVIM, J. P. Monitoring and processing signal applied in machining processes – A review. **Measurement**, 58, 2014. 73-86.
- LAUWERS, B.; LEFEBVRE, P. P. Five-axis rough milling strategies for complex shaped cavities based on morphing technology. **Annals of the CIRP**, 55, n. 1, 2006. 59-62.

- LEE, P.; ALTINTAS, Y. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 36, n. 9, 1996. 1059-1072.
- LI, B.; ZHANG, S.; YAN, Z.; JIANG, D. Influence of edge hone radius on cutting forces, surface integrity and surface oxidation in hard milling of AISI H13 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 95, n. 1-4, 2018. 1153-1164.
- LIN, D. K. J.; TU, W. Dual response surface optimization. **Journal of Quality Technology**, 27, n. 1, 1995. 34-39.
- LOGIST, F.; VAN IMPE, J. Novel insights for multi-objective optimisation in engineering using Normal Boundary Intersection and (Enhanced) Normalised Normal Constraint. **Structural and Multidisciplinary Optimization**, 45, n. 3, 2012. 417-431.
- LOPES, L. G. D. **Uma contribuição para análise de componentes principais em otimização de múltiplas respostas sob condição de incerteza**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 119. 2011.
- LOPES, L. G. D. **Fronteiras equiespaçadas de Pareto para funções objetivo correlacionadas**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 119. 2015.
- 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**, 93, 2016. 55-66.
- LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A. Sculptured surface machining. In: DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. London: Springer-Verlag London, 2008. p. 225-248.
- LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; FERNÁNDEZ DE LARRINOVA, J.; AZKONA, I. Advanced Cutting Tools. In: DAVIM, J. P. **Machining of Hard Materials**. London: Springer-Verlag London, 2011. p. 33-86.
- LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SALGADO, M. A.; HERRANZ, S.; RIVERO, A. Process planning for reliable high-speed machining of moulds. **International Journal of Production Research**, 40, n. 12, 2002b. 2789-2809.
- LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J. A.; ARANA, J. L. Improving the surface finish in high speed milling of stamping dies. **Journal of Materials Processing Technology**, 123, n. 2, 2002a. 292-302.
- LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 24, n. 9-10, 2004.
- LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 47, n. 2, 2007. 388-400.
- MA, J.; HU, G.; JIA, Z.; ZHANG, N.; WANG, F. Effect of geometric feature and cutting direction on variation of force and vibration in high-speed milling of TC4 curved surface. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 95, n. 5-8, 2018a. 2207-2218.

- MA, J.; SONG, D.; JIA, Z.; HU, G.; SU, W.; SI, L. Tool-path planning with constraint of cutting force fluctuation for curved surface machining. **Precision Engineering**, 51, 2018b. 614-624.
- MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 1ª ed. São Paulo: Editora Blucher, 2009. 371 p.
- MATIVENGA, P. T.; HON, K. K. B. An experimental study of cutting forces in High-Speed end milling and implications for dynamic force modeling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 127, n. 2, 2005. 251-261.
- MICKELSON, D. Case studies for hard milling and high speed machining. In: MICKELSON, D. **Guide to hard milling and high speed machining**. New York: Industrial Press Inc., 2007. p. 207-225.
- MIRÓ QUESADA, G.; DEL CASTILLO, E. Two approaches for improving the dual response method in robust parameter design. **Journal of Quality Technology**, 36, n. 2, 2004. 154-168.
- MISHRA, V.; KHAN, G. S.; CHATTOPADHYAY, K. D.; NAND, K.; SAREPAKA, R. V. Effects of tool overhang on selection of machining parameters and surface finish during diamond turning. **Measurement**, 55, 2014. 353-361.
- MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. 8ª ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2013. 752 p.
- MULAIK, S. A. **Foundations of Factor Analysis**. 2ª ed. Boca Raton: Taylor & Francis Group, 2010. 548 p.
- MÜLLER, M. K. **On-line process monitoring in high speed milling with an active magnetic bearing spindle**. Tese de Doutorado. Swiss Federal Institute of Technology. Zürich, p. 163. 2002.
- MYERS, R. H.; KHURI, A. I.; VINING, G. Response surface alternatives to the Taguchi robust parameter design approach. **The American Statistician**, 46, n. 2, 1992. 131-139.
- MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C.; ANDERSON-COOK, C. M. **Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments**. 4ª ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2016. 856 p.
- NAIR, V. N.; ABRAHAM, B.; MACKAY, J.; BOX, G.; KACKER, R. N.; LOREZEN, T. J.; LUCAS, J. M.; MYERS, R. H.; VINING, G. G.; NELDER, J. A.; PHADKE, M. S.; SACKS, J.; WELCH, W. J.; SHOEMAKER, A. C.; TSUI, K. L.; TAGUCHI, S.; WU, C. F. J. Taguchi's parameter design: A panel discussion. **Technometrics**, 34, n. 2, 1992. 127-161.
- NBR 6023. Informação e documentação - Referências - Elaboração. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**, Brasil, 2002. 24.
- NILO JÚNIOR, L. P. **Otimização de um processo de solda MIG/MAG para aplicação na indústria automobilística através da utilização da técnica do projeto e análise de experimentos**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 111. 2003.
- NING, L.; VELDHUIS, S. C.; YAMAMOTO, K. Investigation of nano-structured PVD coatings for dry high-speed machining. **Machining Science and Technology**, 11, n. 1, 2007. 45-59.

NING, L.; VELDHUIS, S. C.; YAMAMOTO, K. Investigation of wear behavior and chip formation for cutting tools with nano-multilayered TiAlCrN/NbN PVD coating. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 48, n. 6, 2008. 656-665.

NING, Y.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Investigation of chip formation in high speed end milling. **Journal of Materials Processing Technology**, 113, n. 1-3, 2001. 360-367.

NOOROSSANA, R.; ARDAKANI, M. K. A weighted metric method to optimize multi-response robust problems. **Journal of Industrial Engineering International**, 5, n. 8, 2009. 10-19.

ÖKTEM, H.; ERZURUMLU, T.; KURTARAN, H. Application of response surface methodology in the optimization of cutting conditions for surface roughness. **Journal of Materials Processing Technology**, 170, n. 1-2, 2005. 11-16.

OLIVEIRA, A. J. **Análise do desgaste de ferramentas no fresamento com alta velocidade de aços endurecidos**. Tese de Doutorado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 205. 2007.

OLIVEIRA, F. G. HSM - Conceitos e aplicações. In: SANTOS, A. V.; BEZERRA, A. A.; MACHADO, A. R.; HELLENO, A. L.; NETTO, A. B.; LANDI, D. C.; OLIVEIRA, F. G.; MARCONDES, F. C.; CAVICHIOLLI, F. A.; TANIO, F. H.; SCHULZ, H.; GOMES, J. O.; GAMARRA, J. R.; SCHÜTZER, K.; SILVA, M. B.; ORNAGHI, M. A.; ICE, M. S.; COELHO, R. T.; VALLEJOS, R. V.; BAUCO, S. A. **Usinagem em altíssimas velocidades: Como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica**. São Paulo: Editora Érica, 2003. p. 29-35.

OLIVEIRA, J. A.; DINIZ, A. E. Tool life and tool wear in the semi-finish milling of inclined surfaces. **Journal of Materials Processing Technology**, 209, n. 14, 2009. 5448-5455.

ORTNER, S. Johnford machines. In: MICKELSON, D. **Guide to hard milling and high speed machining**. New York: Industrial Press Inc, 2007. p. 91-114.

OSBORNE, J. W. What is rotating in exploratory Factor Analysis? **Practical Assessment, Research & Evaluation**, 20, n. 2, 2015. 1-7.

OZCELIK, B.; BAYRAMOGLU, M. The statistical modeling of surface roughness in high-speed flat end milling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 46, n. 12-13, 2006. 1395-1402.

PAIVA, A. P. **Metodologia de superfície de resposta e análise de componentes principais em otimização de processos de manufatura com múltiplas respostas correlacionadas**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 229. 2006.

PAIVA, A. P.; CAMPOS, P. H. S.; 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 and Hard Materials**, 30, n. 1, 2012. 152-163.

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**, 174, 2014. 186-198.

- 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**, 43, n. 7, 2009. 631-643.
- PALMA, E. S. **Apostila de Metrologia**. Curso de Engenharia Mecânica - Mecatrônica, PUC Minas. Belo Horizonte, p. 236. 2006.
- PARK, S. C.; CHOI, B. K. Tool-path planning for direction-parallel area milling. **Computer-Aided Design**, 32, n. 1, 2000. 17-25.
- PEREIRA, F. S. **Torneamento em alta velocidade do ferro fundido cinzento FC 250 com ferramenta de nitreto de silício**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 147. 2012.
- PEREIRA, R. B. D. **Otimização robusta multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço AISI H13 endurecido pelo método da restrição normal**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, p. 284. 2017.
- PEREIRA, R. B. D.; LEITE, R. R.; ALVIM, A. C.; PAIVA, A. P.; FERREIRA, J. R.; DAVIM, J. P. Multi-objective robust optimization of the sustainable helical milling process of the aluminum alloy Al 7075 using the augmented-enhanced normalized normal constraint method. **Journal of Cleaner Production**, 152, 2017. 474-496.
- PICKHARDT, T.; GUILD, B. Machine-hammer peening automates mold polishing. **Moldmaking Technology Magazine**, v. 21, n. 1, p. 28-31, 2018.
- PIGNATIELLO JR., J. J.; RAMBERG, J. S. Top ten triumphs and tragedies of Genichi Taguchi. **Quality Engineering**, 4, n. 2, 1992. 211-225.
- PIVETTA, C. S. **Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico**. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 110. 2005.
- PLÁSTICO INDUSTRIAL. Os fornecedores de moldes e matrizes. **Plástico Industrial**, São Paulo, n. 245, p. 20-21, 2019. Disponível em: <<http://www.arandanet.com.br/assets/revistas/pi/2019/janeiro/index.php>>.
- POLITYKO, E. Calculation of Pareto points. **Mathworks**, 2006. Disponível em: <<https://la.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/22507-calculation-of-pareto-points>>. Acesso em: 24 de Outubro de 2019.
- POLLI, M. L. **Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 214. 2005.
- QUINSAT, Y.; LAVERNHE, S.; LARTIGUE, C. Characterization of 3D surface topography in 5-axis milling. **Wear**, 271, n. 3-4, 2011. 590-595.
- QUINTANA, G.; CIURANA, J.; CAMPA, F. J. Machine Tool Spindles. In: LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A. **Machine Tools for High Performance Machining**. London: Springer-Verlag London, 2009. p. 75-127.
- QUINTANA, G.; GARCIA_ROMEU, R. L.; CIURANA, J. Surface roughness monitoring application based on artificial neural networks for ball-end milling operations. **Journal of Intelligent Manufacturing**, 22, n. 4, 2011. 607-617.

- RENCHER, A. C.; CHRISTENSEN, W. F. **Methods of multivariate analysis**. 3^a ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2012. 781 p.
- ROCHA, L. C. S.; PAIVA, A. P.; ROTELA JÚNIOR, P.; 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**, 50, 2017. 235-247.
- RODRIGUES, V. F. S.; FERREIRA, J. R.; PAIVA, A. P.; SOUZA, L. G. P.; PEREIRA, R. B. D.; BRANDÃO, L. C. Robust modeling and optimization of borehole enlarging by helical milling of aluminum alloy Al7075. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 100, n. 9-12, 2019. 2583-2599.
- RYBICKI, M. Problems During Milling and Roughness Registration of Free-form Surfaces. **Journal of Physics: Conference Series**, 483, 2014. 1-6.
- SANDVIK COROMANT. **Fabricação de moldes e matrizes**: guia de aplicação. São Paulo: Sandvik Coromant, 1999. 202 p.
- SANDVIK COROMANT. **Manual Técnico de Usinagem**. Sandviken: Elanders, 2005. 600 p.
- SANDVIK COROMANT. **Catálogo de ferramentas rotativas inteiriças**. São Paulo: Sandvik Coromant, 2016. 866 p.
- SANDVIK COROMANT. Contouring or copy milling. **Sandvik Coromant**, 2018. Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/en-gb/knowledge/milling/application_overview/profile_milling/contouring_or_copy_milling/Pages/default.aspx>. Acesso em: 21 de Março de 2018.
- SAN-JUAN, M.; MARTÍN, Ó.; TIEDRA, M. P.; SANTOS, F. J.; LÓPEZ, R.; CEBRIÁN, J. A. Study of cutting forces and temperatures in milling of AISI 316L. **Procedia Engineering**, 132, 2015. 500-506.
- SANT ANNA, J. P. Moldes: Renovação de modelos de carros aumenta a venda de ferramental avançado. **Plástico.com.br**, 2017. Disponível em: <<https://www.plastico.com.br/moldes-renovacao/>>. Acesso em: 27 de Novembro de 2017.
- SAYYAADI, H.; MEHRABIPOUR, R. Efficiency enhancement of a gas turbine cycle using an optimized tubular recuperative heat exchanger. **Energy**, 38, n. 1, 2012. 362-375.
- SCANDIFFIO, I.; DINIZ, A. E.; SOUZA, A. F. Evaluating surface roughness, tool life, and machining force when milling free-form shapes on hardened AISI D6 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 82, n. 9-12, 2016. 2075-2086.
- SCHULZ, H. State of art trends of high speed machining. **Anais do 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia - Usinagem com altíssima velocidade de corte e alta precisão**, Piracicaba, 1997. 1-10.
- SCHULZ, H.; HOCK, S. High-speed milling of dies and moulds - Cutting conditions and technology. **Annals of the CIRP**, 44, n. 1, 1995. 35-38.
- SCHULZ, H.; MORIWAKI, T. High-speed machining. **Annals of the CIRP**, 41, n. 2, 1992. 637-643.

- SCHÜTZER, K.; HELLENO, A. L.; PEREIRA, S. C. The influence of the manufacturing strategy on the production of molds and dies. **Journal of Materials Processing Technology**, 179, n. 1-3, 2006. 172-177.
- SCHÜTZER, K.; SCHULZ, H. Histórico da usinagem com altíssima velocidade até os dias atuais. In: SANTOS, A. V.; BEZERRA, A. A.; MACHADO, A. R.; HELLENO, A. L.; NETTO, A. B.; LANDI, D. C.; OLIVEIRA, F. G.; MARCONDES, F. C.; CAVICHIOLLI, F. A.; TANIO, F. H.; SCHULZ, H.; GOMES, J. O.; GAMARRA, J. R.; SCHÜTZER, K.; SILVA, M. B.; ORNAGHI, M. A.; ICE, M. S. **Usinagem em altíssimas velocidades: Como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica**. São Paulo: Editora Érica, 2003. p. 13-28.
- SCHÜTZER, K.; SOUZA, A. F. Introdução do processo HSC na indústria brasileira. **Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 407, p. 32-45, 1999.
- SCHWEITZER, G.; TRAXLER, A.; BLEULER, H. **Magnetlager - Grundlagen, Eigenschaften und Anwendungen berührungsfreier, elektromagnetischer Lager**. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1993. 245 p.
- SECCO, A. R.; VIEIRA, E.; GORDO, N. Metrologia. In: SECCO, A. R.; VIEIRA, E.; GORDO, N. **Parâmetros de rugosidade**. Rio de Janeiro: Telecurso 2000, 1996. p. 1-8.
- SHAIBU, A. B.; CHO, B. R. Another view of dual response surface modeling and optimization in robust parameter design. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 41, n. 7-8, 2009. 631-641.
- SHAO, H.; SHI, X.; LI, L. Power signal separation in milling process based on wavelet transform and independent component analysis. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 51, n. 9, 2011. 701-710.
- SHIN, S.; SAMANLIOGLU, F.; CHO, B. R.; WIECEK, M. M. Computing trade-offs in robust design: perspectives of the mean squared error. **Computers & Industrial Engineering**, 60, n. 2, 2011. 248-255.
- SHIVPURI, R. Dies and Die Materials for Hot Forging. In: ASM INTERNATIONAL. **ASM Handbook, Metalworking: Bulk Forming**. Ohio: ASM International, v. 14A, 2005. p. 47-61.
- SHOEMAKER, A. C.; TSUI, K. L.; WU, C. F. J. Economical experimentation methods for robust design. **Technometrics**, 33, n. 4, 1991. 415-427.
- SHUKLA, P. K.; DEB, K. On finding multiple Pareto-optimal solutions using classical and evolutionary generating methods. **European Journal of Operational Research**, 181, n. 3, 2007. 1630-1652.
- SILVA NETO, J. C. **Metrologia e controle dimensional: Conceitos, normas e aplicações**. Rio de Janeiro: Elsevier Editora Ltda., 2012. 242 p.
- SILVA, L. R. **Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte**. Tese de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo. São Carlos, p. 211. 2002.
- SINGH, D.; RAO, P. V. A surface roughness prediction model for hard turning process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 32, n. 11-12, 2007. 1115-1124.

SITE INOVAÇÃO TECNOLÓGICA. Brasil domina tecnologia de usinagem em altas velocidades. **INOVAÇÃO TECNOLÓGICA**, 2010. Disponível em: <www.inovacaotecnologica.com.br/noticias/noticia.php?artigo=brasil-domina-tecnologia-usinagem-altas-velocidades>. Acesso em: 19 de Setembro de 2019.

SONAWANE, H. A.; JOSHI, S. S. Analytical modeling of chip geometry and cutting forces in helical ball end milling of superalloy Inconel 718. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, 3, n. 3, 2010. 204-217.

SOUZA, A. F. **Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem com altas velocidades**. Tese de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, p. 186. 2004.

SOUZA, A. F.; BERKENBROCK, E.; DINIZ, A. E.; RODRIGUES, A. R. Influences of the tool path strategy on the machining force when milling free form geometries with a ball-end cutting tool. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, 37, n. 2, 2015. 675-687.

SOUZA, A. F.; DINIZ, A. E.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T. Investigating the cutting phenomena in free-form milling using a ball-end cutting tool for die and mold manufacturing. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 71, n. 9-12, 2014. 1565-1577.

SOUZA, A. F.; NETO, H. K.; DINIZ, A. E. Estudo das componentes radial e tangencial da força de usinagem no fresamento de formas complexas, empregando fresas de ponta esférica. **Anais do 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Itatiaia, 2013. 9.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte II**. 2ª ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1995. 326 p.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 6ª ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 2005. 314 p.

SUDHAKAR, M. Mikron. In: MICKELSON, D. **Guide to hard milling and high speed machining**. New York: Industrial Press Inc., 2007. p. 1-19.

TAGUCHI, G. **Introduction to quality engineering**: designing quality into products and processes. White Plains, New York: Asian Productivity Organization, 1986. 191 p.

TAGUCHI, G. **System of experimental design**: engineering methods to optimize quality and minimize cost. White Plains, New York: UNIPUB/Kraus International, v. 1, 1987. 531 p.

TAGUCHI, G.; CHOWDHURY, S.; WU, Y. **Taguchi's quality engineering handbook**. Hoboken: John Wiley & Sons, 2005. 1662 p.

TAGUCHI, G.; WU, Y. **Introduction to off-line quality control**. Nagoya: Central Japan Quality Control Association, 1979. 111 p.

TANG, L. C.; XU, K. A unified approach for dual response surface optimization. **Journal of Quality Technology**, 34, n. 4, 2002. 437-447.

TANG, Y. Optimization strategy in end milling process for high speed machining of hardened die/mold steel. **Journal of University of Science and Technology Beijing, Mineral, Metallurgy, Material**, 13, n. 3, 2006. 240-243.

THURSTONE, L. L. **Multiple factor analysis**: A development and expansion of vectors of the mind. Chicago: The University of Chicago Press, 1947. 535 p.

- TLUSTY, J. High-Speed machining. **Annals of the CIRP**, 42, n. 2, 1993. 733-738.
- TOH, C. K. A study of the effects of cutter path strategies and orientations in milling. **Journal of Materials Processing Technology**, 152, n. 3, 2004. 346-356.
- TSAO, C. C.; CHEN, W. C. Effects of cutting parameters on the scallop size during the milling processes. **Journal of Materials Processing Technology**, 72, n. 2, 1997. 208-213.
- UMBRELLO, D. Influence of material microstructure changes on surface integrity in hard machining of AISI 52100 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 54, n. 9-12, 2011. 887-898.
- URBANSKI, J. P.; KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. **Materials and Design**, 21, n. 4, 2000. 395-402.
- USINAGEM BRASIL. Simoldes, de Portugal, acredita no potencial do Brasil. **Usinagem Brasil**, 2017. Disponível em: <<http://www.usinagem-brasil.com.br/11867-simoldes-de-portugal-acredita-no-potencial-do-brasil/>>. Acesso em: 27 de Novembro de 2017.
- USINAGEM BRASIL. Como aplicar a tecnologia High Speed Cutting na manufatura. **Usinagem Brasil**, 2019. Disponível em: <<http://www.usinagem-brasil.com.br/14387-como-aplicar-a-tecnologia-high-speed-cutting-na-manufatura/>>. Acesso em: 18 de Setembro de 2019.
- UTYUZHNIKOV, S. V.; FANTINI, P.; GUENOV, M. D. A method for generating a well-distributed Pareto set in nonlinear multiobjective optimization. **Journal of Computational and Applied Mathematics**, 223, n. 2, 2009. 820-841.
- VAHIDINASAB, V.; JADID, S. Normal boundary intersection method for suppliers' strategic bidding in electricity markets: An environmental/economic approach. **Energy Conversion and Management**, 51, n. 6, 2010. 1111-1119.
- VILLARES METALS. Aço ferramenta para trabalho a quente. **Villares Metals**, 2006. Disponível em: <<http://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Acos-Ferramenta/Trabalho-a-quente/VH13ISO>>. Acesso em: 14 de Novembro de 2017.
- VINING, G. G.; MYERS, R. H. Combining Taguchi and response surface philosophies: a dual response approach. **Journal of Quality Technology**, 22, n. 1, 1990. 38-45.
- VIVANCOS, J.; LUIS, C. J.; COSTA, L.; ORTÍZ, J. A. Optimal machining parameters selection in high speed milling of hardened steels for injection moulds. **Journal of Materials Processing Technology**, 155-156, 2004. 1505-1512.
- WANG, F.; ZHAO, J.; LI, A.; ZHANG, H. Effects of cutting conditions on microhardness and microstructure in high-speed milling of H13 tool steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 73, n. 1-4, 2014. 137-146.
- WECK, M.; BRECHER, C. **Werkzeugmaschinen 5 - Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität**. 7ª ed. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006. 474 p.
- WECK, M.; SCHUBERT, I. A haste cônica vazada é uma interface otimizada entre máquina e ferramenta. **Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 368, p. 40-51, 1996.
- WELCH, W.; YU, T.; KANG, S. M.; SACKS, J. Computer experiments for quality control by parameter design. **Journal of Quality Technology**, 22, n. 1, 1990. 15-22.

- WOJCIECHOWSKI, S.; MARUDA, R. W.; BARRANS, S.; NIESLONY, P.; KROLCZYK, G. M. Optimisation of machining parameters during ball end milling of hardened steel with various surface inclinations. **Measurement**, 111, 2017. 18-28.
- WOJCIECHOWSKI, S.; MARUDA, R. W.; KROLCZYK, G. M.; NIESLONY, P. Application of signal to noise ratio and grey relational analysis to minimize forces and vibrations during precise ball end milling. **Precision Engineering**, 51, 2018a. 582-596.
- WOJCIECHOWSKI, S.; MARUDA, R. W.; NIESLONY, P.; KROLCZYK, G. M. Investigation on the edge forces in ball end milling of inclined surfaces. **International Journal of Mechanical Sciences**, 116, 2016. 360-369.
- WOJCIECHOWSKI, S.; TWARDOWSKI, P. The influence of tool wear on the vibrations during ball end milling of hardened steel. **Procedia CIRP**, 14, 2014. 587-592.
- WOJCIECHOWSKI, S.; TWARDOWSKI, P.; PELIC, M. Cutting forces and vibrations during ball end milling of inclined surfaces. **Procedia CIRP**, 14, 2014. 113-118.
- WOJCIECHOWSKI, S.; WIACKIEWICZ, M.; KROLCZYK, G. M. Study on metrological relations between instant tool displacements and surface. **Measurement**, 129, 2018b. 686-694.
- WU, D. W. A new approach of formulating the transfer function for dynamic cutting processes. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 111, n. 1, 1989. 37-47.
- WU, F. C. Optimization of correlated multiple quality characteristics using desirability function. **Quality Engineering**, 17, n. 1, 2004. 119-126.
- XAVIER, F. A. **Estudo dos mecanismos de desgaste em ferramentas de nitreto de silício aplicadas no torneamento dos ferros fundidos vermicular e cinzento**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 267. 2009.
- YANG, J. B.; SEN, P. Preference modelling by estimating local utility functions for multiobjective optimization. **European Journal of Operational Research**, 95, n. 1, 1996. 115-138.
- YANG, Y.; GUO, Y.; HUANG, Z.; CHEN, N.; LI, L.; JIANG, Y.; HE, N. Research on the milling tool wear and life prediction by establishing an integrated predictive model. **Measurement**, 145, 2019. 178-189.
- YUAN, J.; WANG, K.; YU, T.; FANG, M. Reliable multi-objective optimization of high-speed WEDM process based on Gaussian process regression. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 48, n. 1, 2008. 47-60.
- ZAVALA, G. R.; NEBRO, A. J.; LUNA, F.; COELLO, C. A. C. A survey of multi-objective metaheuristics applied to structural optimization. **Structural and Multidisciplinary Optimization**, 49, n. 4, 2014. 537-558.
- ZHANG, Z.; LI, H.; MENG, G.; TU, X.; CHENG, C. Chatter detection in milling process based on the energy entropy of VMD and WPD. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 108, 2016. 106-112.
- ZHENG, L.; LIANG, S. Y. Identification of cutter axis tilt in end milling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 119, n. 2, 1997. 178-185.

Apêndice A. Artigos publicados pelo autor deste trabalho durante o doutorado

Arruda, E. M.; 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, pp. 194-214, 2019.



Robust optimisation of surface roughness of AISI H13 hardened steel in the finishing milling using ball nose end mills



Étóry Madrilles Arruda^{a,*}, Anderson Paulo de Paiva^a, Lincoln Cardoso Brandão^b, João Roberto Ferreira^a

^a Institute of Mechanical Engineering, Federal University of Itajubá, 1303 RPS Avenue, Itajubá, MG, 37500-903, Brazil

^b Department of Mechanical Engineering, Federal University of São João del-Rei, 170 Frei Orlando Square, São João del-Rei, MG, 36307-352, Brazil

ARTICLE INFO

Keywords:
AISI H13 hardened steel
Finishing milling
Ball nose end mill
Surface roughness
Robust parameter design

ABSTRACT

The manufacturing of moulds and dies requires smooth surfaces and high-quality. This way, the surface roughness is an essential parameter in finishing milling to improve the quality of injected products, such as cell phones, laptops, aerospace and automotive parts which very much depend on the finishing of the moulds. Thus, this paper aims to robust optimisation of surface roughness of AISI H13 hardened steel in the finishing milling using ball nose end mills, by using a combination of methodologies such as robust parameter design (RPD), response surface methodology (RSM), normal boundary intersection (NBI), and mean square error (MSE). Based on this, eight input factors were used in the experimental tests, being four control factors (feed per tooth, axial depth of cut, radial depth of cut, and cutting speed) and four noise factors (tool overhang length, workplace tilt angle, tool flank wear, and cutting strategy). The surface roughness evaluated in Ra pattern was measured in two cutting directions: in tool feed rate direction (Ra_{fz}) and in radial depth of cut direction (Ra_{rz}). The results showed that it was possible to generate a convex and equispaced Pareto frontier to MSE functions of surface roughness Ra and that the achieved optimum decrease the sensitivity of the milling process using ball nose end mills to the variability transmitted by the noise factors.

1. Introduction

Considerable time of product development is used in the design and manufacture of moulds that can manufacture its components according to established cost and quality requirements [1]. Besides, according to Back [1], the complexity of the moulds depends on the characteristics, volumes and raw materials of the components to be produced, and investment and manufacturing time are directly related to these variables. This way, the manufacture of moulds and dies is an integral part of the development process of industrialised products, having relevant participation in the costs, deadlines and quality of these products.

The moulds and dies market is becoming more demanding and competitive each passing day, and this requires the constant technological innovation of companies in that sector [2]. The products that are made using moulds and dies must have quality and excellent accuracy, once market leadership depends exclusively on low-costs with high quality [2-4].

Hardened tool steels are widely used in the manufacture of moulds and dies due to their high performance under operating conditions [5].

However, moulds and dies have specific geometries, based on the profile of products to be manufactured, and this is a great challenge in the manufacturing sector [2,6-9].

Smooth surfaces and high-quality are essential in the manufacturing of moulds and dies. However, the processes for achieving such surfaces are costly and difficult [10]. According to Arruda et al. [6] and Castanhera [7], the milling, grinding, and electrical discharge machining (EDM) processes are the most used to obtain small tolerances and low surface roughness in the finishing machining of moulds and dies.

According to Hachluma [11], the ability to accurately machine hardened tool steels - and, in most cases, eliminate grinding operations and significantly reduce or eliminate EDM and polishing operations - has caught the attention of the mould industry. According to the author, by reducing or eliminating these time consuming and labour-intensive activities, the mould segment benefits substantially by reducing delivery time and costs.

The finishing milling operations of hardened steels using ball nose end mills have been extensively used in industrial applications, mainly in the automotive, aerospace and mould and die industries [2,6,12-14].

* Corresponding author.

E-mail addresses: etory@msn.com (É.M. Arruda), andersonppaiva@unifel.edu.br (A.P. de Paiva), lincoln@ufsj.edu.br (L.C. Brandão), jorob@unifel.edu.br (J.R. Ferreira).

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.07.013>

Received 31 March 2019; Received in revised form 19 June 2019; Accepted 3 July 2019

Available online 23 August 2019

0141-6359/ © 2019 Elsevier Inc. All rights reserved.

Melo, T. F. L.; Ribeiro Filho, S. L. M.; Arruda, E. M.; Brandão, L. C. Analysis of the surface roughness, cutting efforts, and form errors in bore reaming of hardened steel using a statistical approach. *Measurement*, v. 134, p. 845-854, 2019.

Measurement 134 (2019) 845–854



Contents lists available at ScienceDirect

Measurement

journal homepage: www.elsevier.com/locate/measurement



Analysis of the surface roughness, cutting efforts, and form errors in bore reaming of hardened steel using a statistical approach



Tainara Fernandes Lagoa Melo, Sérgio Luiz Moni Ribeiro Filho, Étory Madrilles Arruda, Lincoln Cardoso Brandão*

Federal University of São João del-Rei, Department of Mechanical Engineering, Center for Innovation in Sustainable Manufacturing, Praça Frei Orlando, 170, anexo, 36.307-352, São João del-Rei, Brazil

ARTICLE INFO

Article history:

Received 14 April 2018

Received in revised form 30 October 2018

Accepted 9 December 2018

Available online 13 December 2018

Keywords:

Reaming
Cutting efforts
Surface roughness
Roundness
MQL system

ABSTRACT

Drilling is a primary machining process used to produce holes. However, in some situations drilling generates unsatisfactory technical specifications. Thus, reaming is a machining process that improves the quality of drilled holes produced by twist drills. In this paper, experimental tests with reamer were carried out in CNC three-axis machining-centre where the main objective was to understand the influence of the kind of flute, lubrication system, feed rate and cutting speed in the reaming process in the AISI P20 hardened steel. The evaluated responses were thrust force, torque, surface roughness, roundness and cylindricity errors, measured by a piezoelectric dynamometer, surface roughness tester, and an equipment to measure the roundness and cylindricity errors, respectively. The results demonstrate that cutting speed was the most critical input parameter to define the best standard quality on the hole wall and the lowest thrust force. Furthermore, helical flute reamer had an important influence on surface roughness and thrust force. On the other hand, the feed rate was the most important input parameter in torque. Lubrication using emulsion system presented better results for the torque, and the MQL system provided better results for the roundness error. Finally, none of the studied input parameters had statistically significant influence in the cylindricity error.

© 2018 Published by Elsevier Ltd.

1. Introduction

Drilling in mechanical components is a typical process applied in modern industry. Holes are manufactured to provide a specific geometry defined in the design of mechanical parts. Ordinarily, the use of holes in the design of components is necessary due to the preparing to machining of threaded profiles, different assemblies with screws between two parts and to allow the displacement from one region to another of cooling or lubrication fluids. The primary machining process used to produce holes is the drilling process. However, in some situations drilling process generates unsatisfactory technical specifications. Thus, a finishing machining process is necessary to improve tolerances and surface roughness in the holes.

Bore reaming is a machining process that improves the quality of drilled holes generally produced by twist drills. According to Shakeel Ahmed and Pradeep Kumar [28] and Bhowmick and Alpas [5], bore reaming or simply reaming is one of the finishing machining operations that have been widely applied in manufacturing

industries to improve the surface roughness and hole quality. According to Bhattacharyya, Kapoor and DeVor [3], the quality of the reamed hole depends upon the geometry of the reamer, cutting conditions, and quality of the hole to be reamed. However, despite its importance, the reaming process is little studied by researchers.

Pervaiz and Deiab [22] compared the peck drilling, conventional drilling, and reaming operations concerning machined surface roughness in the Al-6061 alloy. According to the authors, as expected, the results confirm that the reaming operation improved surface roughness values. Müller et al. [19] studied the reaming with the aim of knowing its technological and economic constraints. According to the authors, the use of in-depth knowledge of statistical tools can improve satisfactorily the reaming. Reaming has the aim to improve the surface roughness quality and minimise the roundness and cylindricity errors. Thus, it is possible the production of mechanical components with high quality using merely the drilling process. Lee et al. [14] proposed a process planning based on CAPP (Computer-Aided Process Planning) philosophy where the workers performed the selection of tools based on their experiences and the system helped to improve the quality not only in reaming but also in all machining processes used in the manufacturing of an engine block.

* Corresponding author.

E-mail address: lincoln@ufsj.edu.br (L.C. Brandão).

Arruda, E. M.; Brandão, L. C. Performance study of multilayer carbide tool in high-speed turning of API 5L X70 pipeline steel using a cold air system. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 94, n° 1-4, pp. 85-103, 2018.

Int J Adv Manuf Technol
DOI 10.1007/s00170-017-0808-x



ORIGINAL ARTICLE

Performance study of multilayer carbide tool in high-speed turning of API 5L X70 pipeline steel using a cold air system

Étory Madrilles Arruda¹ · Lincoln Cardoso Brandão¹

Received: 6 March 2017 / Accepted: 14 July 2017
© Springer-Verlag London Ltd. 2017

Abstract Turning is the most widespread manufacturing process in the industry due to its high flexibility in machining for simple and complex parts. The study of surface roughness and tool wear are the main responses in the machining processes, mainly in the turning process. The great challenge in the modern industry is to increase the productivity with time reduction without decreasing the quality and raising the costs of the products. In this study, seamless tubular workpieces of API 5L X70 steel were used to define the surface roughness and the tool wear. The responses were tool life with VB_{max} greater than or equal to 0.3 mm and lowest surface roughness value in machining tests using a dry and cold air system. The results demonstrated that the use of high cutting speeds provided a significant reduction in tool life. The use of the cold air system provided a good increase in tool life for the traditional speed. On the other hand, the turning process with the cold air system and high-speed cutting reduced the tool life significantly. Finally, the increase in VB_{max} provided the increase in surface roughness of the workpieces. Concerning the cutting speed, it was found that their increase provided a reduction in the cutting efforts, both in dry experiments and in experiments with the cold air system.

Keywords High-speed turning · Wear · Cold air · Surface roughness

✉ Lincoln Cardoso Brandão
lincoln@ufjf.edu.br

Étory Madrilles Arruda
etory@msm.com

¹ Department of Mechanical Engineering, Center for Innovation in Sustainable Manufacturing, Federal University of São João del-Rei, Praça Frei Orlando, 170, centro, 36, São João del-Rei 307-352, Brazil

1 Introduction

Turning is the most widespread manufacturing process in the industry due to its flexibility in machining simple parts or mechanical components with more complex geometries. Surface roughness and tool wear are the main responses in the machining processes to define the efficiency of the manufacturing sector [1–3]. According to Kumar and Sahoo [4], carbide tools were developed in 1928 aiming to achieve high production rates and were firstly used in the turning process. Carbide tools have specific physical characteristics that provide not only low thermal conductivity but also the capability to quickly dissipate the heat generated during the machining process [5].

The great challenge in the modern industry is to increase the productivity with time reduction without decreasing the quality and raising the costs of the products. High-speed machining has been the philosophy used in the last 20 years to promote this paradigm break. However, what does high-speed in machining mean? This is an interesting question, because the cutting speed in machining processes can vary according to the process, since each machining process has its specific characteristics that must be considered. On the other hand, the machined materials have different structures that should also be considered during the manufacturing strategy.

According to Katama and Obikawa [6], the improvement of tool lives in machining processes has occurred due to the production of several types of coatings for machining tools. The authors studied the use of the minimum quantity lubrication (MQL) system in turning of Inconel 718 and three selected coatings. The results showed that the TiCN/Al₂O₃/TiN coating had the best performance together with the use of a MQL coolant system due to the thermal barrier promoted by the Al₂O₃ layer. However, the increase by 50% in cutting speed decreased the tool lives drastically. The rise of

Toledo, J. V. R.; Arruda, E. M.; Júnior, S. S. C.; Diniz, E. A.; Ferreira, J. R. Performance of wiper geometry carbide tools in face milling of AISI 1045 steel. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 40, n° 478, pp. 1-15, 2018.

Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering (2018) 40:478
<https://doi.org/10.1007/s40430-018-1400-5>

TECHNICAL PAPER



Performance of wiper geometry carbide tools in face milling of AISI 1045 steel

J. V. R. Toledo¹ · E. M. Arruda¹ · S. S. C. Júnior¹ · A. E. Diniz² · J. R. Ferreira¹

Received: 3 April 2018 / Accepted: 6 September 2018
 © The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering 2018

Abstract

In recent years, the increase in technological advances in the metalworking industry enabled the development of new tools and machining processes, which guarantee high quality of the machined part and long tool life. Among the machining processes, milling has been extensively used in the finishing of the automotive industry components. It is known that the surface of the machined workpiece obtained using milling display many irregularities caused by grooves or marks left by the tool during the cutting process. In this context, wiper geometry inserts are very useful for reducing surface roughness. Therefore, this work analyzed the influence of the relationship between the length of the parallel land of the secondary cutting edge and the feed per tooth (b_z/f_z) on the surface roughness of the AISI 1045 steel in face milling process. During the tests, standard geometry inserts were used together with wiper geometry inserts on a milling cutter, in order to reduce the surface roughness and to increase the material removal rate. Furthermore, the vibration signal was monitored. In the cutter assembly with only standard geometry inserts, the minimum workpiece average roughness R_a was obtained with a feed per tooth of 0.30 mm, while the assemblies with one and two wiper inserts presented the minimum roughness with feed per tooth of 0.83 mm. The main conclusion of this work was that the use of cutter assembly with 1 wiper geometry insert achieves a low roughness, a large material removal rate and a long tool life in the milling process.

Keywords Face milling · Wiper geometry · Surface finish · Tool life · Vibration

1 Introduction

Scientific investigations related to machining processes are extremely important for technological advancement in mechanical manufacturing. As it is an industrial production process, major investments are needed and the cost reduction plays an important role. In this context, due to the versatility and capability to produce various surfaces, the milling process stands as one of the most used in the metalworking industry [1, 2]. Aspects such as high material removal rate, variety of tool geometries, high precision, speed of execution

combined with a low cost, allow the milling process to be used in the manufacture of many kinds of geometries, opening possibilities for obtaining high-quality products [3].

The demand for high quality and fully automated production focuses attention on the surface condition of the product, especially the machined surface roughness, because it affects the product appearance, function, performance and reliability [4, 5].

Surface roughness is one of the most specified customer requirements and the major indicator of surface quality on machined parts. The surface roughness is mainly a result of various controllable or uncontrollable process parameters. Surface roughness is an important measure of the quality of a product and also greatly influences the production cost [2]. Moreover, surface quality is one of the most important aspects of milling operations, since these operations are frequently used in the last stages of the production cycle. To improve the surface finish and the dimensional and geometric properties of the part, it is important to verify the influence of the different factors involved in the cutting process,

Technical Editor: Márcio Bacci da Silva, Ph.D.

✉ J. V. R. Toledo
 verissimo@unifei.edu.br

¹ Universidade Federal de Itajubá, BPS Avenue, 1303, Itajubá, Minas Gerais 37500-903, Brazil

² Universidade Estadual de Campinas, Mendelleyev st, 200, Cidade Universitária "Zeferino Vaz", Campinas, São Paulo 13098-360, Brazil

Published online: 12 September 2018

Springer

Ribeiro Filho, S. L. M.; Vieira, J. T.; Oliveira, J. A.; Arruda, E. M.; Brandão, L. C. Comparison among different vegetable fluids used in minimum quantity lubrication systems in the tapping process of cast aluminum alloy. **Journal of Cleaner Production**, v. 140, n° 3, pp. 1255-1262, 2017.

Journal of Cleaner Production 140 (2017) 1255–1262



Contents lists available at ScienceDirect

Journal of Cleaner Production

journal homepage: www.elsevier.com/locate/jclepro



Comparison among different vegetable fluids used in minimum quantity lubrication systems in the tapping process of cast aluminum alloy



Sérgio Luiz Moni Ribeiro Filho, Jessica Tito Vieira, Juliano Aparecido de Oliveira, Êtório Madrilles Arruda, Lincoln Cardoso Brandão*

Federal University of São João del-Rei, Department of Mechanical Engineering, Center for Innovation in Sustainable Manufacturing, Praça Frei Orlando, 170, São João del-Rei, Brazil

ARTICLE INFO

Article history:
Received 28 January 2016
Received in revised form
6 October 2016
Accepted 9 October 2016
Available online 12 October 2016

Keywords:
Tapping processes
Minimum quantity lubrication
Recycling
Torque
Cutting fluids

ABSTRACT

Nowadays, cooling fluids are the great environmental issue, because they consume a considerable amount of water and can pollute natural water sources for decades when they are discarded and disposed of irregularly. Based on this, the Minimum Quantity lubrication technique, that uses low amounts of fluids, has been used in drilling processes since 1990 and is a major breakthrough in reducing the use of cutting fluids. In this study, three different Minimum Quantity Lubrication cutting fluids were tested and compared with emulsions in cut and form tapping processes. A Full factorial design was performed to identify the significant effect of the type of oil, cooling/lubrication system and cutting/forming speed on the torque value of the tapping processes. A steering system carcass manufactured by A306 cast aluminum alloy was used as a workpiece in the tapping operations. The results showed that fluid A (ECOCLUT) in the Minimum Quantity lubrication system has a high potential to reduce torque value while minimizing the friction and can avoid that tools break, in some situations. Furthermore, form tapping was found to be a suitable alternative, since it does not generate chips, which reduces costs with recycling, storage, and waste disposal.

© 2016 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

Modern industries are always looking for new production technologies in order to minimize costs and increase quality. This has been the strategy of all manufacturing industries over the last two decades. However, in recent years, a new factor has changed the culture on the shop floor, which is the minimization of environmental impact (Pusavec et al., 2010a,b). Nowadays, cooling fluids are the great enemy of the environment, because they consume a considerable amount of water and can pollute natural water sources for decades when they are discarded and disposed of irregularly. The focus of industries is not only the use of minimal quantity of fluids but also the application of fewer fluids that are aggressive to the environment.

Several studies have been developed on machine processes such as turning, milling, drilling and grinding, aiming to increase the use of MQL in these processes. MQL systems can be used in all machine processes with a defined and undefined cutting edge. However, some manufacturing processes, such as grinding, are more difficult to be implemented due to their cutting dynamic. According to Sanchez et al. (2010), the application of CO₂ together with MQL in grinding processes resulted in lesser wear of the grinding wheels than when using traditional coolants. Furthermore, there was absence of thermal damage and the temperatures in the process were lower when the water-cooling was available, showing a promising future for this technique.

The first applications of the MQL technique in manufacturing processes were in the drilling of aluminum alloys. This situation occurred because the drills have a complex geometry and during the drilling process the actuation of cooling fluids is difficult. These studies have been conducted to raise awareness about the use of MQL in drilling processes. Biermann and Jovkov (2015) studied deep drilling in cast aluminum using the MQL system. According to the authors, the use of MQL and high feed rates ($f = 1, \dots, 4 \text{ mm/rev}$)

* Corresponding author.
E-mail addresses: sergio@ufsj.edu.br (S.L.M. Ribeiro Filho), jessica.tito@ufsj.edu.br (J.T. Vieira), jao687@hotmail.com (J.A. de Oliveira), etorio@ufsj.edu.br (Ê.M. Arruda), lincoln@ufsj.edu.br (L.C. Brandão).

Ribeiro Filho, S. L. M.; Oliveira, J. A.; Arruda, E. M.; Brandão, L. C. Analysis of burr formation in form tapping in 7075 aluminum alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 84, n° 5-8, pp. 957-967, 2016.

Int J Adv Manuf Technol
DOI 10.1007/s00170-015-7768-9



ORIGINAL ARTICLE

Analysis of burr formation in form tapping in 7075 aluminum alloy

Sérgio Luiz Mori Ribeiro Filho¹ · Juliano Aparecido de Oliveira¹ · Étory Madrilles Arruda¹ · Lincoln Cardoso Brandão¹

Received: 21 April 2015 / Accepted: 27 August 2015
© Springer-Verlag London 2015

Abstract All mechanical manufacturing processes with a defined cutting edge generate burrs. Normally, deburring processes remove burrs in later stages of production. Thus, removal of burrs increases the cost and the production time. Because of these problems caused on production lines, the formation of burrs has been the focus of extensive research. This paper, therefore, presents a study on burr formation in the form tapping process. Internal threads in workpieces of 7075 aluminum alloy were performed with uncoated and coated taps, and the burr formation at the entrance and exit was investigated. The results showed that the initial diameter variation only affected the burr formation at the entrance, and the most influential factor in burr formation at the exit was forming speed. Moreover, the metallographic analyses revealed a change in the grains of the laminated threads without the hardening of the thread profile.

Keywords Form tapping · Burrs · 7075 aluminum alloy · Microhardness

✉ Lincoln Cardoso Brandão
lincoln@ufjf.edu.br
Sérgio Luiz Mori Ribeiro Filho
sergiolmrf@gmail.com
Juliano Aparecido de Oliveira
jao687@hotmail.com
Étory Madrilles Arruda
etory@msn.com

¹ Department of Mechanical Engineering, Federal University of São João del-Rei, São João del-Rei, Brazil

1 Introduction

Burrs in the machining process have been the focus of extensive research due to the problems that they cause in production lines. Considering this, subsequent steps of deburring are necessary due to the burr formation. These stages avoid accidents with workers handling the mechanical components and loss of time with the deburring process. The minimization of burrs on the factory floor is as important as the minimization of tool wear. Lekkala et al. [1] state that both micromachining and macromachining processes produce burrs on machined parts, and burrs on microparts are well known to cause similar difficulties in the assembly of the macroparts.

There is no traditional machining process, such as turning, milling, and drilling, without burrs, and this is actually one of the great challenges in the modern manufacturing industry. Generally, burrs are formed at the exit of the tools in the machining processes; furthermore, it should be considered that burrs formed in milling and turning are easier to be controlled because of the flexibility of these processes with variations in speed and feed rate. According to Chen [2], there are five types of burr: wave type, curl type, knife type, edge break-out, and secondary burrs. The author reported the occurrence of these types of burrs in aluminum alloys. However, when micromilling is considered, Lekkala et al. [1] found six types of burr: Poisson burr, rollover burr, tear burr, entry burr, exit burr, and top burr. Their study showed that increasing the number of flutes decreases the burr height in the up and down milling processes, and the increase of feed rate decreases the burr height.

Aurich et al. [3] reported that the main types of burr in turning were major cutting edge and minor corner edge, and they were formed in great part in feed rate direction. According to the authors, on the other hand, milling generates major cutting edges, minor corner edges, forward or exit burrs,